

Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten und ihrer Nachbehandlung im Brückenbau

Stephanie Breunig

Mitteilungen

Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten und ihrer Nachbehandlung im Brückenbau

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Stephanie Breunig

aus Miltenberg

Hauptberichterin: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

Mitberichterin: Prof. Dr.-Ing. Natalie Stranghöner

Tag der mündlichen Prüfung: 31. Mai 2021

Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart

2022

Mitteilung des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2022-3

Stephanie Breunig	Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten und ihrer Nachbehandlung im Brückenbau
Herausgeber	Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann Pfaffenwaldring 7 70569 Stuttgart Deutschland Telefon: 0711/685-66245 Telefax: 0711/685-66236
Redaktion	Gloria Hofmann, M.Sc.

D93

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart.

Großer Dank gilt der **Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V.** für die Förderung und Unterstützung bei dem FOSTA-AiF-Vorhaben „Ganzheitliche Bewertung von Stahl- und Verbundeisenbahnbrücken nach Kriterien der Nachhaltigkeit“, spezieller Dank gilt Herrn Dr. Gregor Nüsse für die Leitung und Organisation der Sitzungen des Arbeitskreises. Auch bei den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses des FOSTA-Projekts möchte ich mich für die anregenden Diskussionen und konstruktiven Ergänzungen zu diesem Vorhaben bedanken.

Herzlichen Dank gilt dem **Deutschen Ausschuss für Stahlbau (DASt)** für die finanzielle und konstruktive Unterstützung bei dem DASt-HFH-Richtlinien Projekt. Herrn Hüller und Herrn Machura sei herzlich für das ausgewogene Verhältnis an Unterstützung und kritischen Fragen gedankt.

Der **Bundesanstalt für Wasserbau (BAW)** stellvertreten durch Herrn Dr. Deutscher und Frau Gabrys sei gedankt für die Ermöglichung des Forschungsprojekts „Untersuchungen zur Auswirkung variierender Ausführungsqualitäten einer HFH-Nachbehandlung und Beurteilung einfacher Methoden zur Überprüfung der Nachbehandlungsspur.“

Insbesondere gilt ein großer Dank den folgenden Firmen, die durch Ihre großzügigen Sach- und Dienstleistungsspenden die experimentellen Untersuchungen unterstützt haben.

Ich danke der *Dillinger AG* für die großzügige Blechspende. Ein herzliches Dankeschön geht an die Firma *PI TEC GmbH* für die wiederkehrende Unterstützung bei der Durchführung der Nachbehandlung der Versuchskörper.

Auch beim Ingenieurbüro *Mayer+Schubart* bedanke ich mich für die Unterstützung bei den Fragestellungen zu den Brückendetails, sowie für die Datenübergabe.

Den Projektpartnern des Karlsruher Institut für Technologie, der Technischen Universität München und der Universität Stuttgart sei ein großer Dank für jegliche Anregungen und eine angenehme Zusammenarbeit ausgesprochen.

Des Weiteren danke ich der *MPA Uni Stuttgart* für die gute Zusammenarbeit während aller Versuchsreihen, im Speziellen seien hier Herr Dr. Lotze, Herr Dr. Birtel sowie Herrn B. Schneider und Herrn H. Rigoll gedankt.

Seitens des Instituts habe ich große Unterstützung durch Herrn Oliver Schneider, Herrn Dr. Mathias Euler, sowie Herrn Dr. Konrad Kudla und Herrn Dipl.-Ing. Simon Bove erfahren. Frau Lisa-Marie Gölz danke ich für Ihre Hilfe und Unterstützung vor allem nach meiner Institutszeit. Auch den Masteranden Christina Reichert, Johannes Schorr, Helen Müller und Annika Hägele sei ein Dank ausgesprochen. Dem gesamten Kollegium danke ich für eine sehr angenehme Zeit am Institut, an die ich mich gerne zurückerrinnere.

Frau Prof. Kuhlmann danke ich für die Ermöglichung dieser Arbeit an Ihrem Institut, die fachlichen Anregungen und Diskussionen sowie den Rückhalt und die Unterstützung während der Institutszeit und darüber hinaus.

Frau Prof. Stranghöner danke ich herzlich für Ihre Bereitschaft die Aufgabe der Mitberichterin zu übernehmen.

Meinen Eltern und meinem Freund Philip gilt ein besonderer Dank für ihre allgegenwertige und uneingeschränkte Unterstützung und das entgegen gebrachte Verständnis.

Kurzzusammenfassung

Bei der Bemessung zyklisch beanspruchter Stahlkonstruktionen ist in vielen Fällen der Nachweis der Ermüdung bemessungsmaßgebend, weshalb eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit i.d.R. zu einer deutlich wirtschaftlicheren / nachhaltigeren Konstruktion führt. Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Konstruktionen hinsichtlich der Bemessung kann zum einen durch eine vorteilhaftere Kerbfallklasseneinordnung erfolgen. Da die vorliegenden Kerbfallklassen eine Vielzahl anwendungsrelevanter Möglichkeiten abdecken sollen, können für einzelne Beanspruchungszustände teilweise konservative Werte entstehen. Im Rahmen differenzierterer und detaillierterer Untersuchungen können verbesserte Kerbdetaileinstufungen erreicht werden. Zum anderen kann bei geschweißten Verbindungen eine gezielte Verbesserung der geometrischen und metallurgischen Kerbe durch eine Form der Schweißnahtnachbehandlung erfolgen.

Zu diesem Zweck werden innerhalb dieser Arbeit die Höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) als moderne Methode der Schweißnahtnachbehandlung an gängigen Kerbdetails untersucht. Gezielte experimentelle Untersuchungen zum Bauteileinfluss und zum Einfluss des einwirkenden Spannungsverhältnisses führen zu weiterführenden Erkenntnissen, die mitunter zur Entwicklung der Bemessungsempfehlung für die DAST-Richtlinie 026 beitragen.

Die Sicherstellung einer entsprechenden Nachbehandlungsqualität und deren Überprüfbarkeit werfen in Bezug auf die HFH-Anwendung in der Baupraxis Fragen auf. In diesem Zusammenhang werden Möglichkeiten zur Qualitätssicherung bei der Anwendung der HFH-Verfahren untersucht und deren Effektivität beurteilt. Gezielte experimentelle Untersuchungen am Detail der unbelasteten Quersteife gestützt durch Eigenspannungsmessungen, klären den Einfluss etwaiger vom Optimum abweichender Nachbehandlungszustände auf die Ermüdungsfestigkeitsverbesserung.

Am Beispiel der modernen Eisenbahntrogbrücken mit dickem Fahrblech wird die Effektivität der Schweißnahtnachbehandlung für die unbelastete Quersteife betrachtet und die bemessungstechnische Anwendbarkeit entsprechend der DAST-Richtlinie 026 unter Betriebsbeanspruchung überprüft.

Die Ermüdungsbemessung des Eisenbahnbrückentyps Dickblech-Trogbrücke wird sowohl auf der Widerstandsseite als auch auf der Einwirkungsseite detailliert betrachtet. Umfangreiche experimentelle und numerische Untersuchungen zum Kerbdetail der querbiegebelasteten Doppelkehlnaht führen zur differenzierten Einstufung dieses Schweißdetails. In Hinblick auf die Verwendung des Schweißdetails bei diesem speziellen Brückentyp mit dicken Blechen wird der Maßstabeffekt identifiziert und darüber hinaus die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch eine HFH-Anwendung untersucht.

Weiter werden mit Abwicklung der Trogbrückenversuche und einem entsprechenden numerischen Modell der Versagensmodus des gesamten Brückentyps detailliert beschrieben und kritische Stellen identifiziert. Hinsichtlich der kritischen Schweißdetails werden Empfehlungen zur Ermittlung der Bemessungsspannungen mithilfe von Grenzbetrachtungen gegeben. Abweichend von aktuellen Regelungen wird für das kritische Kerbdetail eine Überlagerung der einzelnen gleichzeitig einwirkenden Spannungskomponenten als Hauptspannungsbetrachtung empfohlen.

Abstract

Within the design of cyclic loaded steel structures, the fatigue design is likely to be the most requiring verification. This is why an enhancement in fatigue resistance leads significantly to more economical and sustainable structures. The improvement of fatigue resistance concerning the fatigue design might be reached by a more advantageous classification of weld details. Due to the fact that the existing detail catalogue is supposed to cover a huge amount of practically relevant possibilities, some loading cases might be classified as too conservative. More differentiated and more detailed investigations might lead to improved fatigue resistances. Another possibility to enhance the fatigue resistance of welded details is the systematic improvement of the geometrical and metallurgical notch by some sort of post-weld treatment.

For this purpose the high-frequency mechanical impact treatments (HFMI) as a modern kind of post-weld treatment are investigated on common notch details within this thesis. Experimental investigations with the focus on size effect and loading stress ratio lead to further knowledge, which amongst other findings contribute to the development of design recommendations for the DASt-Guideline 026.

The ensurance of a certain treatment quality and its verifiability with regard to HFMI-application in the construction practice raise issues. In this context possibilities of quality assurance for the application of HFMI-treatments are investigated and its effectiveness evaluated. Appropriate experimental investigations on the unloaded transverse stiffener and corresponding residual stress measurements clarify the influence of unsuitable treatment conditions onto the fatigue improvement.

The modern type of railway trough bridge with a thick track plate is used as an example for the effectiveness of post-weld treatment and the application of the design recommendation according to the DASt-Guideline 026 under operational loading is proven for the unloaded transverse stiffener.

The fatigue design of the railway bridge type thick plate trough bridge is considered in detail on the resistance as well as the loading side. Extensive experimental and numerical investigations on the transverse bended double fillet weld lead to differentiated classification of this welded detail in terms of fatigue resistance. With regard to the use in this particular bridge type with thick plates the size effect is identified within further experiments and the enhancement of the fatigue resistance with the help of HFMI-application is considered.

Further, the performance of the big size trough bridge tests in combination with the corresponding numerical model, the failure mode of the bridge type can be described in detail and critical locations are identified. Concerning the critical welded details, recommendations for the determination of design stresses are given with the help of an incremental approach. Differing from current design rules it is recommended to superpose the single simultaneously acting stress components to the principal stress hypothesis.

Inhaltsverzeichnis

1	Zielsetzung.....	1
1.1	Motivation.....	1
1.2	Inhalt und Gliederung dieser Arbeit	2
2	Höherfrequente Hämmerverfahren (HFH).....	5
2.1	Schweißnahtnachbehandlung.....	5
2.1.1	Allgemeines.....	5
2.1.2	Verschiedene Schweißnahtnachbehandlungsverfahren.....	5
2.1.3	Zusammenfassung und aktueller Stand der Normung.....	7
2.2	Wirkungsweise und Voraussetzungen zur Anwendung der HFH-Verfahren.....	9
2.3	Vorstellung der betrachteten und angewandten HFH-Verfahren.....	11
2.3.1	Allgemeines.....	11
2.3.2	PIT-Verfahren.....	11
2.3.3	UIT-Verfahren.....	12
2.3.4	HiFIT-Verfahren.....	12
2.3.5	Vergleichbarkeit der HFH-Verfahren.....	13
3	Stand der Technik und Normung.....	17
3.1	Bisher vorliegende Bemessungskonzepte basierend auf Nennspannungskonzept	17
3.1.1	Bemessungsvorschläge basierend auf dem Nennspannungskonzept.....	17
3.1.2	Bemessungsvorschlag nach Dürr [46].....	18
3.1.3	Bemessungsvorschlag unter Verwendung des Nennspannungskonzepts nach Weich [170] / Refresh [163]	19
3.1.4	Bemessungsvorschlag nach IIW-Recommendations [108].....	19
3.1.5	Erweiterung des IIW-Vorschlags für ultrahochfeste Baustähle nach Berg [4]	21
3.2	Bemessungsansätze basierend auf lokalen Nachweiskonzepten	22
3.2.1	Bemessungsvorschlag Weich [170] / Refresh [163]	22
3.3	Numerische Simulation von Höherfrequenten Hämmerverfahren	23
3.3.1	Allgemeines.....	23
3.3.2	Kerbspannungsansatz und Simulation des eingebrachten Eigenspannungszustands nach Dürr [46]	23
3.3.3	Modellierung mit effektiven Nennspannungen nach Weich [170].....	25
3.3.4	Numerische Simulation des Eigenspannungszustands nach Gkatzogiannis [58].....	25
4	Ermüdungsfestigkeitsbeeinflussende Faktoren.....	27
4.1	Allgemeines	27
4.2	Einfluss der Streckgrenze	28
4.2.1	Allgemeines.....	28
4.2.2	Umgekehrter Zustand	28

4.2.3	Im Schweißzustand.....	28
4.2.4	Im HFH-Zustand.....	29
4.3	Bauteileinfluss.....	30
4.3.1	Allgemeines	30
4.3.2	Berücksichtigung des Blechdickeneffekts nach DIN EN 1993-1-9 [28].....	31
4.3.3	Aufarbeitung bisheriger Untersuchungen zum Größeneinfluss an HFH-nachbehandelten Konstruktionsdetails.....	32
4.4	Einfluss der Mittelspannung	34
4.4.1	Allgemeines	34
4.4.2	Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses bei der Ermüdungsfestigkeitsbemessung nach DIN EN 1993-1-9 [28].....	37
4.4.3	Mittelspannungseinfluss bei HFH-nachbehandelten Konstruktionsdetails	37
5	Eigene experimentelle Untersuchungen.....	41
5.1	Versuchsprogramm der Trägerversuche mit HFH-nachbehandelter Quersteife.....	41
5.2	Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen	42
5.3	Gemeinsamkeiten der Trägerversuche der Serien T1 und T2.....	45
5.3.1	Steifengeometrie	45
5.3.2	Materialeigenschaften der Walzträgerserie T2	46
5.3.3	Versuchskörperfertigung der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1).....	47
5.3.4	Nachbehandlung der Trägerversuchsserien T1 (R = -1,0) und T2 (R = 0,1).....	47
5.4	Trägerversuche an Walzprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus S355 im Zugschwellbereich R = 0,1	48
5.4.1	Erwarteter Eigenspannungsverlauf aus Walzprozess	48
5.4.2	Abmessungen der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1)	48
5.4.3	Messtechnik	48
5.4.4	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1)...	49
5.4.5	Nennspannungsermittlung der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1).....	50
5.4.6	Versagen der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1).....	51
5.4.7	Versuchsergebnisse der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1).....	53
5.4.8	Rissbildung am gedrückten Obergurt	55
5.5	Versuche an geschweißten Trägerprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus höherfestem Baustahl S690	57
5.5.1	Motivation und Vorgehen.....	57
5.5.2	Behandlung nach dem Schweißen	58
5.5.3	Messtechnik	59
5.5.4	Versuchsergebnisse der Trägerserie	59
5.5.5	Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse	64
5.5.6	Fazit für die Versuchsserie aus S690 aus dem Forschungsvorhaben OptiBri [74].....	68

5.6	Trägerversuche an Walzprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus S355 mit Spannungsverhältnis $R = -1,0$	69
5.6.1	Planung und Versuchskörperfertigung der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)	69
5.6.2	Versuchsaufbau und -durchführung der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)	69
5.6.3	Messtechnik	71
5.6.4	Einfluss der Prüffrequenz und gewähltes Abbruchkriterium	71
5.6.5	Versuchsergebnisse der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)	72
5.6.6	Rissbild der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)	74
5.7	Zusammenfassende statistische Auswertung aller Trägerversuche	74
5.7.1	Allgemeines zur statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse	74
5.7.2	Auswertung des Mittelspannungseinfluss und der Wöhlerlinienneigung m	76
5.7.3	Auswertung des Bauteileinflusses - Gegenüberstellung zur Kleinversuchsserien E1 und E2 mit den Versuchsergebnissen der Trägerversuchsreihen T1 und T2	80
5.7.4	Anrissverhalten der Trägerversuche	82
6	Evaluierung der beeinflussenden Faktoren	85
6.1	Datengrundlage zur Beurteilung der Bemessungskonzepte	85
6.1.1	Überblick	85
6.1.2	Datenumfang nach verschiedenen Kriterien	88
6.2	Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Quersteifenversuche nach Einflusskriterien	90
6.2.1	Mittelspannungseinfluss in Abhängigkeit der Streckgrenze	90
6.2.2	Bauteileinfluss	97
6.2.3	Blechdickeneffekt	105
6.3	Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Stumpfstoßversuche nach Einflusskriterien	109
6.3.1	Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss	109
6.3.2	Bauteileffekt	113
6.4	Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Längssteifenversuche nach Einflusskriterien	114
6.4.1	Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss	114
6.5	Weitere Beanspruchungszustände	117
6.5.1	Überlasten in Abhängigkeit der Streckgrenze	117
6.5.2	Biegebeanspruchte Bleche mit aufgeschweißten Steifen	119
7	Nachweis HFH-behandelter Kerbdetails entsprechend der DAST-Richtlinie 026 [13]	123
7.1	Verbesserte Ermüdungsfestigkeiten für HFH-behandelte Kerbdetails Quersteife, Stumpfstoß und Längsteife	123
7.2	Vergleich zu IIW-Recommendations	128
7.3	Betriebsbeanspruchung von Brückenbauwerken und die Berücksichtigung des Spannungsverhältnisses	131

7.3.1	Allgemeines	131
7.3.2	Betriebsbeanspruchung einer typischen Eisenbahnbrücke mit kurzer Spannweite ...	132
7.3.3	Untersuchungen zur Ermittlung der Beanspruchung an Straßenbrücken nach Shams-Hakimi [147].....	137
7.4	Zusammenfassung.....	138
8	Qualitätssicherung.....	141
8.1	Erfordernis eines Qualitätssicherungskonzepts.....	141
8.2	Bisherige Ansätze der Qualitätssicherung für HFH-Verfahren	141
8.2.1	Almen-Streifen-Test	141
8.2.2	Spurtiefenmessung.....	142
8.3	Existierende Ermüdungsversuche mit unterschiedlicher Qualität der Nachbehandlung	145
8.3.1	Allgemeines	145
8.3.2	FATWELDHSS [167]	146
8.3.3	DURIMPROVE [3]	146
8.3.4	Untersuchungen zur variierenden Qualität von UIT-Behandlung der University Waterloo (Rana Tehrani Yekta) [157]	149
8.4	Ermüdungsversuche an mit unterschiedlicher Qualität nachbehandelten Versuchskörpern der Quersteife.....	153
8.4.1	BAW Projekt [90].....	153
8.4.2	Variation der Nachbehandlung	154
8.4.3	Eindrucktiefenbestimmung.....	155
8.4.4	Versuchsergebnisse.....	159
8.4.5	Auswertung der Versuchsergebnisse	161
8.4.6	Beurteilung des Anrissverhaltens und der Bruchflächen der Ermüdungsversuche ...	163
8.5	Härtemessungen mittels mobilem Härteprüf-Verfahren	165
8.5.1	Allgemeines	165
8.5.2	Untersuchungen mittels stationärer Härteprüfung am Grundmaterial.....	166
8.5.3	Allgemeines zum mobilen Härteprüfverfahren Ultrasonic Contact Impedance (UCI).....	170
8.5.4	Erste Untersuchungen mit mobilen Härtemessverfahren am Grundwerkstoff im Rahmen der Masterarbeit von Müller [112]	171
8.5.5	Erste Untersuchungen mit mobilen UCI-Messverfahren an HFH-nachbehandelten Schweißnahtübergängen	172
8.6	Eigenspannungsmessungen.....	175
8.6.1	Motivation der Untersuchungen mittels Eigenspannungsmessung	175
8.6.2	Durchführung der Eigenspannungsmessungen.....	176
8.6.3	Ergebnisse und Auswertung der Eigenspannungsmessungen	177
8.6.4	Weiterführende Eigenspannungsmessungen an gering PIT-nachbehandelten Schweißnahtübergängen mit visuellem Abgleich.....	179

8.7	Zusammenfassung und erster Ansatz zur Qualitätssicherung.....	182
9	Trogbrücken und deren Tragverhalten.....	187
9.1	Dickblech-Trogbrücke als innovative Lösung für den Ersatzneubau	187
9.2	Tragwirkung und Komponenten der Dickblechtrogbrücke	188
9.3	Bemessung herkömmlicher Trogbrücken mit Querträgern	189
9.4	Tragverhalten der Dickblech-Trogbrücke mit Hilfe der Verallgemeinerten Technischen Biegelehre	190
9.5	Referenzbauwerk - EÜ über die Karl-Broel Straße	192
9.6	Bemessung einer Dickblech-Trogbrücke.....	192
9.6.1	Überblick	192
9.6.2	Entwurfskriterien.....	193
9.6.3	Grenzzustand der Tragfähigkeit	193
9.6.4	Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit	195
9.6.5	Nachweis der Ermüdung	195
9.7	Weitere Trogbrückentypen	197
9.8	Fragestellung und Versuchsprogramm	198
10	Kerbdetail Stegbiegung.....	201
10.1	Differenzierung nach Beanspruchungsart.....	201
10.2	Auswertung existierender Untersuchungen aus der Literatur	202
10.3	Eigene durchgeführte Untersuchungen (Kleinversuchsserie).....	209
10.3.1	Versuchskörperfertigung	209
10.3.2	Messeinrichtung	210
10.3.3	Versuchsdurchführung	211
10.3.4	Versuchsergebnisse	212
10.3.5	Makroschliffe	214
10.3.6	Versuchsauswertung.....	214
10.3.7	Eindrucktiefenuntersuchungen	224
10.4	Kerbspannungsbetrachtung.....	225
10.4.1	Vorhergehende Untersuchungen nach Günther [86]	225
10.4.2	Motivation und Modellaufbau.....	225
10.4.3	Einfluss der Basisblechbreite b_b und Verifizierung des Modells	227
10.4.4	Anpassung der Modellgeometrie auf den schrägen Stegblechanschluss.....	229
10.4.5	Untersuchung zum Einfluss der Beanspruchungsrichtung unter reiner Biegung	230
10.4.6	Untersuchungen zum Einfluss der Beanspruchungsrichtung unter zusätzlicher Zugbeanspruchung	236
10.4.7	Parameterstudie zum Blechdickeneffekt	237
10.4.8	Übertragung der Ergebnisse auf praxisübliche HY-Nähte	240

10.5	Vorschlag für die Aufnahme querbiegebeanspruchter Schweißnähte in DIN EN 1993-1-9 [28].....	244
10.5.1	Gültigkeitsbereich und Grundlegendes.....	244
10.5.2	Vorschlag für querbiegebeanspruchte Doppelkehlnähte	244
11	Trogbrückenversuche.....	247
11.1	Fragestellung und Versuchsplanung	247
11.2	Verwendetes Material und Herstellung der Versuchskörper	248
11.3	Nachbehandlung der Trogbrückenversuche.....	249
11.4	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	249
11.5	Messeinrichtung.....	253
11.6	Ergebnisse der Trogbrückenversuche	255
11.6.1	Allgemeines	255
11.6.2	Globale Tragwirkung.....	256
11.6.3	Dehnungen auf der Untergurtoberseite.....	258
11.6.4	Stegbiegeverhalten.....	259
11.6.5	Spannungsverhältnisse.....	260
11.6.6	Rissprüfung.....	261
11.7	Fraktografische Untersuchungen und Makroschliffe der Halsdoppelkehlnaht.....	268
11.7.1	Übersicht.....	268
11.7.2	Bruchflächen.....	268
11.7.3	Beurteilung der Anrisse anhand der Makroschliffe	271
11.8	Interpretation nach Versuchsende	273
11.9	Interpretation hinsichtlich der Anwendung des HFH-Verfahrens	278
11.9.1	Schweißnahtfehler	278
11.9.2	Beobachtungen bezüglich der Dehnungen.....	279
11.10	Zusammenfassung der Erkenntnisse der Trogbrückenversuche	279
11.11	Numerische Modellierung der Trogbrückenversuche.....	280
11.11.1	Allgemeines	280
11.11.2	Erstellung des FE-Modells.....	280
11.11.3	Validierung des Modells.....	283
11.11.4	Ergebnisse der Quer- und Längsdehnungen entlang des Trogbrückenversuchs.....	286
11.11.5	Wirkung der Quersteifen	290
11.11.6	Fazit	296
11.12	Numerische Modellierung einer 15 m Dickblech-Trogbrücke unter verschiedenen Beanspruchungszuständen und unter Variation verschiedener Querschnittsparameter	297
11.12.1	Modellaufbau und Beanspruchung	297
11.12.2	Ergebnisse der Parameterstudie zum Querbiegeverhalten.....	298
11.12.3	Ableitung für die Abschätzung der Stegbiegespannungen	303

11.13 Ermüdungsauslegung von Dickblech-Trogbrücken mittels Nennspannungskonzept.....	304
11.13.1 Ermittlung der Bemessungsspannungsschwingbreite für den Ermüdungsnachweis..	304
11.13.2 Hinweise zur Ermittlung der einwirkenden Spannungsanteile mittels numerischer Modellierung	306
12 Zusammenfassung und Ausblick	307
12.1 Zusammenfassung der Erkenntnisse.....	307
12.2 Ausblick hinsichtlich offener Fragen.....	308
13 Literaturverzeichnis	311
14 Abbildungsverzeichnis.....	321
15 Tabellenverzeichnis	333

Abkürzungsverzeichnis / Abbreviations and symbols

AW	As-welded (wie geschweißt)
DASt	Deutscher Ausschuss für Stahlbau
DL	Durchläufer
DMS	Dehnmessstreifen
HFH	Höherfrequente Hämmerverfahren
HiFIT	High Frequency Impact Treatment
IIW	International Institute of Welding
PIT	Pneumatic Impact Treatment
Ril.	Richtlinie (Abkürzung der DB AG)
UIT	Ultra Sonic Impact Treatment

Formelzeichen und Einheiten

%	Prozent
μm	Mikrometer
cm/min	Zentimeter pro Minute
F_o	Oberlast
F_u	Unterlast
f	Frequenz
f_y	Streckgrenze
f_u	Zugfestigkeit
h/m ²	Stunden / Quadratmeter
Hz	Hertz
kg	Kilogramm
k_N	Lebensdauerverlängerungsfaktor
k_s	Abminderungsfaktor für den Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit zur Berücksichtigung der Größenabhängigkeit
kA/m	Kiloamper pro Meter
kp/mm ²	Kilopond pro Quadratmillimeter
m	Meter
m	Neigung der Ermüdungsfestigkeitskurve
m/min	Meter / Minute
mm	Millimeter
Mpa	Megapascal
N	Schwingspielzahl
N	Newton
N/mm	Newton pro Millimeter
N/mm ²	Newton pro Quadratmillimeter
R	Spannungsverhältnis
t	Blechdicke
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite (Längsspannung)
$\Delta\sigma_1$	1. Hauptspannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_c$	Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit bei $N_c = 2 \times 10^6$ Schwingspiele
$\Delta\sigma_{c,red}$	Reduzierter Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit
σ_{ES}	Eigenspannung
σ_m	Mittelspannung
σ_o	Oberspannung, betragsmäßig höhere Spannung
σ_u	Unterspannung, betragsmäßig niedrigere Spannung

1 Zielsetzung

1.1 Motivation

Ingenieurbauwerke der Infrastruktur wie Tunnel, Eisenbahn- und Straßenbrücken sind nicht nur innerhalb Deutschlands erhöhten Beanspruchungen durch eine stetig steigende Anzahl an Überfahrten in Kombination mit zunehmenden Transporttonnagen ausgesetzt. Auch in Nachbarländern wie der Schweiz, Frankreich und Belgien werden diverse Ingenieurbauwerke zunehmend in Mitleidenschaft gezogen und in den letzten Jahren vermehrt saniert oder ersetzt. Zum einen werden diese Infrastrukturbauwerke nun erneuert, weil deren angestrebte Lebensdauer bereits erreicht oder gar überschritten ist, aber auch, weil schon vor Ablauf der gewünschten Lebensdauer durch die erhöhte Beanspruchung Schäden auftreten.

In einigen Fällen ist das durchaus auf unterschätzende Verkehrsprognosen zurückzuführen, in anderen Fällen durch fehlerhafte und wenig nachhaltig konstruierte Konstruktionsdetails und Missachtung wesentlicher Konstruktionsgrundsätze für ermüdungsbeanspruchte Tragwerke. Auch fälschlich angenommene Idealisierungen oder fehlinterpretiertes Tragverhalten zählen zu den Gründen eines, immer wieder durch die Presse, als marodes Straßen- und Eisenbahnverkehrsnetz bezeichneten Brückennetzes.

Der verantwortungsvolle Umgang mit den vom deutschen Staat zur Verfügung gestellten Finanzmitteln verlangt den Auftraggebern nun also mehr denn je eine wohlüberlegte Beurteilung und Entscheidung für eine bestimmte Konstruktion beziehungsweise einen bestimmten Brückentyp ab. Erste nationale Forschungsprojekte zielten aus diesem Grund darauf ab, Entscheidungshilfen für verschiedenartige Brückenbauwerke zu entwickeln, die neben dem häufig priorisierten Kriterium der Herstellkosten, auch Aspekte der Nachhaltigkeit bzw. Funktionalität berücksichtigen. Durch die Verlagerung der Kriterien zu beispielsweise instandhaltungsarmen und bauzeitenreduzierten Konstruktionen und somit zu vermindernden Ablaufstörungen innerhalb des Straßen- und Eisenbahnnetzes führen zu interessanten und anspruchsvollen Stahl- und Verbundbrückenlösungen.

Einer dieser aus den heutigen Bedürfnissen heraus entwickelten Brückentypen, der sich speziell für den Brückenbau im innerstädtischen Eisenbahnnetz eignet, ist die sogenannte Dickblech-Trogbrücke. Aufgrund des jungen Alters dieses Konstruktionstyps sind bisher kaum Schäden bekannt und das Langzeitverhalten nicht erforscht.

Eine hinreichend sichere und zugleich wirtschaftliche Bemessung erfordert eine Kombination aus richtig gewählten Annahmen und Berücksichtigung aller auftretenden Phänomene unter Anwendung analytischer oder etablierter anwenderfreundlicher numerischer Verfahren mit begrenztem Rechenaufwand.

Gerade die Ermüdungsbemessung wurde im Brückenbau lange Zeit vernachlässigt, so dass es immer wieder zu frühzeitigen Ermüdungserscheinungen an stark frequentierten Brückenbauwerken und damit zu volkswirtschaftlichen Schäden kommt. Die vorliegende Arbeit soll einen Beitrag dazu leisten, den innovativen bahnspezifischen Brückentyp der Dickblech-Trogbrücke besser zu verstehen und hinsichtlich der ermüdungsrelevanten Stellen hinreichend genau bemessen zu können.

Verfahren zur Verbesserung der Dauerhaftigkeit bieten außerdem die Möglichkeit, Schwachpunkte, beispielsweise Schweißnähte verschiedener ermüdungsbeanspruchter Konstruktionen gezielt zu optimieren. Mangels fehlender normativer Regelung dieser Verfahren zur Berücksichtigung bei der Ermüdungsbemessung, kommt es jedoch nur in sehr seltenen Fällen zur Anwendung dieser Verfahren. Um das Potential dieser Verfahren für künftige Bauwerke ausschöpfen zu können, bedarf es abgesicherter Konzepte

zur Bemessung und Überprüfung der Durchführung dieser vielfältigen Schweißnahtnachbehandlungsverfahren. Dabei sind sicherheitsrelevante Aspekte wie Absicherung und ausreichende Kenntnis von bestimmten Randbedingungen und beeinflussenden Parametern, zwingend erforderlich.

1.2 Inhalt und Gliederung dieser Arbeit

In Anschluss an die Darstellung der Gliederung in diesem Kapitel, wird das Höherfrequente Hämmern als modernes Schweißnahtnachbehandlungsverfahren in Kapitel 2 vorgestellt. Neben Schweißnahtnachbehandlungen im Allgemeinen, liegt der Fokus auf der Wirkungsweise der Höherfrequenten Hämmerverfahren, den damit verbundenen Anwendungsmöglichkeiten und den in dieser Arbeit betrachteten Verfahren, sowie deren Vergleichbarkeit.

In Kapitel 3 wird der Stand der Technik und Normung zu bestehenden Bemessungsansätzen für Schweißnahtnachbehandlungen aufgegriffen und die Fragestellungen hinsichtlich der Ermüdungsbemessung unter Anwendung der Höherfrequenten Hämmerverfahren für die Folgekapitel formuliert.

Anhand Kapitel 4 werden die ermüdungsfestigkeitsbeeinflussenden Faktoren Streckgrenze, Mittelspannung und Bauteileinfluss näher beleuchtet und die offenen Fragestellungen formuliert, die zu den in Kapitel 5 durchgeführten experimentellen Untersuchungen führen.

Diese experimentellen Untersuchungen - hauptsächlich bestehend aus Trägerversuchsserien unterschiedlicher Stahlgüte und unterschiedlicher Beanspruchungssituation - werden deren kleinformatischen Referenzserien, die im Rahmen von Kooperationsprojekten bei Forschungspartnern durchgeführt wurden, in Kapitel 5 gegenübergestellt und ausgewertet. Anhand dieser experimentellen Untersuchungen und gesammelten Versuchsdaten aus der Literatur findet die statistische Auswertung zur Ermittlung der durch qualifizierten HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit in Kapitel 6 statt. Anwendungsgrenzen und kritische Beanspruchungszustände werden darüber hinaus diskutiert und überprüft. Dabei wird die Anwendung des Höherfrequenten Hämmerns auf drei verschiedene Konstruktionsdetails betrachtet.

Der Nachweis der Ermüdung HFH-behandelter Kerbdetails auf Basis des Nennspannungskonzepts unter Berücksichtigung der vorausgehenden Erkenntnisse wird in Kapitel 7 beschrieben. Unterschiede zur internationalen Bemessungsempfehlung werden gezeigt und das Bemessungsbeispiel anhand der Dickblech-Trogbrücke führt zu offenen Fragestellungen hinsichtlich der Beanspruchungssituation von betriebsbeanspruchten Brückenbauwerken.

In Kapitel 8 werden offene Fragen zur Qualitätssicherung bei Anwendung der Höherfrequenten Hämmerverfahren auf Kehlnähte vertieft betrachtet. Darunter die Frage der Auswirkung einer fehlerhaften HFH-Nachbehandlung auf die Ermüdungsfestigkeit von unbelasteten Quersteifenkehlnähten am Beispiel des PIT-Verfahrens. Aufbauend auf Ermüdungsversuchen, gekoppelt mit Eigenspannungsmessungen und geprüften Methoden zur Identifizierung, werden mögliche Ansätze zur Erkennung eines vom Optimum abweichenden HFH-Nachbehandlungszustands gegeben.

In Kapitel 9 dieser Arbeit werden anhand des Brückentyps der Dickblech-Trogbrücke das speziell durch die Abwesenheit der Querträgerstruktur bestimmte Tragverhalten analysiert und offene Fragen, sowohl zur Beanspruchung als auch zur Beanspruchbarkeit in Hinblick auf die Bemessung einer dauerhaften ermüdungsbeanspruchten Konstruktion formuliert. Mit Hilfe von klein- und großformatigen Ermüdungsversuchen werden die Einwirkungs- wie auch die Widerstandsseite experimentell ermittelt. Die Versuche werden in den Kapiteln 10 und 11 vorgestellt und deren Auswertung aufbereitet. Darüberhinaus bietet die Schweißnahtnachbehandlung durch Höherfrequente Hämmerverfahren die Möglichkeit, auch für die an der Trogbrücke auftretende Kehlnaht unter Querbiegung die Ermüdungsfestigkeit zu steigern. Das

Maß der Verbesserung wird speziell für dieses Detail betrachtet und unter Berücksichtigung der Anwendungsgrenzen eine Empfehlung gegeben.

Durch numerische Untersuchungen der Kerbwirkung eines einzelnen Details, wie auch der numerischen Modellierung der globalen Tragwirkung der gesamten Brückenkonstruktion, können die empirisch ermittelten Erkenntnisse aus den Kapiteln 10 und 11 ergänzt und erweitert werden. Abschließend werden die Erkenntnisse aus den Kapiteln 10 bis 11 zusammenfassend in die Ermüdungsauslegung für Dickblech-Trogbrücken in Kapitel 11 überführt.

Mit Kapitel 12 werden die Ergebnisse dieser Arbeit zusammengefasst und ein Ausblick über mögliche weitere Untersuchungen in Ergänzung zu den dargestellten Untersuchungen gegeben.

2 Höherfrequente Hämmerverfahren (HFH)

2.1 Schweißnahtnachbehandlung

2.1.1 Allgemeines

Neben Schweißnahtnachbehandlungsverfahren, die zur geometrischen Verbesserung der Schweißnahtkerbe führen, wie dem Ausschleifen, werden seit den 1970er Jahren Schweißnahtnachbehandlungsverfahren stetig weiterentwickelt, die den oberflächennahen Eigenspannungszustand der Schweißnahtkerbe positiv beeinflussen. Der wesentliche Unterschied besteht darin, dass die geometrisch verändernden Verfahren eine positive Wirkung für die äußere Beanspruchung haben, da sie die Spannungskonzentration am Nahtübergang herabsetzen. Die eigenspannungsabbauenden Verfahren - die in der Regel zusätzlich eine Verbesserung der Kerbgeometrie beinhalten - verändern dagegen den inneren Spannungszustand.

Eine Gegenüberstellung durch Smith et al. [149] der ersten Verfahren zeigt deutlich die Vorteile der eingebrachten Druckeigenspannungen gegenüber den lediglich geometrisch veränderten Probekörpern.

Die Berücksichtigung der durch Anwendung aller Arten von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren erlangten verbesserten Ermüdungsfestigkeiten auf der Widerstandsseite, finden jedoch im Gegensatz zur Anwendung im Maschinenbau, im bauaufsichtlich geregelten Bereich nur langsam Eingang in Normen- und Regelwerke.

Im Folgenden werden einzelne repräsentative Schweißnahtnachbehandlungsverfahren vorgestellt, deren Wirkungsweisen und Anwendungsfelder beschrieben, sowie abschließend die normative Grundlage zur Berücksichtigung der Ermüdungsfestigkeitsverbesserung dieser Verfahren gegeben.

2.1.2 Verschiedene Schweißnahtnachbehandlungsverfahren

Schleifen. Beim Schleifen jeglicher Art handelt es sich um ein Kerbgeometrie veränderndes Verfahren. Das flächige Überschleifen von beispielweise Stumpfstößen oder Schleifen von Kehlnahtübergängen findet häufig Anwendung im Stahlbrückenbau, um äußerliche Schweißnahtungängen, z.B. Schweißspritzer oder auch übermäßige Überhöhungen zu entfernen.

In vorangehenden Untersuchungen nach Cordiano [10] und Knight [83] wurde ausgeschlossen, dass durch das Schleifen ebenfalls Druckeigenspannungen eingebracht werden. Dafür wurden zwei Versuchsserien geschliffen, eine davon wurde anschließend spannungsarmgeglüht. Beide Versuchsreihen erzielten die gleichen Ergebnisse, was darauf schließen lässt, dass beide den gleichen, also nicht veränderten Eigenspannungszustand zu Beginn der Versuchsdurchführung aufwiesen. Zusammenstellungen nach Gurney [66] von mit schleifenden Verfahren nachbehandelten Schweißnahtübergängen belegen eine um mindestens 60 %ige Verbesserung bei 2×10^6 Schwingspielen unter Zugschwellbeanspruchung.

WIG-Aufschmelzen (TIG-Remelting). Durch Aufschmelzen einer bestehenden Schweißnaht mithilfe eines Wolfram-Inergasschweißgeräts, wird die Nahtkerbe aufgeschmolzen und dadurch ausgerundet. Das Verfahren eignet sich auch in diesem Fall am ehesten für Anwendungen bei denen das Detail quer zur Schweißnahtachse beansprucht ist. Verbesserungen im Bereich von 35 – 170 % bei 2×10^6 Schwingspielen konnten beobachtet werden, wobei die Ergebnisse im Bereich von 60 % als repräsentativ beurteilt werden. [66] Untersuchungen nach Minner [110], die die Durchführung von Trägerversuchen miteinschlossen, führten zur Empfehlungen, die zulässigen Spannungen für WIG-behandelte Kehlnähte um 75 % und für WIG-behandelte Stumpfnähte um 25 % zu erhöhen.

Kugelstrahlen. (Verfestigungsstrahlen) Das Kugelstrahlen ist in die Gruppe der randschichtverfestigenden Nachbehandlungsverfahren einzuordnen. Durch das Bestrahlen der Bauteiloberfläche mit kugelförmigem Strahlgut unter definierten und aufeinander abgestimmten Bedingungen findet eine Verfestigung der oberflächennahen Randschicht statt, so dass die Mikrorissinitiierung minimiert wird. Ebenso werden Schweißeigenstress abgebaut, so dass im oberflächennahen Bereich bis zu einer Tiefe von bis ca. 0,5 mm Druckeigenstress vorliegen. Aus den beiden genannten Effekten ergeben sich verbesserte Ermüdungseigenschaften, die im Bereich einer zweifachen Steigerung der Ermüdungsfestigkeit liegen können.

Reinigungsstrahlen. Ähnlich dem Kugelstrahlen, handelt es sich bei dem Reinigungsstrahlen um ein oberflächenbehandelndes Verfahren. Neueste Untersuchungen nach Gericke et al. [59] erreichen durch Anpassung des Strahlzeugs und der Strahlparameter wesentlich verbesserte Ermüdungsfestigkeitswerte als mit den normalerweise im Stahlbau üblichen Strahlparametern zur Oberflächenvorbereitung. Da geschweißte Stahlbauteile i.d.R. einer Reinigungsstrahlung unterzogen werden, um die Oberfläche für den Korrosionsschutz vorzubereiten, kann hierdurch ein separater Fertigungsschritt für die Nachbehandlung eingespart werden.

Spannungsarmglühen. Durch das nachträgliche Glühen im Temperaturbereich von 550 bis 650°C Celsius lösen sich Eigenstress in geschweißten Bauteilen, so dass ein verbesserter Eigenstresszustand erreicht wird. Die geometrischen Anforderungen an das zu glühende Bauteil hängen dabei stark von den Randbedingungen des Glühofens ab, so dass die zu glühenden Bauteile durch die Ofenabmessungen beschränkt sind.

Vibrationsentspannen. Ein weiteres Feld für den Eigenstressabbau geschweißter, eigenstressbehafteter Bauteile eröffnet sich mit der Methode des Vibrationsentspannens. Hierzu werden Schalungsrüttler an Bauteilen appliziert, um das Bauteil in hochfrequente Schwingungen zu versetzen. Die Vermutung, dass der Stressabbau nicht durch die Frequenz der Schwingung, sondern durch die Höhe der Beanspruchung erzielt wird, liegt nahe, [9]. Eine ausführlichere Betrachtung der Auswirkung der hohen Frequenzbeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen, findet sich in Zusammenhang mit der Durchführung der Resonanzversuche in Abschnitt 5.6.4.

Höherfrequente Hämmerverfahren. Vielfach zeigen Forschungsarbeiten, wie [46], [89], [96], [170] die einfache Handhabung und die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung durch Anwendung unterschiedlicher HFH-Verfahren unter unterschiedlichsten Rahmenbedingungen.

Die höherfrequenten Hämmerverfahren ermöglichen durch das Hämmern mit einem Pin mit einer definierten Schlagkraft im Frequenzbereich zwischen 100 und 180 Hz am Schweißnahtübergang das Verfestigen und Aufhärten der randnahen Schichten. Zudem werden durch die schnell wiederkehrenden Impulse Druckeigenstress eingebracht und der Kerbradius ausgerundet und vergrößert, so dass insgesamt eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden kann. Somit können durch die Schweißnahtnachbehandlung mittels HFH-Verfahren dafür geeignete, scharfe Kerbfälle verbessert werden.

Ähnliche Untersuchungen wie in Cordiano [10] und Knight [83] wurden auch von Weich [170] durchgeführt, um den Effekt der geometrischen Kerbänderung der Höherfrequenten Hämmerverfahren zu erfassen. Durch das anschließende Spannungsarmglühen konnten die durch die HFH-Verfahren eingebrachten Eigenstress vollständig abgebaut werden und die Ergebnisse der Ermüdungsversuche am querbelasteten Stumpfstoß glichen denjenigen der unbehandelten Serien. Der Effekt der Verbesserung durch die HFH-Verfahren ist somit gezielt auf die Veränderung des inneren Stresszustands zurückzuführen und nicht begünstigt durch die geometrische Kerbänderung.

Bild 2-1 zeigt die Effektivität des PIT-Nachbehandlungsverfahrens gegenüber dem WIG-Aufschmelzen (Serie SC_C_TIG) und dem unbehandelten Zustand (Serie SC_I_AW) am Beispiel der Kleinversuchsserien an der unbelasteten Quersteife anhand experimenteller Untersuchungen aus dem europäischen Kooperationsforschungsprojekt OptiBri [74]. Zwar zeigt sich durch die Anwendung des WIG-Aufschmelzens (Kreise) eine leichte Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem unbehandelten Zustand (Kreuze), diese kann allerdings durch die Anwendung des PIT-Verfahrens (Quadrate) deutlich übertroffen werden.

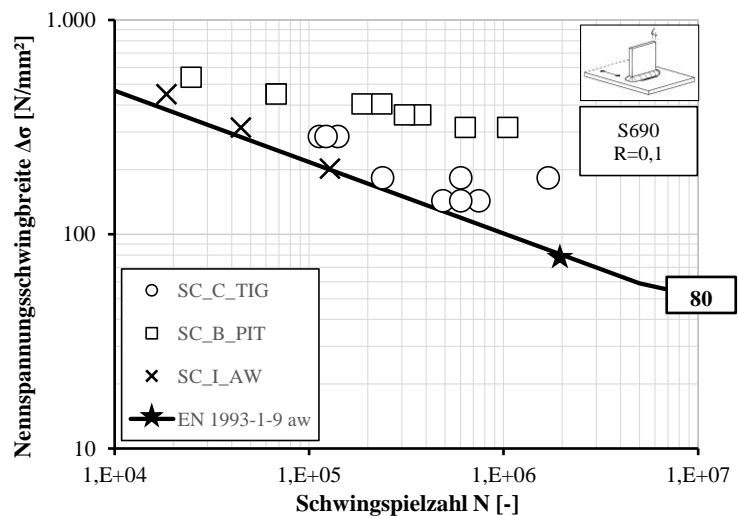


Bild 2-1: Vergleich zwei verschiedener Nachbehandlungsmethoden mit dem Zustand „wie geschweißt“ aus OptiBri [74]

Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit aller hier betrachteten Schweißnahtnachbehandlungsverfahren beruht mathematisch auf der Rotation der Wöhlerkurve in der doppellogarithmischen Darstellung. Die Wöhlerkurve wird durch Schweißnahtnachbehandlungen im allgemeinen flacher, so dass gegenüber dem ursprünglichen, nicht-nachbehandelten Zustand vor allem im niedrig beanspruchten Bereich verbesserte Lebensdauern erreicht werden.

Die Ursache der Rotation der Wöhlerkurve der nachbehandelten Versuchskörper lässt sich nach Gurney [66] **S.315 ff.**, in Abhängigkeit der ausschleifenden und eigenspannungsverändernden Verfahren, auf zwei unterschiedliche Mechanismen zurückführen. Gurney [66] geht davon aus, dass beim Ausschleifen der Nahtübergänge die rissinitiierenden Defekte beseitigt werden. Der Zeitpunkt der Rissinitiierung wird deshalb in die Nutzungsphase des Kerbdetails verschoben und somit hinausgezögert. Hinzu kommt, dass die eingebrachten Eigenspannungen unter geringen Einwirkungen stabiler sind als unter hohen Beanspruchungszuständen. Deshalb kann vor allem im Langzeitfestigkeitsbereich die Ermüdungsfestigkeit signifikant verbessert werden, wogegen im Kurzzeitfestigkeitsbereich kaum eine Verbesserung statt findet. Dies führt insgesamt zur Rotation der Wöhlerkurve.

2.1.3 Zusammenfassung und aktueller Stand der Normung

Zusammenfassend sind die verschiedenen Nachbehandlungsverfahren und die ansetzbaren Ermüdungsfestigkeiten bzw. Nachweisformate in Tabelle 2-1 entsprechend IIW-Richtlinien [79] und [108] bzw. DIN EN 1993-1-9 [28] gegeben.

Die Ermüdungsfestigkeitsverbesserung durch Schleifprozesse wird auf internationaler Ebene in *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components* [79] auf der Widerstandsseite beim Nachweis mit dem Nennspannungskonzept berücksichtigt durch Multiplikation der ursprünglichen Kerbfallklasse mit dem Faktor 1,3. Dabei entspricht die maximal mögliche verbesserte Kerbfallklasse 112 für Baustahl und die Anwendung ist beschränkt auf Kerbdetails der Klasse ≤ 90 N/mm². Darüber hinaus geben die Kerbfalltabellen teilweise zusätzliche Kerbfallklassen mit erhöhten Ermüdungsfestigkeiten an, die durch Nachbehandlung mittels Schleifen erreicht werden können.

Zwar ist nach DIN EN 1993-1-9 [28] keine allgemeine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit ansetzbar, wie beispielsweise bei [79], jedoch sind in DIN EN 1993-1-9 höhere Kerbfallklassen für durch Schleifen nachbearbeitete Kerbdetails möglich.

Lediglich die *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components* [79] lassen eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit infolge der Anwendung von WIG-Nachbehandlung zu. Die Berücksichtigung durch WIG-Aufschmelzen entspricht im Wesentlichen den Bedingungen und Verbesserungen für das Schleifen. Der Verbesserungsfaktor wird mit 1,3 angesetzt und gilt für geschweißte Kerbdetails $FAT \leq 90$. Die maximal durch WIG-Anwendung erreichbare Kerbfallklasse beträgt $FAT = 112$.

DIN EN 1993-1-9 [28] enthält keine Empfehlungen zur Ermittlung einer verbesserten Ermüdungsfestigkeit durch die Anwendung von WIG-Aufschmelzen.

Das Spannungsarmglühen findet durch DIN EN 1993-1-9 [28] in der Weise Berücksichtigung, dass die Mittelspannungsabhängigkeit für nachträglich spannungsarm-geglühte Konstruktionen durch eine modifizierte Spannungsschwingbreite angesetzt werden darf, wenn diese durch Druckspannungen beansprucht ist, siehe Abschnitt 4.4.2.

Tabelle 2-1: Überblick über Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und deren derzeitiger Status zur Berücksichtigung in ausgewählten Regelwerken

Verfahren	DIN EN 1993-1-9 [28] bzw. DIN EN 1993-2 [29]	IIW-Recommendation of welded Joints and Components [79] bzw. IIW-HFMI Recommendation [108]
Schleifen	Berücksichtigung blecheben verschliffener Nähte bei einzelnen Detailanforderungen	Für $FAT \leq 90$ ist die Verbesserung durch Schleifen mit dem Faktor 1,3 zu berücksichtigen. (max 112)
WIG-Aufschmelzen	k.B.*	Für $FAT \leq 90$ ist Verbesserung durch WIG-Aufschmelzen mit dem Faktor 1,3 zu berücksichtigen. (max 112)
Spannungsarmglühen	Modifizierung der einwirkenden Spannungsschwingbreite nach 7.2.1	Modifizierung der FAT-Klasse in Abhängigkeit des einwirkenden Spannungsverhältnis R nach 3.5.1.1 [79]
Vibrationsentspannen	k.B.*	k.B.*
Kugelstrahlen	k.B.*	k.B.*
Nadeln	k.B.*	Für $FAT \leq 90$ ist Verbesserung durch Nadeln mit dem Faktor 1,3 zu berücksichtigen. (max 112), für Stahlgüten ≥ 355 mit 1,5 (max. 125)
Hämmern	k.B.*	Für $FAT \leq 90$ ist Verbesserung durch Hämmern mit dem Faktor 1,3 zu berücksichtigen. (max 112), für Stahlgüten ≥ 355 mit 1,5 (max. 125)
Höherfrequentes Hämmern	k.B. * bzw. nur mit Zustimmung der zuständigen Behörde	Siehe Abschnitt 3.1.4

*k.B. – keine Berücksichtigung

Ähnlich den Ansätzen zur Berücksichtigung des Schleifens bei der Ermüdungsbemessung werden die Verfahren Nadeln und Hämmern in *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components* [79] behandelt. Der Ansatz zur Berücksichtigung erhöhter Verbesserungsfaktoren für Stahlsorten $f_y \geq S355$ führt zu einer differenzierteren Betrachtung und vorteilhafterem Verhalten gegenüber den Nachbehandlungsverfahren Schleifen und WIG-Aufschmelzen.

Die Nachbehandlung durch Hämmern, Nadeln und Höherfrequente Hämmerverfahren sind nicht durch [28] geregelt. DIN EN 1993-2 [29] enthält den Hinweis, dass „Schweißnahtnachbehandlungen, falls zweckmäßig [...], zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durchgeführt werden können.“ Der NA zu DIN EN 1993-2 [30] schreibt vor, dass die „Kerbfallverbesserung infolge der Schweißnahtnachbehandlung nur mit der Zustimmung der zuständigen Behörde berücksichtigt werden darf“.

2.2 Wirkungsweise und Voraussetzungen zur Anwendung der HFH-Verfahren

Veränderung des Eigenspannungszustands. Durch die mit höherfrequenter Geschwindigkeit erzeugten Einschläge des gehärteten Bolzens entlang des Schweißnahtübergangs, also der Schweißnahtkerbe, werden dort durch plastische Verformung lokal Druckeigenspannungen erzeugt. In Überlagerung mit Spannungen aus der äußeren Bauwerksbeanspruchung wirken sich diese gegenüber den zuvor vorliegenden Zugeigenspannungen positiv auf die Lebensdauer der behandelten Schweißnahtkerbe aus.

Diese Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit HFH-nachbehandelter Schweißnähte beruht vorwiegend auf der Änderung des Eigenspannungszustands an der kritischen Stelle der Schweißnahtkerbe. Das konnte durch Untersuchungen von Weich [170] mit nachträglich spannungsarmgeglühten HFH-behandelten Ermüdungsversuchen bestätigt werden. Hierzu wurden Versuchskörper HFH-behandelt, anschließend spannungsarmgeglüht und daraufhin einer Schwingbeanspruchung unterzogen. Der Abbau der Druckeigenspannungen bis auf ca. -200 N/mm^2 durch das Spannungsarmglühen wurde durch Eigenspannungsmessungen vor Durchführung der Ermüdungsversuche belegt. Die statistische Auswertung der Versuchsreihe zeigte, dass die Ergebnisse der im Nachhinein spannungsarmgeglühten Proben im gleichen Streubereich lagen wie die Proben, die im Schweißzustand belassen wurden. [170]

Eigenspannungen lassen sich in zwei Richtungen aufteilen, die Eigenspannungen senkrecht zur Schweißnaht und parallel zur Schweißnaht. In dieser Arbeit sind die Eigenspannungsrichtungen in Abhängigkeit der Naht entsprechend Bild 2-2 definiert. Die Spannungen entlang der Schweißnaht werden mit **Längs-eigenspannung**, bzw. $\sigma_{ES,x}$ bezeichnet, die Eigenspannungen senkrecht dazu sind die **Quereigenspannungen** und werden mit $\sigma_{ES,y}$ bezeichnet.

Die für die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit verantwortlichen Eigenspannungen sind die Eigenspannungen in Beanspruchungsrichtung für Naht N1 also die Quereigenspannungen $\sigma_{ES,y}$, für Naht N2 die Längseigenspannungen $\sigma_{ES,x}$ unter der dargestellten äußeren mechanischen Beanspruchung.

Anhand des Beispiels der aufgeschweißten Gurtlamelle (siehe Bild 2-2) lässt sich die Wirkung der Eigenspannungen in Kombination mit der Beanspruchungsrichtung erläutern. Prinzipiell weisen querbeanspruchte Schweißnähte geringere Ermüdungswiderstände auf, als längsbeanspruchte Nähte. Die geometrische Kerbe - quasi ein

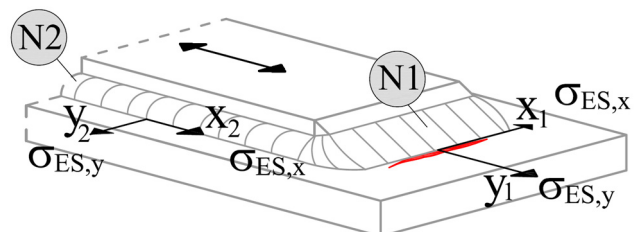


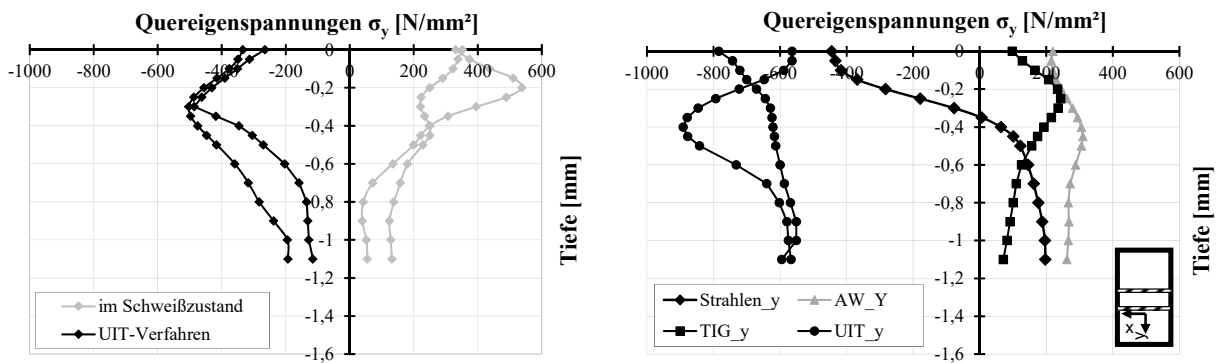
Bild 2-2: Kerbdetail Gurtlamelle mit Definition der Eigenspannungsrichtungen an senkrecht zu einander verlaufenden Kehlnähten

Mikroriss - senkrecht zur Beanspruchungsrichtung, wird durch jede Schwingbeanspruchung geöffnet. Die Rissinitiation erfolgt deshalb bei der Gurtlamelle i. d. R. am stirnseitigen Nahtübergang zum Grundblech (N1). Entlang der Halskehlnähte (N2) tauchen dagegen keine Ermüdungsrisse auf. Prinzipiell sind für HFH-geeignete Kerbdetails diejenigen, deren Beanspruchung senkrecht zum Nahtverlauf wirkt.

Bild 2-3 zeigt den Tiefenverlauf der Eigenspannungen senkrecht zur Schweißnaht für eine unbehandelte und eine UIT-behandelte Querstreifenprobe aus S355 und S690 aus Dürr [46]. Die eingebrachten Druckeigenspannungen erreichen ihren Höchstwert in einem Tiefenbereich von 0,2 bis 0,5 mm und fallen ab einer Tiefe von 0,6 bis 0,8 mm ab.

Der erzeugte Druckeigenspannungsverlauf erinnert dabei stark an den Druckspannungsverlauf im ebenen Körper infolge einer Berührung eines kugelförmigen Körpers nach Hertz. Denn ähnlich der Theorie nach Hertz [77] für die Berührung elastischer fester Körper, wird die maximale Druck(eigen)spannung nicht direkt an der Materialoberfläche, sondern innerhalb erreicht.

Die Höhe der durch HFH-Anwendung eingebrachten Druckeigenspannungen richtet sich nach den Materialeigenschaften, so werden mit steigender Streckgrenze des behandelten Materials größere Eigenspannungen erzeugt, siehe Bild 2-3.



a) S355

b) S690

Bild 2-3: Eigenspannungsmessungen senkrecht zur Schweißnaht in die Tiefe am S355 und S690 nach Dürr [46]

Verbesserung der Kerbgeometrie. Zusätzlich findet durch die plastische Verformung am Schweißnahtübergang eine Vergrößerung des Kerbradius statt, so dass eine verbesserte Kerbgeometrie erreicht wird. Dürr [46] hat mithilfe von Silikonabdrücken die geometrischen Abmessungen der Versuchsserien unterschiedlicher Werkstoffe und Nachbehandlungszustände erfasst und diese zunächst mittels Statistik ausgewertet. Die Mittelwerte der Geometrieabmessungen der verschiedenen Nachbehandlungszustände übertrug er in ein Finite-Elemente Modell. So konnte er für das jeweilige Nachbehandlungsverfahren die entsprechende Kerbspannung, bzw. Kerbfaktoren K_t aufgrund der variierenden Kerbschärfe ermitteln.

Die Abweichungen der unbehandelten zu den behandelten Kerbfaktoren K_t betrug ca. 14 bis 20 %. Der Einfluss der Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit ließ sich anschließend mithilfe von Kerbspannungswöhlerlinien erfassen. Dabei hat sich herausgestellt, dass zwar für das WIG-Aufschmelzen die Änderung der Kerbgeometrie die wesentliche Einflussgröße darstellt, für das UIT-Verfahren, also HFH-Verfahren jedoch nur eine geringe Rolle spielt, [46].

Randschichtverfestigung. Durch die mechanischen Impulse auf der Nahtübergangsoberfläche kommt es zu einer deutlichen Randschichtverfestigung im nachbehandelten Bereich. Die Verfestigung konnte im Rahmen von Untersuchungen zum Eigenspannungsabbau in Weich [170] nachgewiesen werden. Eigenspannungsmessungen haben gezeigt, dass bei einem S355J2 „im Bereich der behandelten Zone eine

um 25 % erhöhte Randstreckgrenze bzw. eine um 75 % erhöhte Randstauchgrenze“ vorlag, [170]. Die lokal erhöhten Randschichtfestigkeiten führen zu einer verbesserten zyklischen Streckgrenze, so dass vornehmlich die Rissinitiierungsphase verzögert wird.

Die Kombination der beschriebenen Wirkungsweisen resultiert in eine Ermüdungsfestigkeitssteigerung für geeignete Schweißnähte und führt dazu, dass insbesondere die Phase bis zum Ermüdungsanriss deutlich verlängert wird. Dagegen hat die HFH-Behandlung auf die Geschwindigkeit des Risswachstums keinen Einfluss, siehe Haagensen [69].

Voraussetzung. Die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung der HFH-Verfahren beruht auf der Verbesserung des Eigenspannungszustands an den zugänglichen Schweißnahtübergängen. Das setzt voraus, dass die kritische zu behandelnde Kerbe nach dem Schweißvorgang zugänglich ist. Bild 2-4 zeigt die zwei wesentlichen Ermüdungsversagensmodi geschweißter Kerbdetails. Kerbdetails, deren Ermüdungsversagen von der Schweißnahtwurzel hervorgerufen werden, können durch die Anwendung von HFH deshalb nicht verbessert werden. Ein Nahtübergangsversagen, kann durch HFH-Anwendung verzögert werden. Ob die Nahtübergangsbehandlung durch HFH für das vorliegende Kerbdetail wirksam ist, hängt von der Beanspruchungsrichtung zum HFH-behandelten Nahtübergang ab.

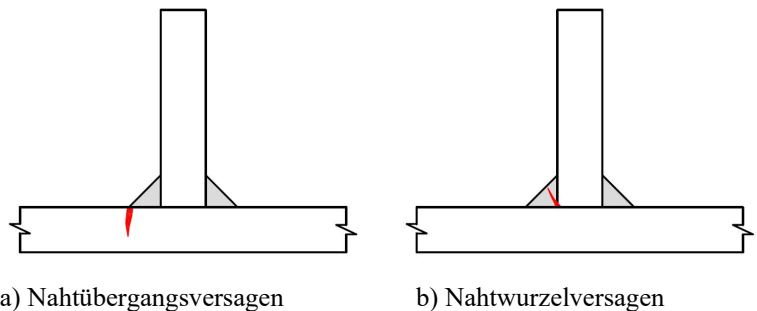


Bild 2-4: Mögliche Versagensmodi geschweißter Kerbdetails

2.3 Vorstellung der betrachteten und angewandten HFH-Verfahren

2.3.1 Allgemeines

Die in den folgenden Kapiteln betrachteten HFH-behandelten Versuchsserien wurden mit den in Deutschland am häufigsten angewandten HFH-Verfahren durchgeführt. Neben dem PIT (Pneumatic Impact Treatment) Verfahren, das mittlerweile durch die *Pitec Deutschland GmbH* weiterentwickelt und vertrieben wird, sind das HiFIT (High Frequency Impact Treatment), das von der Firma *DYNATEC GmbH* vertrieben und das UIT (Ultrasonic Impact Treatment) Verfahren, vertrieben durch *Applied Ultrasonics / Esonix*, zu nennen. Im Folgenden wird auf die einzelnen Verfahren eingegangen.

2.3.2 PIT-Verfahren

Wie der Name verrät, ist das Pneumatic Impact Treatment (PIT) ein mit Luftdruck betriebenes höherfrequentes Hämmerverfahren. Zur Durchführung sind ein Aggregat oder eine Druckluftversorgung mit mindestens 6 bar erforderlich. Der druckluftgesteuerte „Muskel“ treibt den gehärteten Bolzen auf das Material. Die dadurch erzeugten mechanischen Impulse mit einer Frequenz von bis zu 120 Hz bewirken plastische Verformungen auf der Oberfläche des Werkstoffs. Ein integriertes Federsystem sorgt, neben der vom Anwender unabhängigen Anpresskraft für eine bedienerfreundliche Durchführung, da die Rückschläge vom Federsystem aufgenommen werden und nicht in das Handgelenk des Anwenders eingeleitet werden.

Die Einstellungen lassen sich unabhängig voneinander und stufenlos regulieren. Das Handgerät mit zugehöriger Steuereinheit sind in Bild 2-5 dargestellt. Weitere Informationen sind in [60] und [126] zu finden.

2.3.3 UIT-Verfahren

Im Gegensatz zu den anderen vorgestellten Verfahren, basiert das Ultrasonic Impact Treatment (UIT) Verfahren auf einem ultraschallbetriebenen Gerät. Mit dem Ziel „Schrumpfungen nach dem Schweißen zu kompensieren“ [51] und „die Zugspannungen durch Druckspannungen zu ersetzen“ [51], wurde das UIT-Verfahren in der Sowjetunion in den 70er Jahren u.a. durch Statnikov [152] entwickelt.

Abweichend von den anderen beiden Verfahren, besitzt der UIT-Kopf eine Aufnahme für mehrere Pins. In Bild 2-6 ist die UIT-Ausrüstung, bestehend aus einem Handgerät, einem Ultraschall-Generator sowie dem benötigten Kühlaggregat, dargestellt.

Negative Auswirkungen auf das Bauteil durch eingebrachte Ultraschallwellen, konnten durch gezielte Untersuchungen in Weich [170] ausgeschlossen werden.

2.3.4 HiFIT-Verfahren

HiFIT steht für High Frequency Impact Treatment und das HiFIT-Gerät ist in Bild 2-7, ebenso wie die erzeugte Behandlungsspur dargestellt. Die typische Behandlungsspur unterscheidet sich optisch von der UIT- und PIT-Spur, da sie eher wie eine durchgezogene Spur ohne erkennbare einzelne Pineinschläge aussieht. Genauso wie das PIT-Verfahren wird der Pin beim HiFIT-Verfahren mit Druckluft betrieben, so dass eine Druckluftversorgung oder ein Aggregat für die Durchführung benötigt wird. Am HiFIT-Gerät lässt sich die Schlagkraft in Form der stufenlos einstellbaren Intensität variieren.



Bild 2-5: PIT-Ausrüstung [126]



Bild 2-6: UIT-Ausrüstung [46]



Bild 2-7: HiFIT-Handgerät

Das HiFIT-Verfahren wurde von der *DYNATEC Gesellschaft für CAE und Dynamik mbH* entwickelt und wird derzeit von der *HiFIT Vertriebs GmbH* vertrieben. Tabelle 2-2 können die Einstellungen hinsichtlich des Geräts und geometrische Angaben zum Pin entnommen werden.

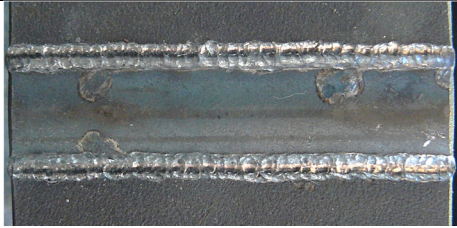

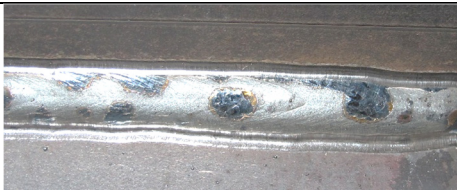
Tabelle 2-2: Übliche Einstellungen für HFH-Anwendung auf Baustahl in Abhängigkeit des jeweiligen Verfahrens

	Geräteeinstellungen		Bolzen- und Pinform	
PIT	Frequenz	Stufe 2 (90Hz)	Pin-Durchmesser	
	Vorschub	ca. 20cm/min	Bolzenform	1,5 -4 mm
	Versorgungsluftdruck	6 bar	Bolzenradius	2 mm
HiFIT	Versorgungsluftdruck	6 – 8 bar	Pin	3 – 11 mm
	Schlagfrequenz	180 – 300 Hz	Pin	Kugelspitze in verschiedenen Durchmessern
	Vorschub	Handgeführt bis zu 10 mm/s		
UIT	Ultraschall-Frequenz	Ca. 27 – 36 kHz	Pinanzahl	3
	Mechanische Frequenz	Ca. 200 Hz	Pin	3 mm

2.3.5 Vergleichbarkeit der HFH-Verfahren

Interessant ist der optische Vergleich der erzeugten HFH-Spuren der unterschiedlichen Verfahren. Tabelle 2-3 zeigt eine Übersicht über die drei verschiedenen Spuren mit den in Abschnitt 2.3.2 bis 2.3.4 beschriebenen Verfahren. Ähnlich der UIT-Behandlungspur, lassen sich bei der PIT-Spur einzelne Pin-eindrücke feststellen. Dagegen erkennt man an der HiFIT-Spur keine einzelnen Eindrücke sondern lediglich eine relativ homogene durchgezogene glänzende Spur.

Tabelle 2-3: Übersicht über Nachbehandlungsspuren verschiedener HFH-Verfahren

HFH-Verfahren	Behandlungspur	Beschreibung
UIT-Nachbehandlungsspur aus [170]		- Einzelne Eindrücke sichtbar, -matt
PIT- Nachbehandlungsspur am S355		- einzelne Eindrücke sichtbar - matt und glänzend
HiFIT- Nachbehandlungsspur am S355		- keine einzelnen Eindrücke zu erkennen, - glänzend

Einige Versuchsserien der in Abschnitt 4 beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurden entweder mit dem PIT-Verfahren als auch einige mit dem HiFIT-Verfahren nachbehandelt. Bei Anwendung zweier unterschiedlicher Verfahren stellt sich die Frage nach der Vergleichbarkeit und Wirkungsweise

und der durch die unterschiedliche Anwendung erzielten Ergebnisse. Für die Beurteilung der Wirksamkeit einer HFH-Anwendung eignet sich der Vergleich von Eigenspannungsverläufen an der HFH-nachbehandelten Kerbe.

Im Rahmen des BAW Projekts „HFH-Anwendung im Stahlwasserbau [96] wurden die beiden Verfahren HiFIT und PIT am Konstruktionsdetail der unbelasteten Quersteife aus S235 eingesetzt. Um die Vergleichbarkeit dieser Verfahren zu prüfen wurden Eigenspannungsmessungen sowohl an der Oberfläche der Spur als auch in Spurtiefenrichtung gemessen. Eine Aufarbeitung dieser durchgeführten Untersuchungen des BAW-Projekts [96] soll zeigen, inwieweit sich die Verfahren voneinander unterscheiden.

Anhand Bild 2-8 links sind die Mittelwerte der mittels Röntgendiffraktometrie gemessenen Quer- und Längseigenspannungen auf der Prüfkörperoberfläche im Abstand zur Nachbehandlungsspur abgebildet. Die Quereigenspannungen stellen am Detail der Quersteife die beanspruchungsrelevanten Spannungen dar, da sie sich mit den Lastspannungen überlagern. In Anbetracht der üblichen Streubreite von Eigenspannungsmessungen unmittelbar auf der Oberfläche, zeigen die beiden Verfahren Eigenspannungsverläufe gleicher Form. Die HiFIT-Werte erreichen im Mittel neben der Spur größere Werte als mit PIT-Nachbehandlung. Unmittelbar in der Spur, also an der kritischen Kerbe, sind die Werte annähernd gleich bzw. erreicht PIT etwas größere Druckeigenspannungen.

Die in Tiefenrichtung ermittelten Mittelwerte der Quereigenspannungen können in Abhängigkeit des Messverfahrens Bild 2-8 rechts entnommen werden. Direkt an der Oberfläche im Mittelpunkt der Hammerspur unterscheiden sich die Hämmerverfahren um ca. 100 N/mm², nähern sich in der Tiefe jedoch weiter an und folgen vor allem in der Tiefe einem ähnlichen Verlauf. Die Messwerte im Abstand 1mm der Hammerspur, zeigen einen weniger parabelförmigen Verlauf, auch hier gleichen sich beide Verfahren in Messwert und Form.

Insgesamt konnte anhand dieser Eigenspannungsverläufe als auch in der Auswertung der Ermüdungsversuche in [96] eine gute Übereinstimmung festgestellt werden, weshalb die beiden Verfahren im Folgenden gemeinsam ausgewertet und betrachtet werden. Letztendlich wurde eine sehr gute Übereinstimmung der Effektivität beider Verfahren durch ein Versuchsprogramm, bestehend aus 70 Ermüdungsversuchen, bestätigt.

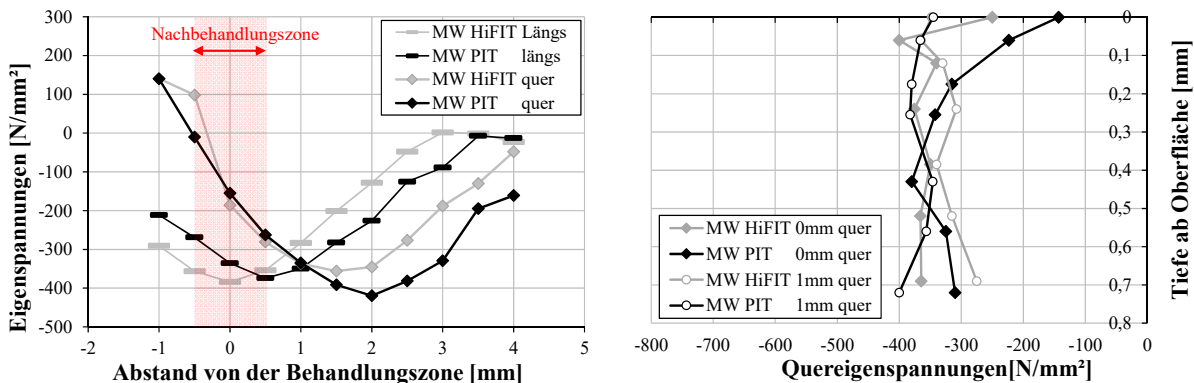


Bild 2-8: Vergleich der Mittelwerte der Eigenspannungsmessungen in Längs- bzw. Querrichtung an der Oberfläche (links) und in die Tiefe unterhalb des Hammerspurnmittelpunkts und mit 1mm Abstand (rechts) am S235 aus [96]

In Weich [170], Seite 147 wurde die Übereinstimmung der Anwendung des UIT-Verfahrens mit dem HiFIT-Verfahren durch statistische Auswertung experimenteller Versuche am Stumpfstoß abgeleitet. Es ist davon auszugehen, dass sich die Vergleichbarkeit der Verfahren auch auf andere Konstruktionsdetails

übertragen lässt. Ebenso konnte durch vergleichende Eigenspannungsmessungen nachbehandelter WIG-geschweißter Proben bestätigt werden, dass sich die Eigenspannungsmessungen der mit HiFIT-nachbehandelten, von der mit UIT-nachbehandelten Probe, nicht signifikant unterscheiden.

Folglich ist die Vergleichbarkeit der Anwendung der drei Verfahren durch Versuchsserien bestätigt, so dass alle drei Verfahren für den Bemessungsvorschlag herangezogen werden können.

3 Stand der Technik und Normung

3.1 Bisher vorliegende Bemessungskonzepte basierend auf Nennspannungskonzept

3.1.1 Bemessungsvorschläge basierend auf dem Nennspannungskonzept

Innerhalb diverser Forschungsprojekte und Forschungsarbeiten wurden in den vergangenen Jahren im Wesentlichen drei Bemessungsansätze von Dürr [46] bzw. Kuhlmann et al. [89], Weich [170] bzw. Refresh [163] und Barsoum und Marquis IIW [108] entwickelt. Die genannten Bemessungsansätze beruhen auf dem Nennspannungskonzept und sind mit der harmonisierten europäischen DIN EN 1993-1-9 [28] bzw. der IIW-Richtlinie „Recommendations for fatigue design of welded joints and components“ [79] konform.

Unbehandelten Kerbdetails und nicht-geschweißten Details liegen die Bemessungskennlinien aus DIN EN 1993-1-9 [28] entsprechend Bild 3-1 in Abhängigkeit der jeweiligen Kerbschärfe und Geometrie des Bauteils gemäß Kerbfallkatalog zu Grunde. Die anzusetzende Ermüdungsfestigkeit ist für den Nachweis nach Gleichung (3.1) definiert durch den sogenannten Kerbfall $\Delta\sigma_C$. Dieser stellt den Bezugswert der Bemessungskennlinie bei einem Wert von zwei Millionen Schwingspielen dar.

Die Gemeinsamkeit bisheriger Bemessungsansätze für Höherfrequente Hämmerverfahren besteht darin, die ursprüngliche Ermüdungsfestigkeit des unbehandelten Kerbdetails $\Delta\sigma_C$ entsprechend Gleichung (3.1) und Bild 3-1 bzw. FAT entsprechend Gleichung (3.2) durch eine mit HFH-Anwendung verbesserte Kerbklasse in der jeweiligen Gleichung zu ersetzen.

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_C / \gamma_{Mf}} \leq 1 \quad (3.1)$$

$$\Delta\sigma_{S,d,E2} \leq FAT / \gamma_M \quad (3.2)$$

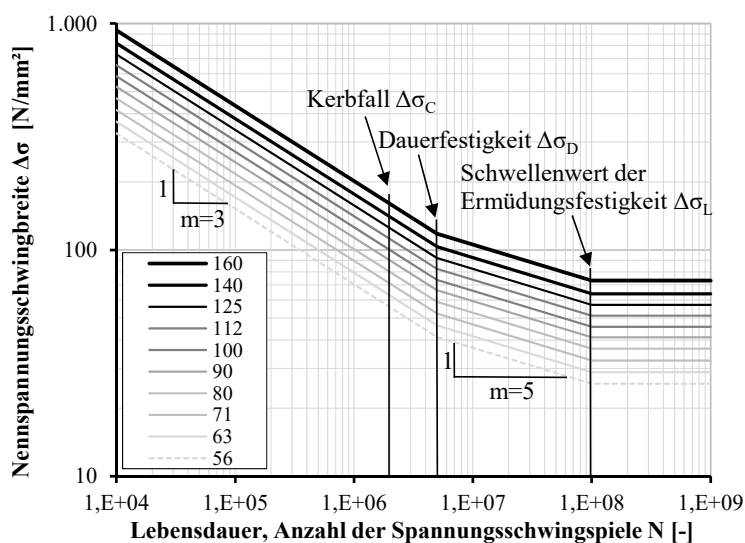


Bild 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurven nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Im Folgenden werden die Bemessungskonzepte vorgestellt, sowie deren Anwendungsgrenzen und Bedingungen aufgezeigt.

3.1.2 Bemessungsvorschlag nach Dürr [46]

Der auf Dürr [46] zurückzuführende Bemessungsvorschlag wurde im Rahmen des Forschungsprojekts [89] im Jahr 2006 für die Anwendung des Höherfrequenten Hämmervorgangs UIT entwickelt. Aufgrund der durchgeführten Ermüdungsversuche beschränkt sich der Bemessungsvorschlag auf das Detail der unbelasteten Quersteife nach DIN EN 1993-1-9 [28] Tab. 8.4 sowie auf die Stahlsorten S355, S460 und S690. Als Basis des Vorschlags dient das Nennspannungskonzept nach DIN EN 1993-1-9 [28].

Durch Multiplikation der drei Verbesserungsfaktoren k_f , k_L , k_R in Abhängigkeit der Eigenschaften des Quersteifendetails mit dem ursprünglichen Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Lastwechsel $\Delta\sigma_c$ ergibt sich die verbesserte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,kor}$, siehe Gleichung (3.3). Die Ermittlung der einzelnen Korrekturfaktoren erfolgt nach Tabelle 3-1.

In Abhängigkeit des Abstands der Schweißnahtfußpunkte entsprechend der Definition nach DIN EN 1993-1-9 (siehe Bild 3-2) mit einem Anwendungsbereich von 1 mm bis einschließlich 50 mm, werden drei Geometrikategorien unterschieden. Diese basieren auf numerischen Untersuchungen mittels Kerbspannungskonzept nach [46], siehe Tabelle 3-1.

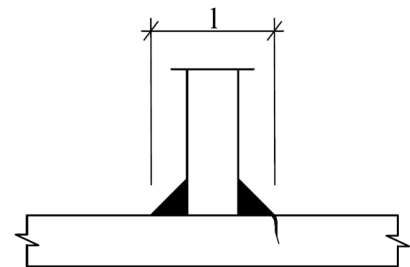


Bild 3-2: Definition des Abstands der Schweißnahtfußpunkte l nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Der Mittelspannungseinfluss wird mittels einer Gleichung in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R zu k_R bestimmt. Die Anwendung des Bemessungskonzepts ist auf Spannungsverhältnisse $R \leq 0,5$ begrenzt, siehe Tabelle 3-1.

Der Verbesserung durch die Anwendung höherer Stahlgüten, wird durch den Faktor k_f Rechnung getragen, siehe Tabelle 3-1.

$$\Delta\sigma_{c,kor} = k_f \cdot k_L \cdot k_R \cdot \Delta\sigma_c \quad (3.3)$$

mit

k_f – Korrekturfaktor für die Streckgrenze f_y

k_L – Korrekturfaktor für den Abstand der Schweißnahtfußpunkte l

k_R – Korrekturfaktor für das Spannungsverhältnis R

Tabelle 3-1: Ermittlung der Verbesserungsfaktoren k_f , k_L , k_R nach Dürr [46]

Stahlsorte	k_f	L	k_L	R	k_R
S355	1,12	$L \leq 25 \text{ mm}$	1,25	$R \leq 0$	1,0
S460	1,25	$25 \text{ mm} < L \leq 35 \text{ mm}$	1,12	$0 < R \leq 0,5$	$1 - \frac{4 \cdot R}{7}$
S690	1,4	$35 \text{ mm} < L \leq 50 \text{ mm}$	1,0	$R > 0,5$	$\frac{10}{7} \cdot (1 - R)$

Das Verhalten hinsichtlich einer eigenspannungszustandsgefährdenden Druckbeanspruchung wurde untersucht und ein Grenzwert von 25 % der Streckgrenze des Werkstücks als maximale Druckbeanspruchung eines Betriebslastkollektivs bestimmt, siehe Gleichung (3.4). Dazu wurden HFH-behandelte Versuchskörper mit unterschiedlich hoher Druckbeanspruchung vorbelastet und anschließend Ermüdungsversuche durchgeführt. Dabei hat sich gezeigt, dass das Verhalten sowohl abhängig von der Höhe der Streckgrenze als auch von der Höhe der Vorbelastung ist. So ergaben sich für die Stahlgüte S355 und S460 keine Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit der HFH-nachbehandelten Proben, wenn die Druckvorbelastung kleiner als 25 % der Streckgrenze war. Für die Stahlgüte S690 konnte erst ab einer Druckvorbelastung von 50 % der Streckgrenze eine verringerte Ermüdungsfestigkeit gezeigt werden.

$$\sigma_{min} \leq 0,25 \cdot f_y \quad (3.4)$$

Der Maximalwert der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,kor}$, der durch die HFH-Behandlung der Quersteife erreicht werden kann, beträgt 125 N/mm², siehe Gleichung (3.5).

$$\Delta\sigma_{c,kor} \leq 125 \text{ N/mm}^2 \quad (3.5)$$

3.1.3 Bemessungsvorschlag unter Verwendung des Nennspannungskonzepts nach Weich [170] / Refresh [163]

In Ergänzung zum nennspannungsbasierten Bemessungsansatz nach Dürr [46] wurden in Refresh [163] und Weich [170] Ermüdungsfestigkeiten für die untersuchten Kerbfälle querbelastete Stumpfnah und aufgeschweißte Längsrippe für die HFH-Verfahren erarbeitet. Die dafür vorgesehenen ansetzbaren Ermüdungsfestigkeiten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis und der Stahlgüte sind in Tabelle 3-2 gegeben und wurden auf Basis unterschiedlicher Wöhlerlinienneigungen m berechnet.

Tabelle 3-2: Ansetzbare Ermüdungsfestigkeiten auf Nennspannungsbasis nach Refresh [163]

	S355		S690	
	R = 0,1	R = 0,5	R = 0,1	R = 0,5
m	5	9	3	5
Ermüdungsfestigkeit der Stumpfnah in [N/mm ²]	160	115	170	130
Ermüdungsfestigkeit der Längsrippe in [N/mm ²]	-	-	100	-

3.1.4 Bemessungsvorschlag nach IIW-Recommendations [108]

Das vom IIW entwickelte HFH-Bemessungskonzept [108] bietet außerhalb des bauaufsichtlich geregelten Bereichs derzeit das aktuellste Verfahren zur Berücksichtigung der HFH-Verfahren bei der Bemessung nach dem Nennspannungskonzept. Das Bemessungskonzept der IIW-Empfehlung [108] basiert auf den „Recommendations for fatigue design of welded joints and components“ [79].

Aufbauend auf die von Dürr [46] und Weich [170] entwickelten Ansätze wird das IIW-Bemessungskonzept fortlaufend weiterentwickelt und erweitert. Aufbauend auf den IIW-*Recommendations for fatigue design of welded joints and components* [79] umfasst die Bemessungsempfehlung für HFH des IIWs [108] einen vergleichsweise großen Anwendungsbereich, der für die Kerbfallklassen FAT 50 bis FAT 90 anwendbar ist.

In Bild 3-3 sind die FAT-Klassen differenziert hinsichtlich der Möglichkeit der HFH-Behandlung bzw. Berücksichtigung bei der Bemessung. Da bei den Kerbfallklassen 36 bis 45 von einem Wurzelversagen auszugehen ist, sind diese nicht für eine HFH-Behandlung geeignet. Ebenso sind die FAT-Klassen 100 bis 160 ausgeschlossen, da es sich hierbei um nicht-geschweißte Konstruktionsdetails handelt.

Im Bereich von FAT 50 bis 90 kann die HFH-Behandlung mit einem Kerbklassenzuwachs von bis zu vier Stufen honoriert werden. Darüber hinaus ist es möglich schrittweise in Abhängigkeit der Streckgrenze um bis zu maximal 4 FAT-Klassen zu erhöhen, so dass bei einer Streckgrenze von über 950 N/mm² insgesamt eine Erhöhung um bis zu 8 Stufen möglich ist, siehe Bild 3-4.

Die Mittelspannungsabhängigkeit wird durch Reduzierung der Kerbfallklasse berücksichtigt. Es wird, wie Tabelle 3-3 zeigt, in vier verschiedene Bereiche des Spannungsverhältnisses R differenziert. Je höher die Zugschwellbeanspruchung, desto größer ist die Reduktion. Die Anwendungsgrenze aufgrund der verfügbaren Versuchsdaten liegt bei $R > 0,52$.

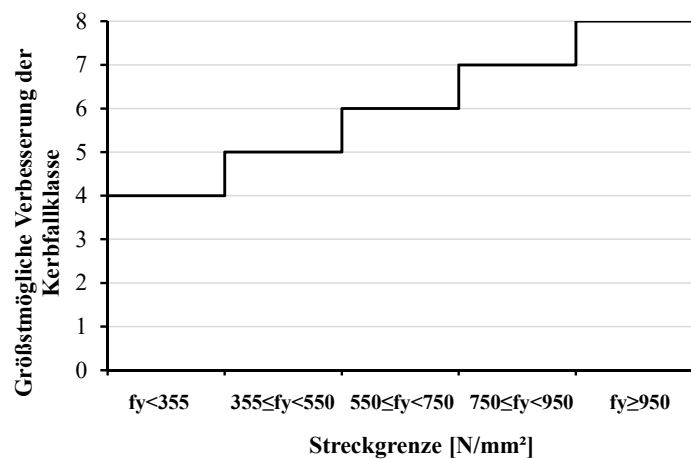
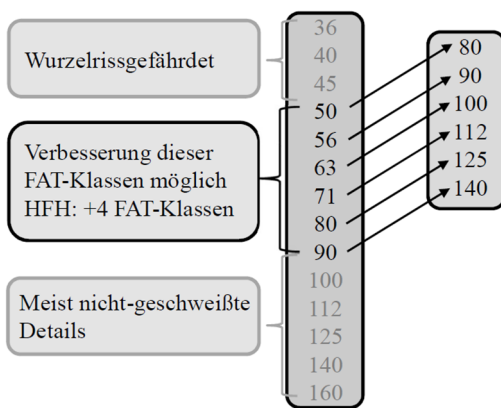


Bild 3-3: Anwendungsbereich und Verbesserungszuwachs durch HFH nach IIW-Empfehlungen [108]

Bild 3-4: Stahlgütenabhängigkeit nach IIW-Empfehlungen [108]

Tabelle 3-3: Mittelspannungseinfluss nach IIW-Empfehlungen [108]

Spannungsverhältnis R [-]	Reduzierung der FAT-Kategorien
$R \leq 0,15$	Keine Reduktion infolge Spannungsverhältnis
$0,15 < R \leq 0,28$	1 FAT-Kategorie
$0,28 < R \leq 0,4$	2 FAT-Kategorien
$0,4 < R \leq 0,52$	3 FAT-Kategorien
$0,52 < R$	Keine verfügbaren Daten; das Niveau der Verbesserung muss durch Versuche bestätigt werden

Tabelle 3-4: Mindestlastzyklen nach IIW-Empfehlungen [108]

Streckgrenze f_y (MPa)	Schwingspiele N [-]
$f_y < 355$	72.000
$355 \leq f_y \leq 550$	30.000
$550 \leq f_y \leq 750$	12.500
≥ 750	< 10.000

Gültigkeit. Aufgrund der flacheren Wöhlerlinienneigung von $m = 5$ für HFH-nachbehandelte Konstruktionen gegenüber dem unbehandelten Zustand von $m = 3$ ist die Wirksamkeit der HFH-Nachbehandlung im Low-Cycle Fatigue Bereich geringer. Die IIW-Empfehlung gibt deshalb in Abhängigkeit der Stahlgüte eine Mindestlastwechselzahl an, ab der die verbesserte Ermüdungsfestigkeit erreicht werden kann. Diese Mindestlastwechselzahlen entsprechen dem Schnittpunkt der Wöhlerlinien verschiedener Kerbklassen mit der unbehandelten Kerbklassen-Linie für FAT90. So ergibt sich der Schnittpunkt zwischen der verbesserten Wöhlerkurve 140 und der unbehandelten Wöhlerkurve 90 bei 72.000 Lastwechsel für die Stahlgüten kleiner S355 (siehe Tabelle 3-4).

Als Beanspruchungsgrenze, hinsichtlich der einwirkenden maximalen Spannung σ_{max} ist in Abhängigkeit der Höhe der Streckgrenze f_y die Gleichung (3.6) gegeben. Die maximal einwirkende Spannung σ_{max} wird somit auf das 0,8-fache der Streckgrenze beschränkt. Die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ ist für den Referenzfall von $R = 0,125$ auf das 0,9-fache der Streckgrenze f_y begrenzt, siehe Gleichung (3.7).

$$\sigma_{max} \leq 0,8 \cdot f_y \quad (3.6)$$

$$\Delta\sigma \leq 0,9 \cdot f_y \quad (3.7)$$

HFH-Verfahren. In der IIW-Empfehlungen sind die Verfahren UIT, UP (Ultrasonic Peening), HiFIT und PIT implementiert mit dem Hinweis, dass für nicht aufgeführte Verfahren die Empfehlung gelten kann, wenn deren Wirkungsweise und Ermüdungszuwachs in gleich verlässlichem Maße durch objektive Prüfung nachgewiesen werden konnte.

Innerhalb einer Round Robin-Studie mit HFH-nachbehandelten Quersteifenproben unter Betriebsbeanspruchung, also nicht-konstanter Beanspruchungsamplitude und unter Verwendung von vier HFH-Verfahren (HiFIT, UIT, UP und UPT) unterschiedlicher Hersteller konnten Yildirim et al. [173] zeigen, dass alle Versuchsergebnisse die nach IIW-Richtlinie empfohlene Kerbkategorie von 160 N/mm² bei 2 Millionen Lastwechsel erreichen konnten. Eine Einstufung der Wirksamkeit der untersuchten Verfahren wurde nicht vorgenommen.

3.1.5 Erweiterung des IIW-Vorschlags für ultrahochfeste Baustähle nach Berg [4]

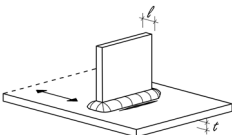
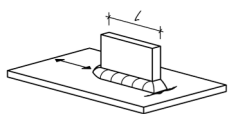
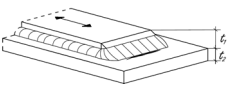
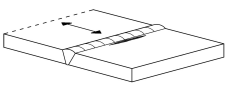
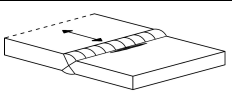
Basierend auf dem Bemessungsvorschlag des IIWs [108] wurden durch Berg [4] und Stranghöner et al. [154] die HFH-Nachbehandlung an ultrahochfesten Feinkornbaustählen von S960 bis S1300 untersucht und für die Details Gurtlamelle, Quersteife, Stumpfstoß, Stumpfstoß mit Dickensprung und Längssteife eine Erweiterung entwickelt.

Tabelle 3-5 gibt die vorgeschlagenen Kerbfallklassen für den HFH-behandelten Zustand nach Berg [4] im Vergleich zu den unbehandelten Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 [28] an. Die durch HFH-Anwendung verbesserte Ermüdungsfestigkeit ist mit $\Delta\sigma_{C,imp}$ bezeichnet. Der Gültigkeitsbereich erstreckt sich auf den Blechdickenbereich von 4 bis 8 mm und das Spannungsverhältnis von $R = 0,1$. Für anderweitige Spannungsverhältnisse gilt die Reduzierung der Kerbfallklassen nach IIW-Empfehlung, siehe Tabelle 3-3.

Für die Grenzbeanspruchungen werden die vom IIW empfohlenen Spannungsbereiche in Abhängigkeit der Streckgrenze aufgegriffen, siehe Gleichung (3.6) und (3.7).

Durch die HFH-Anwendung auf ultrahochfeste Kerbdetails sind Ermüdungsfestigkeitssteigerungen um bis zu maximal 8 Klassen möglich. Entsprechend dem Bemessungsvorschlag nach Berg sind für Querstreifen aus S1100 bzw. S1300 und Stumpfstöße mit Blechdickensprung aus S1100 Kerbklassen über der Kerbfallklasse für Grundmaterial von 160 N/mm² möglich.

Tabelle 3-5: Vorgeschlagene Kerbfallklassen für den HFH-behandelten Nahtzustand nach Berg [4] für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ im Vergleich zu unbehandelten Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Kerbdetail	Stahlsorte	Kerbfallklasse unbehandelt nach 1993-1-9 $\Delta\sigma_{C,AW}$	Vorschlag Kerbfallklasse Nahtzustand HFH $\Delta\sigma_{C,imp}$
	S1100 / S1300	80	200 (+8FAT)
	S1100	56	125 (+7FAT)
	S1300	56	140 (+8FAT)
	S960 / S1100 / S1300	56	140 (+8FAT)
	S960	71	160 (+7FAT)
	S1100	71	180 (+8FAT)

3.2 Bemessungsansätze basierend auf lokalen Nachweiskonzepten

3.2.1 Bemessungsvorschlag Weich [170] / Refresh [163]

Ein für lokale Konzepte ermittelter Bemessungsansatz auf Grundlage einer Kerbspannungsbetrachtung wurde für die Anwendung auf weitere Kerbdetails zusätzlich in [170] bzw. [163] entwickelt. Die Methodik dieses Ansatzes effektiver Spannungsverhältnisse kann detailunabhängig angewandt werden und ist in Bild 3-5 dargestellt.

Allem voran steht eine elastische Kerbspannungsmodellierung unter Berücksichtigung eines Kerbradius von 1 mm. Diese numerisch ermittelte Kerbspannung σ_o^{KS} , σ_u^{KS} , $\Delta\sigma^{KS}$ wird überlagert mit tabellierten Quereigenspannungen σ^{ES} (gemäß Tabelle 8-3 aus [170]) zu effektiven Beanspruchungen $\sigma'_{o,eff}$, $\sigma'_{u,eff}$. Daraus kann das effektive Spannungsverhältnis R'_{eff} und in Abhängigkeit dessen der Verbesserungsfaktor $f(R'_{eff})$ bestimmt werden. Der Verbesserungsfaktor wird mit der Ermüdungsfestigkeit für Kerbspannungen multipliziert. Durch Division der elastisch ermittelten Kerbspannungsschwingbreite und den Exponent der Wöhlerlinienneigung und Multiplikation mit 2 Millionen ergibt sich die Lebensdauer des HFH-nachbehandelten Details.

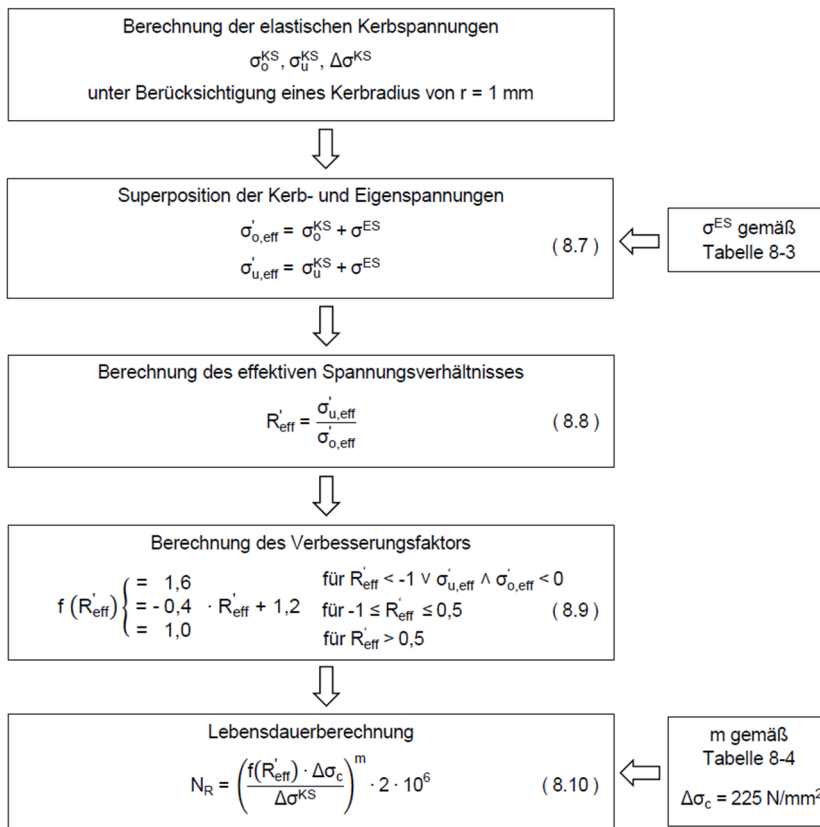


Bild 3-5: Lokaler Bemessungsvorschlag nach Weich [170]

3.3 Numerische Simulation von Höherfrequenten Hämmerverfahren

3.3.1 Allgemeines

Die Herausforderung bei der Modellierung der Höherfrequenten Hämmerverfahren liegt in der kombinierten Wirkungsweise bestehend aus formverändernder, lokaler Verfestigung der randnahen Schicht und des eingebrachten Eigenspannungszustands. Dies erfordert eine Modellierung mit sog. dehnratenabhängigen Verhalten. Das verwendete Materialmodell muss in der Lage sein dieses dehnratenabhängige Verhalten am Baustahl nachzubilden.

Weitere Herangehensweisen können die Modellierung mittels lokaler Methoden sein. Beispielsweise kommen hier das Kerbspannungskonzept oder das Strukturspannungskonzept in Frage. Auch eine Modellierung mittels bruchmechanischem Konzept wurde durch Tehrani et al. [157] untersucht.

Im Folgenden sind die innerhalb von Dürr [46] und Weich [170] durchgeführten numerischen Untersuchungen und erzielten Erkenntnisse zusammengefasst.

3.3.2 Kerbspannungsansatz und Simulation des eingebrachten Eigenspannungszustands nach Dürr [46]

In Dürr [46] wurden Ergebnisse aus 2D und 3D-Modellierung zur Bestimmung der Kerbwirkung (K_t – Kerbfaktor) am Nahtübergang der unbelasteten Quersteife vorgestellt.

Modellierung mittels 2D-Modell. Mithilfe des 2D-Modells wurde unter Verwendung des Kerbradius $r_{t,AW} = 1 \text{ mm}$ der Kerbfaktor im Schweißzustand $K_{t,AW,ref} = 2,56$ und mit dem angepassten Kerbradius $r_{t,UIT} = 2,5 \text{ mm}$ und der vertikalen Eindrückung $e_v = 0,1 \text{ mm}$ der Kerbfaktor mit UIT-Nachbehandlung $K_{t,UIT,ref} = 2,02$ ermittelt. Der Vergleich der beiden Referenzfälle zeigt, dass die durch das Hämmer

erzeugte Geometrie einen günstigeren Kerbfaktor als im unbehandelten Zustand bewirkt, die geometrische Veränderung der Kerbgeometrie allerdings nicht der maßgebliche Faktor der Ermüdungsfestigkeitsverbesserung ist.

Anhand des 2D-Modells wurden weitere Untersuchungen zu unterschiedlichen Parametern durchgeführt, die im Folgenden stichpunktartig zusammengefasst sind:

- Kerbradius r_t hat Einfluss auf den Kerbfaktor $K_{t,UIT}$
- Vertikale Eindringtiefe e_v hat Einfluss auf den Kerbfaktor $K_{t,UIT}$
- Nahtanstiegswinkel Θ zeigt nur auf den Kerbfaktor im Zustand wie geschweißt $K_{t,AW}$ einen Einfluss
- Kehlnahtdicke a bei unverändertem Abstand der Schweißnahtfußpunkte l nach Definition in Bild 3-2, hat keinen Einfluss auf den Kerbfaktor
- Abstand der Schweißnahtfußpunkte l nach Definition in Bild 3-2 zeigt einen Einfluss auf den Kerbfaktor

Darüber hinaus wurden von Dürr [46] weiterführende Untersuchungen zur Möglichkeit eines Wurzelversagens am Beispiel der eingeschweißten Quersteife in Abhängigkeit verschiedener geometrischer Parameter unternommen. Prinzipiell besteht durch die HFH-Nachbehandlung die Möglichkeit, dass das Ermüdungsversagen aufgrund der großen Verbesserung des Nahtübergangs in andere Bereiche verlagert wird. Vielfach konnte vor allem bei höherfesten Probekörpern Grundmaterialversagen beobachtet werden. Auch die Gefahr eines Wurzelversagens ist unter bestimmten Umständen gegeben. Mittels der Ermittlung von Kerbfaktoren an der Schweißnahtwurzel $K_{t,w}$ konnte durch Dürr [46] die Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel $\Delta\sigma_{C,w}$ bestimmt und der Ermüdungsfestigkeit des UIT-nachbehandelten Nahtübergangs $\Delta\sigma_C$ gegenüber gestellt werden. In Abhängigkeit des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L konnten folglich Mindestschweißnahtdicken a_{min} am Beispiel für UIT-behandelte Quersteifenähte festgelegt werden.

In einem weiteren Schritt wurde das 2D-Modell hinsichtlich der Material- und Kontakteigenschaften (multilinear) modifiziert, um den Eigenspannungszustand infolge eines Bolzeneindrucks zu simulieren. Dabei wurde der Bolzen (Plane 42) in Form eines 3mm-Radienhalbkreises entsprechend des UIT-Nachbehandlungswinkels in den Nahtübergang weggesteuert im ebenen Dehnungszustand so weit eingedrückt, bis die Verformung mit den gemessenen Silikonabdrücken übereinstimmte.

Hierdurch konnte bestätigt werden, dass die Tiefe der eingebrachten Eigenspannungen in etwa der Breite d der plastischen Eindrückung entspricht. Die Höhe der an der Oberfläche vorhandenen Eigenspannungen in Beanspruchungsrichtung $\sigma_{ES,x}$ konnte zu 75% der Streckgrenze für S355 und S690 simuliert werden, was Werten aus der Literatur und Messwerten entspricht.

Des Weiteren untersuchte Dürr [46] anhand dieses Modells den Einfluss der Materialeigenschaften Streckgrenze und Zugfestigkeit und deren Auswirkungen auf die Größe der Druckeigenspannungen. Dabei zeigte die Streckgrenze den größten Einfluss.

Ebenso interessant war die Variation der verbleibenden plastischen Eindrückung, denn mit geringerer Eindrückung ergaben sich auf der Oberfläche geringere Druckeigenspannungen. Dem entsprechenden Hinweis, die Eindrücktiefe als Faktor für die Qualitätssicherung zu nutzen, wird in Abschnitt 8.2.2 nachgegangen.

Darauf aufbauend simulierte Dürr [46] die Stabilität des durch UIT-Anwendung erzeugten Eigenspannungszustands und konnte feststellen, dass unter anwachsender quasi-statischer Druckbeanspruchung in Abhängigkeit der Streckgrenze, die eingebrachten Druckeigenspannungen abgebaut werden. Ein entsprechendes Verhalten unter quasi-statischer Zugbeanspruchung konnte nicht identifiziert werden.

Der Abbau unter quasi-statischer Druckbeanspruchung konnte unabhängig von den Stahlgüten beobachtet werden.

Modellierung mittels 3D-Modell. Für die linear-elastische Modellierung zur Erfassung des Einflusses von Rändern und Blechbreiten auf die Kerbfaktoren der Quersteife wurde das 3D-Modell mit Volumenelementen von Dürr [46] entwickelt. Anhand der Berechnung wurde deutlich, dass die höchste Kerbspannung sowohl im unbehandelten als auch im UIT-Zustand nicht unmittelbar an den Rändern auftritt, sondern knapp 10 mm versetzt Richtung Blechmitte. Diese Höchstkerbspannung lag ca. 3 % über der Randkerbspannung.

An der gleichen Stelle konnte diese maximale Kerbspannung bei der Modellierung des Prüfkörpers mit umschweißter Quersteife festgestellt werden. Bei der Versuchsdurchführung wurde die Rissinitiierung an Stellen des Schweißnahtansatzes mit Bindefehlern, Einbrandkerben und Mikrorissen identifiziert.

Überraschend sind die Ergebnisse der Modellierung der eingeschweißten Quersteife am Träger. Die Kerbhöchstspannung liegt nicht im Zwickelbereich, sondern ebenso einige Millimeter entfernt und erreicht nicht ganz den Kerbhöchstwert der Kleinprüfkörpermodellierung, sondern liegt 6 % darunter.

Hinweise, dass die Schweißeigenspannungen, die Streuung der eingebrachten Druckeigenspannungen, Schweißnahtansatzstellen bzw. Schweißnahtungängen zu abweichenden Rissstellen und Stellen maximaler Spannung führen können, werden gegeben.

3.3.3 Modellierung mit effektiven Nennspannungen nach Weich [170]

Die Modellierung nach Weich [170] baut auf dem Konzept nach Nussbaumer aus 1996 [121] auf und bewertet den Einfluss der erzeugten Druckeigenspannungen auf die effektiven Nennspannungen. Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis der Eigenspannungen vor der Nachbehandlung durch Schweißsimulation oder Eigenspannungsmessungen. Das daraus entwickelte Bemessungskonzept ist in Abschnitt 3.2.1 beschrieben.

Die numerischen Untersuchungen wurden an einfachen Prüfkörpern entwickelt, was die Frage aufwirft, inwieweit diese Vorgehensweise bei größeren und komplexeren ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen Anwendung finden kann, denn der Eigenspannungszustand von komplexeren geschweißten Strukturen ist u.a. stark abhängig von der jeweiligen Schweißfolge und den Blechdicken.

3.3.4 Numerische Simulation des Eigenspannungszustands nach Gkatzogiannis [58]

Neuste Ansätze zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit unter Berücksichtigung des eingebrachten Eigenspannungszustands durch die HFH-Anwendung konnte Gkatzogiannis [58] innerhalb seiner Dissertation vorstellen.

Eine vorausgehende Schweißsimulation unter Berücksichtigung der thermischen und geometrischen Randbedingungen ist dabei die grundlegende Basis. Im Anschluss wird die HFH-Simulation modelliert. Hierbei hat sich gezeigt, dass das dehnratenabhängige Verhalten und die berücksichtigte Behandlungsgeschwindigkeit das Eigenspannungsfeld maßgeblich beeinflusst.

4 Ermüdungsfestigkeitsbeeinflussende Faktoren

4.1 Allgemeines

Die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Kerbdetails kann durch HFH-Anwendung maßgeblich gesteigert werden. Durch die Beeinflussung des Eigenspannungszustands im Zuge der verfestigenden Nahtübergangsbearbeitung werden Effekte, die die Ermüdungsfestigkeit unbehaltener Schweißnähte in geringem Maße beeinflussen, verstärkt. Dies bezieht sich vor allem auf die beeinflussenden Effekte deren Wirkung und Verstärkung mit Eigenspannungen einhergehen. Beispielsweise der Streckgrenzeinfluss, der mit zunehmender Streckgrenze eine zunehmende Verbesserung auf die Ermüdungsfestigkeit ergibt, erweist sich bei HFH-nachbehandelten Strukturen als stark ausgeprägt im Vergleich zu unbehaltenden Kerbfällen.

Im Folgenden sind diese verschiedenen Einflüsse, die die Ermüdungsfestigkeit im unbehaltenden Zustand maßgeblich beeinflussen, aufgelistet. In wieweit sich die Einflüsse auf HFH-behandelte Strukturen verstärken können, wird im Folgenden erarbeitet.

Um im Zuge des DAST-Kooperationsprojekts „Entwicklung einer DAST-Richtlinie für Höherfrequente Hämmerverfahren“ [94] ein ausreichend abgesichertes Bemessungskonzept zu erstellen, wurden Einflüsse untersucht, die nicht ausreichend empirisch und statistisch durch vorhandene Ermüdungsversuche belegt waren. Dazu zählen der Mittelspannungseinfluss sowie der Bauteileinfluss. Nachfolgend werden diese beiden Effekte in Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit herausgegriffen und beschrieben. Der Streckgrenzeinfluss wurde v.a. aufgrund der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Streckgrenze umfassend untersucht, weshalb in dieser Arbeit der Fokus auf dem Mittelspannungs- bzw. Bauteileinfluss liegt.

Tabelle 4-1: Überblick über ermüdungsfestigkeitsbeeinflussende Faktoren

Effekt	Unbehandelte Kehlnähte	HFH-behandelte Kehlnähte
Streckgrenzeinfluss	gering	groß
Größen- oder Bauteileinfluss	gering ca. 80 bis 90% der Kleinbauteilfestigkeit	gering ca. 80 bis 90% der Kleinbauteilfestigkeit
Blechkickeneinfluss	mäßig in Abhängigkeit des Details	mäßig in Abhängigkeit des Details
Mittelspannungseinfluss	gering	Durch Eigenspannungspuffer größer als im unbehaltenden Zustand

4.2 Einfluss der Streckgrenze

4.2.1 Allgemeines

In DIN EN 1993-1-9 [28] findet hinsichtlich der Werkstoffwahl keine Unterscheidung bezüglich der Ermüdungsbemessung statt. Dies ist begründet durch die dominierende Wirkung der Kerbschärfe geschweißter Details gegenüber dem Einfluss des Werkstoffs. „In der einzelnen Kerbgruppe unterscheidet sich die Ermüdungsfestigkeit der verschiedenen Baustahlgüten wenig. Dieser Einfluss kann somit vernachlässigt werden.“, ECCS TC6 [49]. Tatsächlich zeigt die Auswertung der experimentellen Untersuchungen in Kapitel 1, dass sich bei zunehmend kerbweichen geschweißten Details im as-welded Zustand eine gewisse Werkstoffabhängigkeit in der Ermüdungsfestigkeit widerspiegelt.

Wie in FOSTA P620 [89] gezeigt wurde, ist der Ermüdungsnachweis bei Brückenbauwerken bemessungsmaßgebend. Daher erscheint der größere finanzielle und fertigungstechnische Aufwand bei Verwendung höherfester Baustähle für ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen bisher nicht gerechtfertigt. Erst mit der Schweißnahtnachbehandlung durch HFH-Verfahren wird hinsichtlich der Ermüdungsbemessung die Anwendung von höherfesten Baustählen attraktiv.

Nachfolgend werden die Mechanismen für den ungekerbten, den gekerbten und den HFH-behandelten gekerbten Zustand zusammengefasst.

4.2.2 Ungekerbter Zustand

In Untersuchungen nach De Jesus et al. [16] zum Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von Baustählen aus S355 und höherfestem Baustahl S690 konnten durch ungekerbte Ermüdungsversuche und Ermüdungsrissfortschrittsversuchen ungekerbter Stähle die folgenden Erkenntnisse hergeleitet werden.

Durch Ermittlung und Vergleich der plastischen und elastischen Dehnungen der geprüften Stähle konnte festgestellt werden, dass sich die Baustähle in ihrem zyklischen Kaltverfestigungs-Verhalten unterscheiden. Für S690 ist das Ermüdungsverhalten vorwiegend bestimmt durch Ermüdungsfestigkeitseigenschaften als durch Ermüdungsduktilitätseigenschaften. Der Werkstoff S690 reagiert sensitiver gegenüber plastischen Verformungen als S355.

Ermüdungsrissinitiierung. Prinzipiell zeigt der S690 gegenüber dem ungekerbten S355 einen größeren Widerstand gegenüber der Rissinitiierung.

Rissfortschrittverhalten. Beim Rissfortschritt ließ sich feststellen, dass der höherfeste Baustahl einen schnelleren Rissfortschritt hat, als der S355. In [16] wird vermutet, dass der Rissfortschritt entgegen der erhöhten Rauigkeit der Rissoberfläche beim S355 nicht verhindert wird, da das Feinkorngefüge sehr fein und somit relativ glatt ist.

4.2.3 Im Schweißzustand

Für gekerbte Konstruktionsdetails verringert sich der Einfluss der Streckgrenze auf die Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der Kerbschärfe. Je größer die Kerbwirkung des geschweißten Details, desto geringer der vorteilhafte Einfluss einer höherwertigen Stahlgüte auf die Ermüdungsfestigkeit. Die Auswertung der Versuchsdaten (siehe Abschnitt 6.4) im Zustand „wie-geschweißt“ für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ zeigt diesen Sachverhalt am Detail Längssteife, das ein stark gekerbtes Schweißdetail repräsentiert, gegenüber dem weniger kerbscharfen Stumpfstoß.

4.2.4 Im HFH-Zustand

Für HFH-behandelte Schweißdetails verstärkt sich der positive Einfluss einer steigenden Streckgrenze auf die Ermüdungsfestigkeit. Das Einbringen von Druckeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze führt speziell bei höherfesten Stählen zu einem größeren Puffer gegenüber der effektiven Beanspruchung, die sich aus Eigenstressungen und äußeren Beanspruchungen zusammensetzt. Um diesen Vorteil der Werkstoffabhängigkeit für ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen ableiten und nutzen zu können, wurden in der Vergangenheit vermehrt an Baustählen mit höheren Streckgrenzen HFH-behandelte Ermüdungsversuche durchgeführt.

Darunter beschäftigten sich Kuhlmann et al. [89] bzw. Dürr [46] mit der Nachbehandlung von S355 über S460 bis S690 am Detail der unbelasteten Quersteife. Erkenntnisse zur HFH-Nachbehandlung normalfester Baustähle (S235) am Detail der Quersteife wurden im Rahmen eines BAW-geförderten Projekts durch Kuhlmann et al. [96] erlangt.

Ummenhofer et al. [163] bzw. Weich [170] haben Untersuchungen mit nachbehandelten Längsrippen und Stumpfstöße aus S355J2 und S690QL durchgeführt und aufgearbeitet. Des Weiteren wurden experimentelle Untersuchungen durch Kuhlmann et al. [87] am S355J2 und S690QL für den Stumpfstoß und die Quersteife an durch PIT-nachbehandelten Proben durchgeführt.

Abschließend seien die Untersuchungen nach Stranghöner [154] und Berg [4] erwähnt, die die Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Kerbdetails an ultrahochfesten Feinkornbaustählen von S960 bis S1300 bestimmen konnten.

Bild 4-1 zeigt die Berücksichtigung des Streckgrenzeinflusses der betrachteten Bemessungsansätze. Der Ansatz nach Weich [170] wird hier nicht explizit aufgeführt, da sich die Streckgrenzenabhängigkeit hinter den tabellierten Eigenstressungswerten verbirgt. Die stufenweise Verbesserung des IIW-Ansatzes auf Grundlage der steigenden Streckgrenze wird deutlich. Durch Berg [4] konnte die Weiterführung für die Streckgrenzen bis einschließlich S1300 für die Quersteife bestätigt werden. In Abhängigkeit des jeweiligen Details ergeben sich ggf. geringere Verbesserungsfaktoren, siehe Tabelle 3-5.

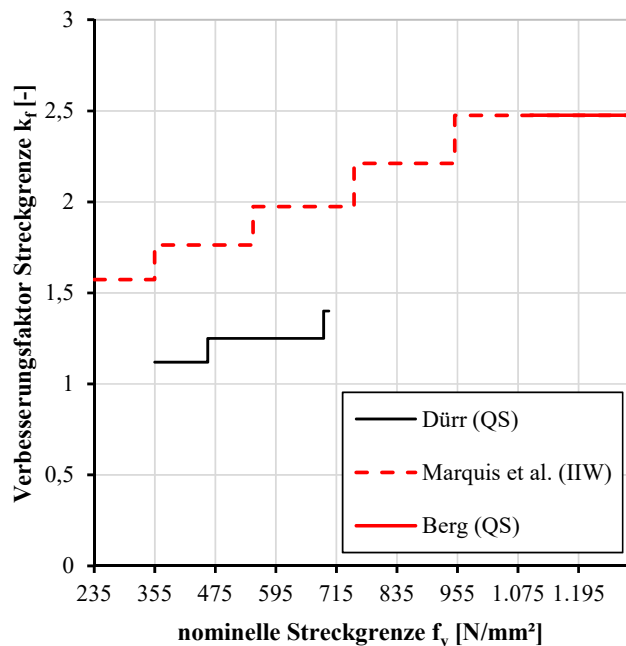


Bild 4-1: Berücksichtigung des Streckgrenzeinflusses der Bemessungsansätze nach Dürr [46], Marquis et al. (IIW) [108] und Berg [4] für das Detail Quersteife (QS)

4.3 Bauteileinfluss

4.3.1 Allgemeines

In der Lehre zur Materialermüdung werden unter dem Begriff Bauteileinfluss, Blechdickeneinfluss, Größeneinfluss oder Maßstabeffekt mehrere Effekte zusammengefasst, die sich bei realen geschweißten großformatigen Bauteilen gegenüber geschweißten Kleinbauteilen ergeben. Die drei wesentlichen beeinflussenden Effekte, die auf verschiedene Ursachen zurückzuführen sind, werden in der Übersicht in Bild 4-2 dargestellt und im Folgenden erläutert.



Bild 4-2: Spezifizierung des Größeneinflusses nach Haibach [73]

Statistischer Größeneinfluss. Aufgrund größerer Fehlerwahrscheinlichkeit und höherer Imperfektionsanzahl ergibt sich eine abnehmende Festigkeit bei größerem Materialvolumen. Der Zusammenhang zwischen Fehlerwahrscheinlichkeit und Materialquerschnitt wurde von Weibull [169] mit Gleichung (4.1) als „Volumeneffekt“ beschrieben.

Für Schwingversuche unter Zug-Druckbeanspruchung an ungekerbten Stabproben haben Heckel und Köhler [75] für dieses Verhalten, basierend auf den Untersuchungen von Weibull [169], den Effekt entsprechend auf ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen durch Gleichung (4.2) formuliert. So berücksichtigt der sogenannte Weibullexponent k die häufigere Fehlerwahrscheinlichkeit eines größeren Werkstücks mit dem Volumen V gegenüber dem Bezugsbauteilvolumen V_0 , das zu einer geringeren aufnehmbaren Spannung σ gegenüber der Bezugsspannung σ_0 führt.

Entsprechend Gleichung (4.2) enthalten die Kerbdetails in den Kerbfalltabellen der DIN EN 1993-1-9 [28] Anwendungsregeln zur Berücksichtigung des Blechdickeneffekts, wo dieser durch Untersuchungen bestätigt wurde.

$$\sigma/\sigma_0 = (V_0/V)^k \tag{4.1}$$

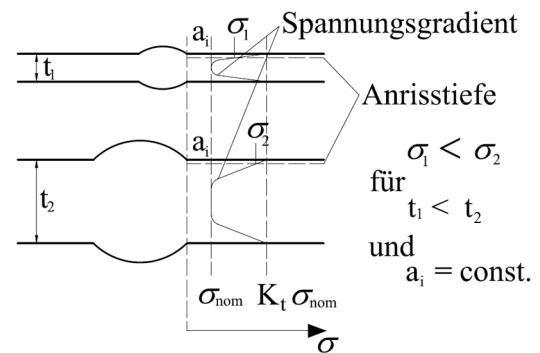
$$\Delta\sigma/\Delta\sigma_0 = (t_0/t)^{0,102} \tag{4.2}$$

Der fertigungstechnische oder auch technologische Größeneinfluss resultiert aus dem Zusammenbauprozess geschweißter Stahlkonstruktionen. Durch Verschweißen einzelner Bleche zu größeren, komplexen Bauteilen ergeben sich weitaus größere Zwangsbeanspruchungen aus Schrumpfungsbehinderungen durch Abkühlprozesse als bei einfachen Bauteilen, beispielweise Kleinversuchskörpern. So entstehen z.B. unplanmäßige Beanspruchungen aus der Fertigung mehrlagiger Schweißnähte mit großem Schweißnahtvolumen, die durch komplexere Abkühlprozesse zu Verzug führen können. Auch durch Schweißen in Zwangslagen oder aus dem Zusammenschweißen bereits steifer Einzelbauteile, die zu einer großen

Gesamtheit zusammengesetzt werden, entstehen Zwänge durch den Schweißprozess. [76]. Der Aufbau zusätzlicher innerer Spannungen, den sogenannten Eigenspannungen, führt in Überlagerung mit den äußeren, aufgetragenen Beanspruchungen insgesamt zu einer ungünstigeren Beanspruchung, die in einer kürzeren Lebensdauer resultieren.

Spannungsmechanischer Größeneinfluss oder Einfluss der Spannungsgradienten. Bei dickeren Blechen (t_2) ergeben sich durch steilere Spannungsgradienten aufgrund der größeren Querschnittshöhe ungünstigere Spannungen (σ_2) in der randnahen Umgebung als bei dünnen Blechen (t_1), wo der Spannungsgradient sehr schnell abfällt, siehe Bild 4-3 aus [124]. Das bedeutet, dass der Querschnitt dickerer Strukturen prinzipiell in weiteren Teilen ungünstiger beansprucht ist als bei dünnen Blechen. In Kombination mit Anrissen (a_i) oder Mikrorissen ergeben sich dadurch bei dickeren Blechen geringere Lebensdauern als bei dünneren Blechen mit geringeren Spannungswerten. Ein zusätzlicher Effekt ist die höhere Spannungskonzentration bei größeren Blechdicken. Diesen Umstand hat bereits Örjasäter in [124] beschrieben.

In der Regel kann bei Bauwerken in der Praxis gegenüber Ermüdungsversuchen davon ausgegangen werden, dass alle drei beschriebenen Effekte gleichzeitig auftreten. Die Frage nach der Ausprägung der einzelnen Effekte spielt für die Bemessung eine wesentliche Rolle, hängt aber unter anderem vom jeweiligen Kerbdetail ab, siehe Abschnitt 1.



4.3.2 Berücksichtigung des Blechdickeneffekts nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Bild 4-3: Darstellung des spannungsmechanischen Größeneinflusses nach [124]

Im Unterschied zu den IIW-Richtlinien [79] ist in DIN EN 1993-1-9 [28] die Angabe zur Berücksichtigung des Größeneinflusses für einzelne Kerbdetails im Kerbfallkatalog angegeben und wird nicht pauschal auf jedes Kerbdetail angewandt. Es wird also für jedes Konstruktionsdetail unterschieden, welche Einflüsse aus geometrischen Abmessungen Berücksichtigung finden.

Bei Anwendung des Nennspannungskonzepts mithilfe der Kerbfalltabellen wird der Blechdickeneffekt falls erforderlich, in Abhängigkeit des Kerbdetails ab Grundblechdicken $t > 25$ mm mit dem in Gleichung (4.4) beschriebenen Abminderungsfaktor k_s berücksichtigt.

Durch Multiplikation des Abminderungsfaktors k_s mit der Kerbfallspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_C$ des Referenzblechs ($t = 25$ mm) gemäß Gleichung (4.3) reduziert sich der Widerstandswert der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{C,red}$ für den Ermüdungsnachweis nach Gleichung (3.1).

$$\Delta\sigma_{C,red} = k_s \Delta\sigma_C \quad (4.3)$$

$$k_s = (25/t)^{0,2} \quad \text{für } t > 25 \text{ mm} \quad (4.4)$$

Bei aufgeschweißten Blechen, deren Schweißnaht quer zur Naht beansprucht ist, berücksichtigt DIN EN 1993-1-9 [28] durch Abstufung einen Abfall der Ermüdungsfestigkeit infolge wachsender Abstände der Schweißnahtübergangsfußpunkte.

Für längs zur Beanspruchungsrichtung ausgerichtete, aufgeschweißte Bauteile findet in Abhängigkeit der Länge des aufgeschweißten Bauteils eine Abstufung zur dadurch verursachten Abminderung der Ermüdungsfestigkeit statt.

Von den hier betrachteten Kerbdetails erfährt lediglich das geschweißte Detail der querbelasteten Stumpfnaht eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei steigender Blechdicke in DIN EN 1993-1-9 [28], siehe Tab. 8.3 Details 5 bis 7. So finden die Gleichungen (4.3) und (4.4) Anwendung bei Blechdicken $t > 25$ mm.

Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ der unbelasteten Quersteife wird gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] durch steigende Basisblechdicken t_b nicht beeinflusst. Jedoch durch den Abstand der Schweißnahtübergänge L , so wird mit steigender Distanz der Schweißnahtübergänge die Ermüdungsfestigkeit abgemindert, siehe DIN EN 1993-1-9 [28], siehe Tab. 8.4 Details 6 bis 8.

Ein Einfluss durch steigende Abmessungen wird auch bei der unbelasteten Längssteife durch die Norm berücksichtigt, siehe DIN EN 1993-1-9 [28], Tab. 8.4 Kerbdetail 1. Leichte Abweichungen ergeben sich gegenüber den IIW-Empfehlungen für geschweißte Bauteile [79], hier gibt es für die Längssteife eine weitere Kerbfallklasse 50 für Längen $L > 300$ mm.

4.3.3 Aufarbeitung bisheriger Untersuchungen zum Größeneinfluss an HFH-nachbehandelten Konstruktionsdetails

Größeneinfluss.

Quersteife [46]. In Dürr [46] wurden unbehandelte und UIT-behandelte Quersteifen-Probekörper unterschiedlicher Stahlgüten (S355, S460 und S690) unter Variation der Prüfkörperbreite getestet. Durch anschließende statistische Auswertung der Serien hat sich gezeigt, dass sich für die breiteren (160 mm), unbelasteten Serien in Abhängigkeit der Stahlgüte eine 8 – 15 % geringere Ermüdungsfestigkeit ergeben haben, als bei der Referenzserie mit einer Probenbreite von 40 mm.

Dieser Einfluss hat sich für die HFH-nachbehandelten Serien aus S355 und S460 nicht bestätigt. Begründet wurde das prüfkörperbreitenunabhängige Verhalten durch die hohe Reproduzierbarkeit der UIT-Anwendung.

Blehdickeneinfluss.

Quersteife. In Dürr [46] wurden Kleinprüfkörperserien am Detail der Quersteife mit zwei unterschiedlichen Blechdicken ($t = 12$ mm und $t = 25$ mm) im unbelasteten und UIT-behandelten Zustand miteinander verglichen. Dabei hat sich für die unbelasteten Serien herausgestellt, dass die Ermüdungsfestigkeit der Serie mit Blechdicken $t = 25$ mm um 24% geringer war, als die mit 12 mm dicken Blechen. Dürr [46] begründet das zum einen mit der durch FE-Untersuchungen nachgewiesenen größeren Kerbwirkung bei Verwendung dickerer Bleche.

Für die UIT-nachbehandelten Serien konnte ein Einfluss aus dem Blehdickeneffekt beim Vergleich der Serien nicht bestätigt werden. Es kann sein, dass der Einfluss durch das Versagen im Grundmaterial der nachbehandelten Proben verfälscht wurde.

In [129] wurden Quersteifenproben für den Offshore-Bereich mit Blechdicken $t = 30$ mm aus S460 geprüft.

Stumpfstoß. In [170] wurden Stumpfstoßproben mit Blechdicken $t = 16$ mm geprüft. In [129] wurden für die experimentellen Untersuchungen am Stumpfstoß Blechdicken von $t = 30$ mm verwendet.

Experimentelle Untersuchungen nach Leitner et al. [104] beschäftigen sich mit der Frage nach einem positiven Blehdickeneffekt bei dünnen Blechen. Hierfür wurden für die drei Konstruktionsdetails Quersteife, Stumpfstoß und Längssteife Versuchsserien mit Blechdicken $t = 5$ mm durchgeführt.

Bauteileinfluss.

Quersteife unter Wechselbeanspruchung ($R = -1,0$). In Dürr [46] wurden sowohl für den unbehandelten als auch für den UIT-behandelten Zustand Trägerversuche mit eingepassten Quersteifen unter Wechselbeanspruchung durchgeführt. Ein Vergleich der unbehandelten Trägerergebnisse mit den unbehandelten Kleinversuchsproben ergab eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit für die Trägerserie auf 79 % bezogen auf die unbehandelte Kleinserie.

Auch bei den Trägerversuchen konnte aufgrund des Versagens der Träger im Grundmaterialbereich eine Aussage nur auf der konservativen Seite liegend getroffen werden. Die Anwendung des UIT-Verfahrens führte somit zu einer Verbesserung von mindestens 21 % gegenüber den unbehandelten Trägerversuchen.

Dürr [46] und Kuhlmann et al. [89] konnten den Größeneffekt zwischen Kleinversuchen und Trägerversuchen unter Einsatz von HFH-Behandlung an hochfestem Stahl S690 mit eingeschweißten Quersteifen untersuchen. Die Schweißnahtübergänge der Quersteife wurden mit dem UIT-Verfahren nachbehandelt. Die geprüften Spannungsverhältnisse betragen $R = 0,5$ und $R = -1,0$. In Tabelle 4-2 sind die Ergebnisse der statistischen Auswertung der von Dürr [46] durchgeführten Trägerversuche mit $R = 0,5$ und $R = -1,0$ mit den vergleichbaren Kleinversuchen zusammengefasst. Während die Träger mit $R = -1,0$ aufgrund der geringeren Anzahl von Ergebnissen und Grundmaterialversagen in beiden Fällen zu keinen weiteren Schlussfolgerungen führten, konnte für $R = 0,5$ das Verhältnis zwischen Träger- und Kleinversuch mit etwa 85 % quantifiziert werden, siehe Tabelle 4-2.

Nach Dürr [46] beträgt die Reduktion unter Berücksichtigung der Größeneffekte unter Einsatz von HFH-Verfahren auf die Kehlnähte, die die Quersteife mit dem Flansch verbinden, etwa 15 %. Offen bleibt das Verhältnis für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ und $R = -1,0$.

Tabelle 4-2: Versuchsergebnisse der Trägerversuche nach Dürr [46] mit Spannungsverhältnissen $R = 0,5$ und $R = -1,0$

Literatur	Stahlgüte	Spannungsverhältnis	Zustand	Anzahl	Typ	Wöhlerlinienneigung	Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit	Ermüdungsfestigkeit	Abweichung
		R [-]		N [-]		m [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	η [-]
Dürr [46] und Kuhlmann et al. [89]	S690	-1,0	AW	2	Trägerversuch	3	140		0,79
				9	Kleinversuch		196		
			UIT	2	Trägerversuch	5	> 171		0,49
				6*	Kleinversuch	5	> 352		
		0,5	AW	2	Trägerversuch	3	112		0,84
				6	Kleinversuch		139		
			UIT	6	Trägerversuch	5	151	121	0,85
				14	Kleinversuch	5	178	136	

- Grundmaterial- und Einspannbrüche berücksichtigt

4.4 Einfluss der Mittelspannung

4.4.1 Allgemeines

4.4.1.1 Definition des Spannungsverhältnisses und der Mittelspannung

Die Mittelspannung σ_m beschreibt den Mittelwert aus der einwirkenden Oberspannung σ_o und Unterspannung σ_u an einer Stelle des Bauteils, siehe Gleichung (4.5). Mit dem Spannungsverhältnis R wird das Verhältnis von Unterspannung σ_u zu Oberspannung σ_o bezeichnet, siehe Gleichung (4.6). In Abhängigkeit dieses Spannungsverhältnisses R lässt sich die Art der Belastung einteilen in den Druckschwell-, Zugschwell- oder Wechsellastbereich, siehe Bild 4-4. Der Zustand in dem ausschließlich Zugspannungen einwirken wird mit Zugschwellbereich bezeichnet, treten Druck- und Zugspannungen auf, liegt eine Wechselbeanspruchung vor. Bei ausschließlicher Druckbeanspruchung spricht man vom sog. Druckschwellbereich.

$$\sigma_m = (\sigma_u + \sigma_o)/2 \quad (4.5)$$

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (4.6)$$

Wie in Abschnitt 4.1 angedeutet, ist der Einfluss der Mittelspannung auf die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils bestimmt durch den im Bauteil vorliegenden Eigenspannungszustand. Deswegen wird im Folgenden knapp auf Eigenspannungen im Allgemeinen eingegangen.

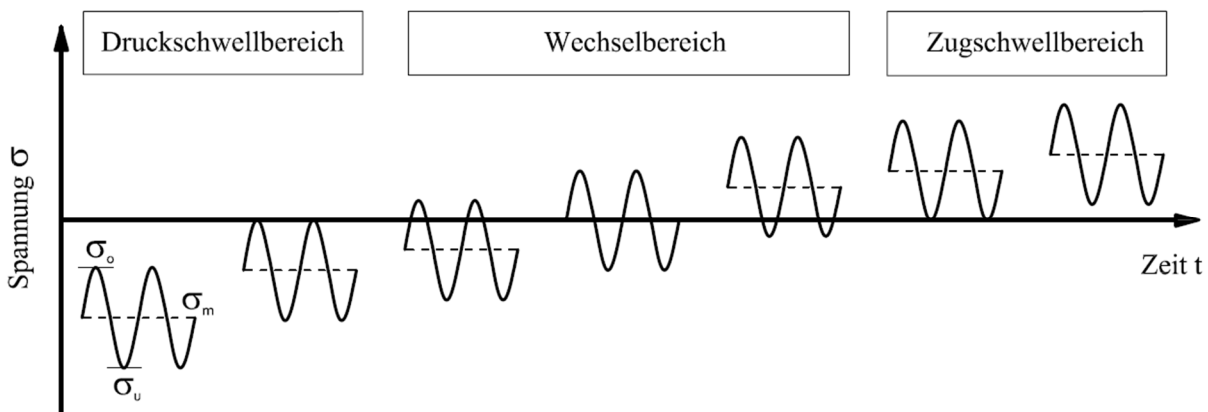


Bild 4-4: Beanspruchungsverhältnisse nach Haibach [73] im Überblick

Eigenspannungen und deren Entstehung

Eigenspannungen σ_{ES} sind die durch den Fertigungsprozess eines Werkstücks oder werkstückbearbeitende Prozesse eingebrachten inneren Spannungen im Bauteil. Grundsätzlich herrscht ein inneres Gleichgewicht der Eigenspannungen unterschiedlicher Art in einem Bauteil.

Nach Macherauch et al. [106] sind drei Arten von Eigenspannungen definiert, die sich auf unterschiedlich große Bereiche unterteilen lassen. Die Eigenspannungen im Makrobereich sind als **Spannungen 1. Art** $\sigma_{ES,I}$ definiert, dagegen sind die **Eigenspannungen 2. Art** $\sigma_{ES,II}$ und **3. Art** $\sigma_{ES,III}$ auf mikroskopischer Ebene relevant. Für die folgenden Untersuchungen sind die Eigenspannungen 1. Art $\sigma_{ES,I}$ von Interesse. Nachfolgend werden diese mit σ_{ES} bezeichnet.

4.4.1.2 Stabilität der Eigenspannungen unter mechanischer Belastung

Durch mechanische oder thermische Beanspruchung kann der Eigenspannungszustand eines Bauteils verändert werden. Gerade bei den positiv wirkenden eingebrachten Druckeigenspannungen nach der HFH-Anwendung stellt sich die Frage der Stabilität dieses Eigenspannungszustands, beispielsweise durch Bau- und Montagezustände.

Die Stabilität von Eigenspannungszuständen unter **mechanischer Beanspruchung** ist im Wesentlichen durch die folgenden vier Faktoren beeinflusst:

- die Streckgrenze des Werkstoffs,
- die Höhe der Anfangseigenspannungen,
- Geometrie der Naht, also die Kerbschärfe
- Höhe der aufgetragenen Beanspruchung

Im Rahmen des DAST-Projekts [94] wurden hierzu experimentelle Untersuchungen am KIT (siehe Abschnitt 6.5.1) zur Abgrenzung eines kritisch einwirkenden Spannungszustands durchgeführt, mit dem Ergebnis, sowohl die maximalen Druckspannungen als auch die maximalen Zugspannungen zu begrenzen. Die Anwendungsgrenzen werden in Abschnitt 7.1 gegeben.

Die thermische Beanspruchung sollte für HFH-behandelte Bauteile ausgeschlossen werden, so dass z.B. kein Spannungsarmglühen, im Nachgang der HFH-Behandlung erfolgen darf.

4.4.1.3 Eigenspannungszustände in Überlagerung mit Beanspruchungszuständen

Nach Gurney [66] ergeben sich bei Proben, die idealisierter Weise keine Eigenspannungen aufweisen, die Bauteilspannungen und somit die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ alleine aus der äußeren Beanspruchung, siehe Bild 4-6. Durch eine Wechselbeanspruchung ($R = -1,0$) in Bild 4-6 (01), mit wechselnder Druck- und Zugspannungsamplituden, werden durch positiv wirkende, riss-schließende Effekte einer Druckbeanspruchung eine geringere Schädigung hervorgerufen als unter reiner Zugschwellbelastung Bild 4-6 (02). Folglich beeinflusst nach Gurney [66] im Fall von eigenspannungsfreien Bauteilen die Höhe der Mittelspannung die Ermüdungsfestigkeit des Bauteils.

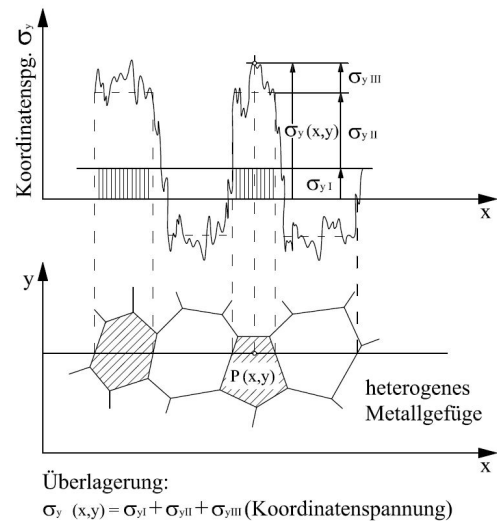


Bild 4-5: Definition der Eigenspannungen nach Macherauch [106]

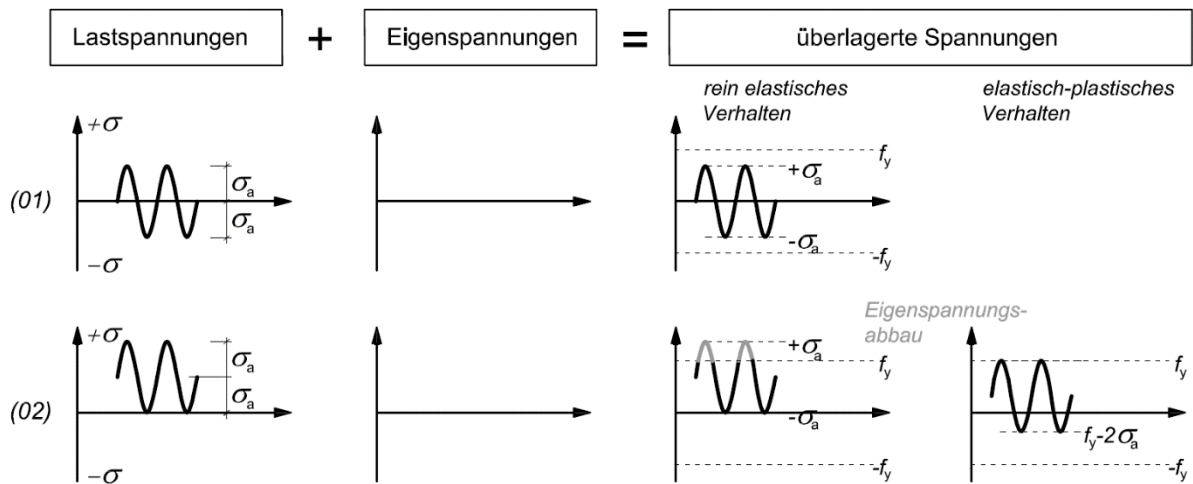


Bild 4-6: Eigenspannungslose Bauteile unter Wechselbeanspruchung (01) und Zugschwellbeanspruchung (02) nach Theorie von Gurney [66]

Diese Mittelspannungsabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit ist nach Gurney [66] auf geschweißte und somit eigenspannungsbehaftete Bauteile nicht übertragbar. In diesem Fall setzt sich die Gesamtbeanspruchung des Bauteils aus den im Bauteil vorliegenden Eigenspannungen und der äußeren Beanspruchung zusammen, siehe Bild 4-7. Dabei entspricht die Höhe der Eigenspannungen an der Stelle der geometrischen Kerbe durch den Schweißprozess i.d.R. der Höhe der Streckgrenze f_y . Durch die äußere Beanspruchung kommt es zur Überlagerung der Spannungen und die Streckgrenze ist im Falle äußerer Zugspannungen mit Beginn des ersten Lastzyklus erreicht. Dieser Effekt verstärkt sich mit steigender Kerbschärfe und der damit einhergehenden Spannungskonzentration im Kerbgrund. Infolge dessen bauen sich die Eigenspannungen durch Plastizieren ab.

Helms et al. [76] hat den Sachverhalt hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit von Trägerversuchen folgendermaßen formuliert: „Bei einer Ermüdungsbeanspruchung nimmt der Einfluss der Lastmittelspannungen auf die Schwingfestigkeit von geschweißten Teilen mit zunehmenden Eigenspannungen erfahrungsgemäß ab. (...) Der beobachtete Effekt hat vermutlich seine Begründung darin, dass sich hohe Eigenspannungen in den meisten Fällen nach wenigen Lastwechseln soweit abbauen, dass die Last-Oberspannung als Summe aus Last-Mittelspannung und verbleibender Eigenspannung durch die zyklische Fließgrenze begrenzt wird. Dadurch wird das Bauteil unabhängig von der Höhe der Lastmittelspannungen (sofern die Eigenspannungen eine Mindestgröße nicht unterschreiten) immer in einem etwa gleichen Ausmaß mittelspannungsbeansprucht.“

Es sei bemerkt, dass Bild 4-6, Bild 4-7 und Bild 4-9 idealisierte Schemata darstellen, die auf Vereinfachungen beruhen, siehe [66]. Ein wesentlicher Aspekt ist die Vernachlässigung der Kerbspannung. Es werden keine Spannungskonzentrationen berücksichtigt, sondern von einer konstant über den Querschnitt verteilten Spannung ausgegangen. In der Realität liegen jedoch vor allem am Kerbgrund erhöhte Spannungen vor, diese übersteigen vor allem bei kerbscharfen Details bei weitem die aufgebrauchte Nennspannung. Die Abbildungen zeigen demnach nur Nennspannungsbetrachtungen unter Berücksichtigung des vorliegenden Eigenspannungswerts im vorliegenden Bauteil.

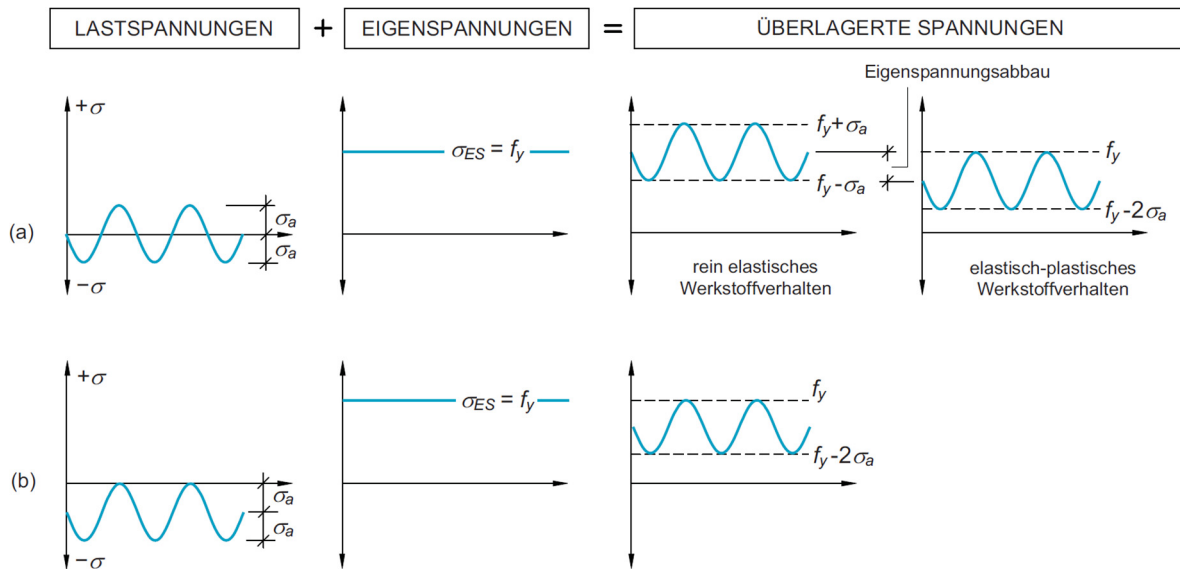
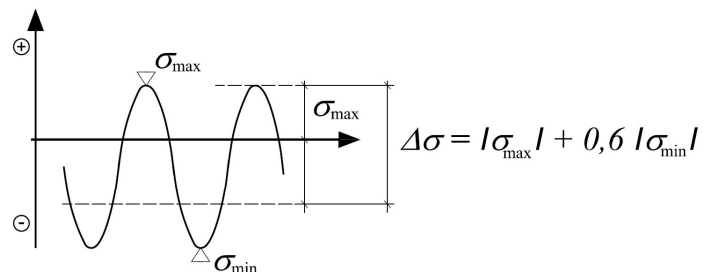


Bild 4-7: Überlagerung von Last- und Eigenspannungen für wechselbeanspruchte (a) und druckschwellbeanspruchte (b) geschweißte Bauteile aus Kuhlmann et al. [98] entsprechend Theorie von Gurney [66]

4.4.2 Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses bei der Ermüdungsfestigkeitsbemessung nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Die Ermüdungsfestigkeitsbemessung nach DIN EN 1993-1-9 [28] sieht - begründet durch die Erkenntnisse aus Abschnitt 4.4.1.3 - nur beim Nachweis von idealerweise eigenspannungsfreien Kerbdetails eine begünstigende Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses vor. So darf die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{E,2}$ von nicht geschweißten bzw. geschweißten und im Anschluss spannungsarm geblühten Konstruktionen unter Druckspannungen modifiziert werden.

Die modifizierte Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ ergibt sich in diesem Fall aus der maximal einwirkenden Zugspannung plus 60 % der einwirkenden Druckspannung, siehe Bild 4-8. Der Mittelspannungseinfluss findet demnach auf der Einwirkungsseite Berücksichtigung.



Legende

- + Zugspannungen
- Druckspannungen

Bild 4-8: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 [28] zur Ermittlung der modifizierten Spannungsschwingbreite bei nicht geschweißten und spannungsarm geblühten Konstruktionen

4.4.3 Mittelspannungseinfluss bei HFH-nachbehandelten Konstruktionsdetails

Da durch eine HFH-Nachbehandlung Druckeigenspannungen an der Schweißkerbe am Nahtübergang eingebracht werden, liegen nicht wie im Schweißzustand-belassenen Fall, negative Zugeigenspannungen vor. Jedoch führen auch in diesem Fall die Überlagerungen beider Spannungsanteile aus Eigenspannungszustand und Beanspruchung zu einem Eigenspannungsabbau. Auch hier wäre nach Theorie von Gurney [66] kein Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit durch die Variation der aufgebracht

telspannung, wie Bild 4-9 zeigt, zu erwarten. Jedoch ist deutlich zu erkennen, dass sich die Mittelspannung der überlagerten Spannungen durch die positiv wirkenden Druckeigenspannungen in allen drei in Bild 4-9 dargestellten Beanspruchungsszenarien (c): Wechselbeanspruchung, (d): Zugschwellbeanspruchung und (e): Druckschwellbeanspruchung vorwiegend in den unkritischeren Druckspannungsbereich verschiebt.

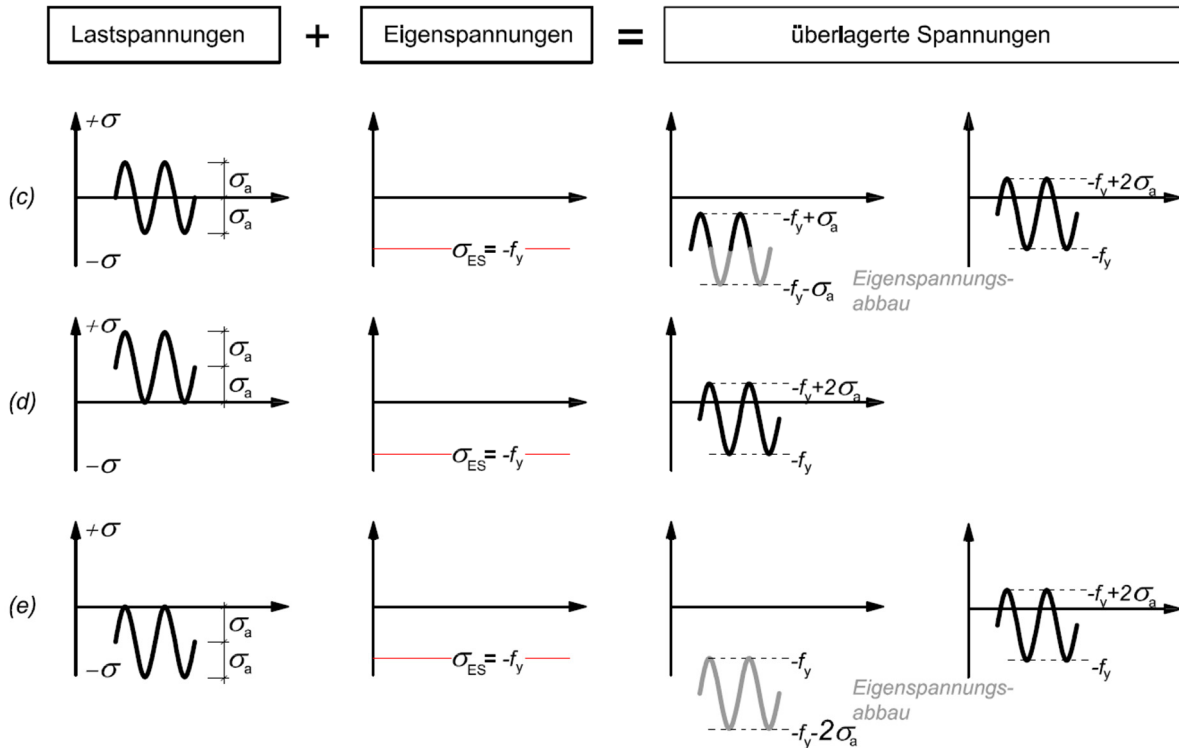


Bild 4-9: Erweiterung der Theorie von Gurney [66] aus Bild 4-6 auf geschweißte Bauteile unter Druckeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze für Wechselbeanspruchung (c), Zugschwellbeanspruchung (d) und Druckschwellbeanspruchung (e)

Prinzipiell haben Ermüdungsversuche an HFH-behandelten Probekörpern unter variierendem Spannungsverhältnis gezeigt, dass eine Mittelspannungsabhängigkeit besteht. Jedoch ist die Datengrundlage der Ermüdungsversuche mit variierenden Spannungsverhältnissen für einzelne Konstruktionsdetails und verschiedene Stahlgüten im HFH-behandelten Zustand noch gering.

Ein Vergleich der Faktoren zur Berücksichtigung des Mittelspannungsverhältnisses aller hier diskutierten Bemessungsansätze für HFH-behandelte Konstruktionsdetails ist in Bild 4-10 dargestellt. Um den Ansatz nach Marquis [108] über eine stufenweise Kerbfallreduktion mit den nach Dürr [46] gegebenen Verbesserungsfaktoren k_R , siehe Abschnitt 3.1.2, Tabelle 3-1 und effektiven Spannungsverhältnissen R'_{eff} nach Weich [170] vergleichen zu können, wurden gemäß der Anwendung der Normzahlreihe R20 nach DIN 323-2 [17], die den Kerbfallkategorien zu Grund liegt, und Gleichung (4.7) die Kerbfallstufen in Faktoren zurück gerechnet. Es ergibt sich je Stufe der Faktor 1,12, der entsprechend hinter dem Abstufungssystem der Kerbfallkategorien steckt.

$$\text{Reihe R 20: } q_{20} = \sqrt[20]{10} = 1,12 \quad (4.7)$$

In den beschriebenen Bemessungsansätzen nach Dürr [46] und den IIW-Empfehlungen [108] findet hinsichtlich des Mittelspannungseinflusses, auf der sicheren Seite liegend, für Spannungsverhältnisse

$R \geq 0,1$ keine weitere Differenzierung statt. Der Vorschlag für die Berücksichtigung der Mittelspannung nach Weich [170] ähnelt im Bereich zwischen $0,5 > R > 0,1$ dem linear ansteigenden Verlauf nach Dürr [46] für geringere Spannungsverhältnisse. Darüber hinaus gibt Weich [170] für $R < 0,1$ eine lineare Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit an.

Dieses Vorgehen scheint durch die geringe Anzahl an Versuchen im Bereich $R < 0,1$ begründet. Denn einzelne Versuche in Dürr [46] und Weich [170] haben gezeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit bei $R < 0,1$ deutlich höher ist. Aufschluss zur Quantifizierung der Ermüdungsfestigkeit unter Wechselbeanspruchungen sollen die experimentellen Untersuchungen, die in Abschnitt 5.6 beschrieben sind, geben.

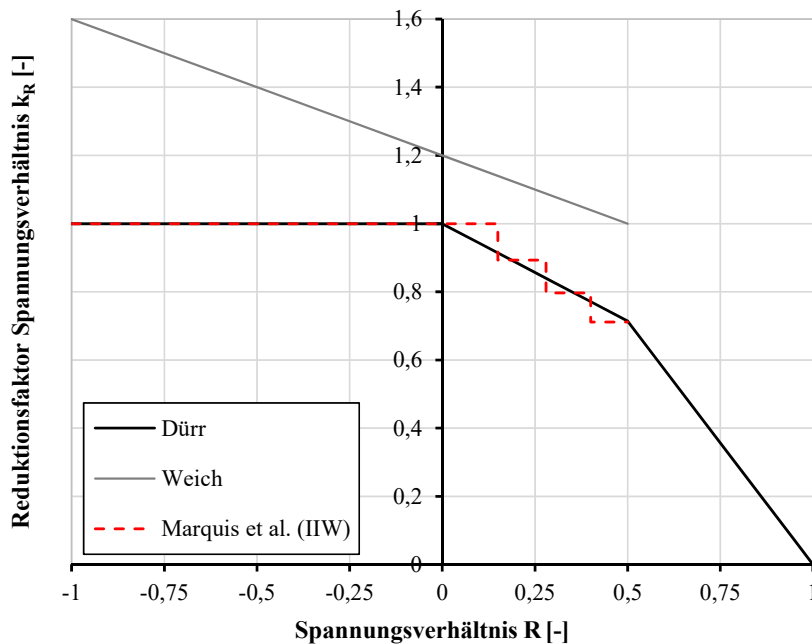


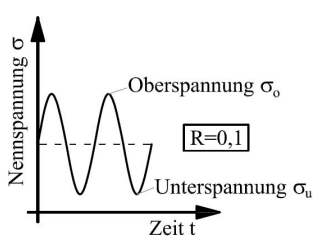
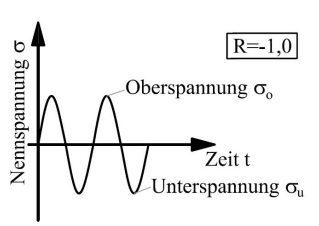
Bild 4-10: Berücksichtigung des Spannungsverhältnis R verschiedener Bemessungsansätze nach Dürr [46], Weich [170] und Marquis et al. (IIW) [108]

5 Eigene experimentelle Untersuchungen

5.1 Versuchsprogramm der Trägerversuche mit HFH-nachbehandelter Quersteife

Die im Folgenden dargestellten experimentellen Untersuchungen an Trägerstrukturen sind im Rahmen zweier verschiedener Forschungsprojekte in Zusammenarbeit mit Projektpartnern entstanden. Tabelle 5-1 zeigt neben den unterschiedlich untersuchten Effekten, die Anzahl und den Nachbehandlungsstatus der einzelnen Versuchsserien an.

Tabelle 5-1: Versuchsprogramm aus OptiBri [74] und DASt-Aif Nr. 17886 [94]

Effekt		Bezeichnung	Art	f_y	Zustand	Anzahl	R	Träger
Bauteil		Serie E2	Kleinversuche	S355	aw	9	0,1	
				S355	HiFIT	5	0,1	
				S355	PIT	6	0,1	
		Serie T2	Trägerversuche	S355	aw	2	0,1	Walzprofil
				S355	HiFIT	8	0,1	Walzprofil
				S355	PIT	8	0,1	Walzprofil
		SC_I SC_C SC_B	Kleinversuche	S690	aw		0,1	
				S690	TIG		0,3	
				S690	PIT		0,5	
		Serie T0	Trägerversuche	S690	aw	1	0,1	Zusammengesetzter QS
S690	PIT			7	0,1	Zusammengesetzter QS		
Mittelspannung		Serie E1	Kleinversuche	S355	aw	8	-1,0	
				S355	HiFIT	6	-1,0	
				S355	PIT	6	-1,0	
		Serie T1	Trägerversuche	S355	aw	2	-1,0	Walzprofil
				S355	HiFIT	2	-1,0	Walzprofil
				S355	PIT	2	-1,0	Walzprofil

In verstärkter Schriftgröße ist das Trägerversuchsprogramm, bestehend aus 31 Trägerversuchen die am *Institut für Konstruktion und Entwurf* konzipiert und ausgewertet und an der *Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart* geprüft wurden, dargestellt. Die jeweils zugehörigen Kleinserien, die im Weiteren als Referenzserien für die Trägerversuche dienen, sind in normaler Schriftgröße gekennzeichnet.

Alle hier dargestellten Kleinversuchsserien an der Quersteife wurden von Projektpartnern der *Universität Liège* im RFCS-Projekt OptiBri [74] und für das DASt-Forschungsprojekt [94] durch den Projektpartner *Karlsruher Institut für Technologie* betreut, durchgeführt und ausgewertet.

Das in Tabelle 5-1 dargestellte Versuchsprogramm zielt speziell auf die Identifizierung und Quantifizierung des Mittelspannungseinflusses und Bauteileinflusses von HFH-behandelten Quersteifennähten ab.

Hierzu wurden drei Versuchsreihen aus Baustahlträgern mit eingeschweißten Quersteifen der Güte S355 und S690 entwickelt. Die Serie T0 mit zusammengesetztem Querschnitt unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$ wurde durchgeführt, um den Bauteileffekt gegenüber den Kleinprüfkörpern aus S690 der Serie SC_C (entsprechend Tabelle 5-1) zu quantifizieren.

Die Serie T1 unter Wechselbeanspruchung und T2 unter Zugschwellbeanspruchung aus Walzprofilen der Stahlgüte S355 wurden durchgeführt, um für unterschiedliche Spannungsverhältnisse R den Bauteileffekt und die Mittelspannungsabhängigkeit zu ermitteln.

5.2 Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen

Ziel statistischer Auswertung von Ermüdungsversuchen ist, auf Basis einer Stichprobe mit geringem Umfang, eine Aussage für eine große Grundgesamtheit, also künftige Konstruktionen zu treffen.

Alle in dieser vorliegenden Arbeit ermittelten Ermüdungsfestigkeiten sind entsprechend der statistischen Auswertung von Ermüdungsversuchen nach Hintergrunddokument Brozetti et al. [6] zu DIN EN 1993-1-9 [28] abgeleitet. Mit Ermüdungsfestigkeit und Schwingfestigkeit wird im Folgenden der charakteristische Bezugswert der Spannungsschwingbreite bei 2 Millionen Lastwechsel für den Mittelwert und die 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit der ausgewerteten Serien bezeichnet. Die Ermittlung dieses Bezugswerts entsprechend der Vorgehensweise nach Brozetti et al. [6] mittels statistischer Methoden ist im Folgenden schrittweise dargestellt.

Linearer Zusammenhang im Zeitfestigkeitsbereich. Das in [6] aufgeführte statistische Auswerteverfahren basiert auf der linearen Regression, dem linearen Zusammenhang zwischen der unabhängigen Variable Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und der abhängigen Variable der erreichbaren Schwingspielzahl N im doppellogarithmischen Raum. Im Gegensatz zur sonst üblichen Konvention, die abhängige Variable auf der y-Achse (Abszisse) aufzutragen, ist die verbreitete Darstellung gemäß Wöhlerdiagramm unkonventionell und die abhängige Variable ist auf der x-Achse, der Ordinate angeordnet.

Durch Logarithmieren der Gleichung der Ausgleichsgeraden (5.1) ergibt sich ein linearer Zusammenhang im doppeltlogarithmischen Raum mit Gleichung (5.2).

$$N_i = a \cdot S^{-m} \quad (5.1)$$

$$\log N_i = \log a + b \log S_i \quad (5.2)$$

mit N_i : Ertragbare Schwingspielzahl, abhängige Variable
 a : Konstante
 S : Spannungsschwingbreite, unabhängige Variable
 m/b : inverse Geradenneigung

Bestimmung der Parameter a und m der Ausgleichsgeraden. Eine Ausgleichsgerade lässt sich bereits aus zwei Punkten ableiten. Bei einer größeren Anzahl an Ermüdungsversuchen, ergibt sich deshalb ein überbestimmtes Problem. Dieses wird mithilfe der *Methode der kleinsten Quadrate* gelöst. Bei dieser

Vorgehensweise wird entsprechend Gleichung (5.3) und (5.4) die Differenz zwischen den einzelnen Ergebnissen und der Ausgleichsgerade so klein wie möglich gewählt, so dass sich für jeden Versuchspunkt der kleinste horizontale Abstand (abhängiger Wert) zwischen Ausgleichsgerade und Versuchsergebnis ergibt.

$$-m = \frac{n \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i - \sum_{i=1}^n x_i \cdot \sum_{i=1}^n y_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 \cdot (\sum_{i=1}^n x_i)^2} \quad (5.3)$$

$$\log a = \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n y_i + m \sum_{i=1}^n x_i \right) \quad (5.4)$$

Die Ausgleichsgerade entspricht der 50%-Mittelwertlinie der Ermüdungsversuche. Der Bezugswert der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{50\%}$ entspricht dem Wert bei 2 Mio Lastwechseln auf der Ausgleichsgeraden.

Wahrscheinlichkeitsverteilung. In der Regel wird für die Auswertung von Ermüdungsversuchen die t-Student-Verteilung herangezogen. Gegenüber der Normalverteilung zeichnet sie sich dadurch aus, dass diese bei unbekannter Standardabweichung, beispielweise durch geringe Stichprobengröße, anwendbar ist. Denn durch die unterschiedliche Gewichtung von Werten, die einen größeren Abstand zum Mittelwert aufweisen, wird diese Unsicherheit im Gegensatz zur Normalverteilung berücksichtigt.

Je größer die Stichprobe desto eher entspricht die t-student Verteilung der Normalverteilung, ca. ab 30 Ergebnissen.

Statistische Intervalle und Grenzen. Die Anwendung statistischer Intervalle ist erforderlich, um, basierend auf einer geringen Stichprobengröße, mit einer gewissen Sicherheit Aussagen für die Grundgesamtheit zu treffen. Mit Hilfe der Intervalle können mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit unbekannte Parameter innerhalb eines Intervalls abgedeckt werden. Dazu stehen für die Auswertung von Ermüdungsversuchen die drei folgenden unterschiedlichen Intervalle zur Verfügung: das Toleranzintervall, das Prognoseintervall und das Vertrauensintervall.

Der Beitrag von Euler et al. [53] zeigt die Gegenüberstellung unterschiedlich gewählter Intervalle im Rahmen verschiedener Regelwerke anhand einer Ermüdungsversuchsserie und der resultierenden Ermüdungsfestigkeit, siehe Bild 5-1. Nach Euler et al. [53] wird deutlich, dass in Brozetti et al. [6] zwar die Rede vom Konfidenzintervall, mit der Beschreibung allerdings das Prognoseintervall übereinstimmt, das sich auf zukünftige Ergebnisse bezieht.

Ein Vergleich in Drebenstedt et al. [45] zeigt, dass das Verfahren nach Anhang D aus DIN EN 1990 zur Bestimmung einer einzelnen Eigenschaft mit der Auswertung mit Prognoseintervall entsprechend Brozetti et al. [6] übereinstimmt. Dagegen liefert das in Anhang D aus DIN EN 1990 geregelte Verfahren zur Bestimmung des Widerstands etwas konservativere Ergebnisse, siehe auch [45].

Es wurde Handlungsbedarf aufgezeigt, so dass im Rahmen eines kooperativen Forschungsprojekts [54] die Auswertemethode speziell für Ermüdungsdaten überprüft wurde. Die in [54] verabschiedete statistische Methode zur Ermittlung charakteristischer Wöhlerlinien entspricht der in Brozetti et al. [6] beschriebene Vorgehensweise mit einseitiger 95%iger Prognosegrenze, so dass im Rahmen dieser Arbeit auf diese Auswertungsmethodik zurückgegriffen wird.

$$\log N_{95\%} = \log 2 \cdot 10^6 - t_{\alpha, n-1} \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n} + \frac{(\log S_{50\%} - \overline{\log S})^2}{\Sigma(\log S_i - \overline{\log S})^2}} \quad (5.5)$$

$$\text{mit } t_{\alpha, n-1} \text{ aus Student-t-Verteilung und } \alpha = 5\% \quad (5.6)$$

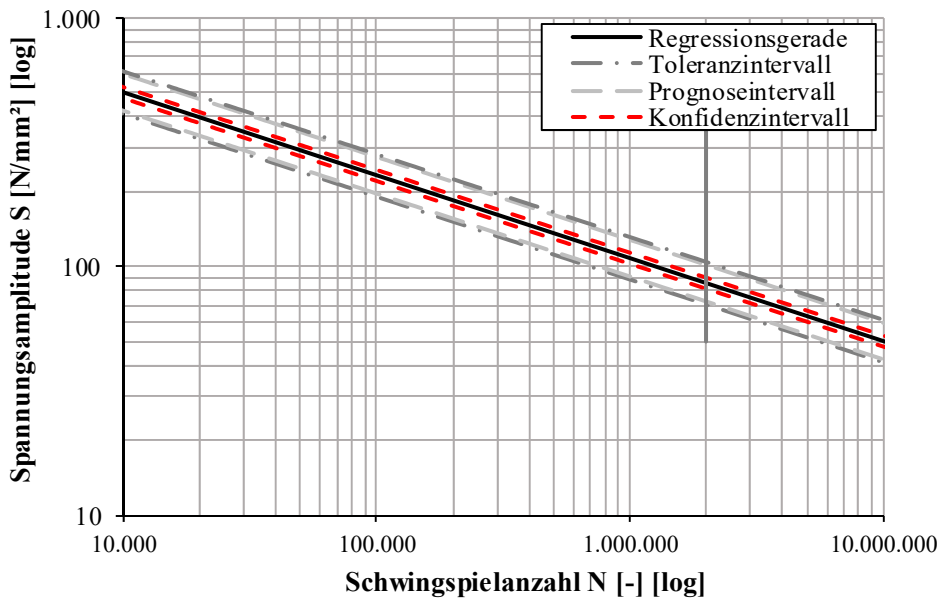


Bild 5-1: Vergleich der ermittelten Ermüdungsfestigkeiten in Abhängigkeit unterschiedlich angewandter Intervallarten nach [53]

Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit. Die Bestimmung des Bezugswert $\Delta\sigma_c$ der Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Schwingspielen unter Anwendung der einseitigen 95% Prognosegrenze erfolgt gemäß den Gleichungen (5.7), (5.8) und (5.9).

$$-\log a_{95\%} = \log N_{95\%} - m \cdot \log S_{50\%} \quad (5.7)$$

$$\log S_c = \frac{\log 2 \cdot 10^6 - \log a_{95\%}}{m} \quad (5.8)$$

$$\Delta\sigma_c = 10^{\log S_c} \quad (5.9)$$

Reduzierung der Freiheitsgrade. Durch umfassende Auswertungen diverser geschweißter Ermüdungsversuche konnte Haibach [73] *normierte Wöhlerlinien* angeben. Es hat sich gezeigt, dass sich die Schwingfestigkeitseigenschaften von Schweißverbindungsgruppen gleicher Materialien zusammenfassen und statistische Kennwerte beispielsweise für geschweißte Verbindungen somit vorhersagen lassen. Diese Beobachtungen wurden im Zuge der Eurocode-Entwicklung im Rahmen der Empfehlungen des ECCS-TC6 [49] erweitert und für geschweißte Verbindungen ein Wert für die Neigung der Ausgleichsgeraden m von 3 abgeleitet. Dieser normierte Wert wurde für die statistische Auswertung innerhalb dieser Arbeit genutzt.

Es kann demnach unterschieden werden in Auswertung einer Serie mit freier (m_{frei}) und fester Geradenneigung, also normierter Wöhlerlinienneigung m_{fest} . Im Falle von unbehandelten Kerbdetails wird die feste Wöhlerlinienneigung zu $m_{\text{fest}} = 3$ entsprechend [49] gewählt, bei HFH-behandelten Kerbdetails wird entsprechend den Festlegungen in [94] eine feste Neigung von $m_{\text{fest}} = 5$ angenommen.

Streuung. Die Streuung kann beispielsweise durch die Standardabweichung s entsprechend Gleichung (5.10) bzw. der Varianz s^2 beschrieben werden. Sie gibt den Abstand zum Erwartungswert μ an.

$$s = \sqrt{\frac{\sum(\log \bar{a} - (\log a)_i)^2}{n-1}} \quad (5.10)$$

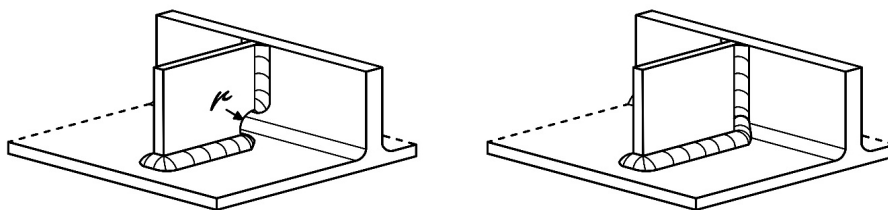
5.3 Gemeinsamkeiten der Trägerversuche der Serien T1 und T2

5.3.1 Steifengeometrie

Versteifte Profil- oder geschweißte Trägerstrukturen werden im Stahl- und Verbundbrückenbau entweder mit Freischnitten im Bereich der Längsnähte (siehe Bild 5-2 a) oder mit geometrisch eingepassten Quersteifen ringsum geschweißt (siehe Bild 5-2 b), ausgeführt.

Numerische Untersuchungen nach Dürr [46] und Untersuchungen nach Naumann [114] bestätigen eine um 25 % günstigere Ermüdungsfestigkeit für eingepasste Quersteifen. Anhand von Kerbspannungsbeurteilungen konnte Dürr [46] zeigen, dass der Grund hierfür nicht in der unterschiedlichen Kerbwirkung der Ausführungsvarianten liegt, sondern an der Ausführungsqualität. Eine vollständige Umschweißung der einzelnen umlaufenden Kehlnähte im Bereich des runden Freischnitts erweist sich trotz Ausrundungsradien von bis zu 50 mm als Herausforderung für den Schweißer. In der Folge ergeben sich im Bereich der behinderten Zugänglichkeit vermehrt Schweißnahtungängen.

Ebenso ist die Situation für die HFH-Nachbehandlung übertragbar. Zum einen kann die Schweißnahtnachbehandlung durch die erschwerte Zugänglichkeit nur schlecht durchgeführt werden. Zum anderen kann trotz sachgemäßer Durchführung der Schweißnahtnachbehandlung ein Wurzelriss oder Ähnliches, verursacht durch die innere Schweißnahtungänge, das Versagen hervorrufen.



a) Ausführung mit Freischnitt

b) Ausführung ohne Freischnitt

Bild 5-2: Detailausbildung bei eingeschweißten Quersteifen in Trägerquerschnitte

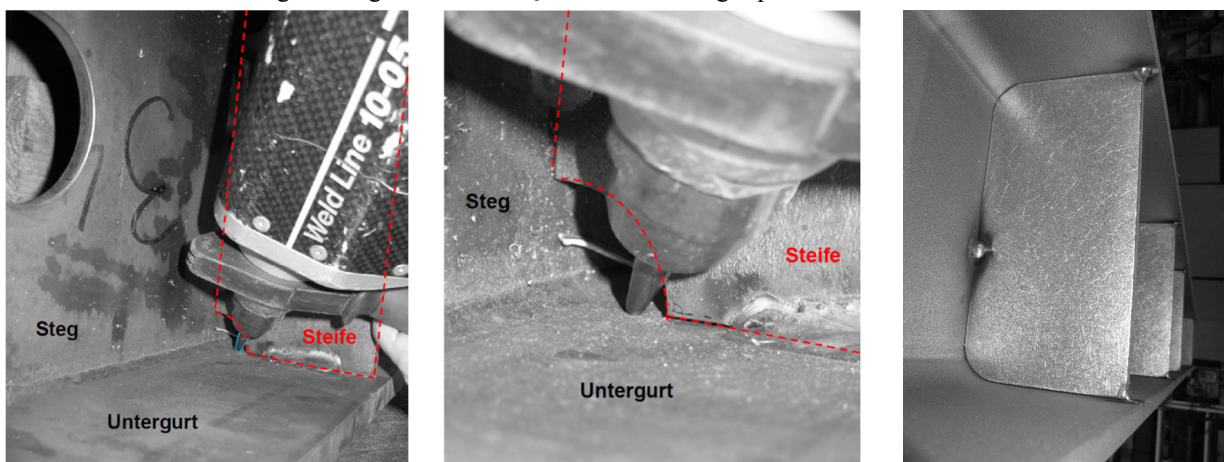


Bild 5-3: Praxistest mit PIT-Gerät an geschweißtem Träger mit Quersteife und kreisförmigem Freischnitt $r = 30$ mm und rechts Ausführung mit eingepasster Quersteife

Der Praxistest hat gezeigt, dass eine kontrollierte und zweckmäßige Nachbehandlung des Schweißnahtübergangs mit den derzeit zur Verfügung stehenden Pingeometrien und dem Handgerät in dem gedrun- genen Bereich nicht möglich ist. Bild 5-3 zeigt den Praxistest, der im Vorfeld an einem aus einem ande- ren Forschungsprojekt vorliegenden Versuchsträger mit Quersteifen und Freischnittausbildung, mit ei- nem Radius von $r = 30 \text{ mm}$ durchgeführt wurde. Aus diesen beiden Gründen wurde die Ausführungs- variante mit eingepassten Steifen für alle durchgeführten Trägerversuche gewählt.

5.3.2 Materialeigenschaften der Walzträgerserie T2

Im Rahmen des Vorhabens zur DAST-Richtlinie [94] wurde für alle Versuchsreihen der Werkstoff S355J2 genutzt. Aufgrund der Spendenzusammensetzung ergaben sich mehrere Chargen für die Walz- träger, deren Materialeigenschaften in Tabelle 5-2 aufgelistet sind.

Bei den Trägern der Charge 1, 29456 und 71033 handelt es sich um HEA260 Träger aus S355J2+AR. Diese wurden folglich nach dem Walzen nicht normalisiert, weshalb es sich hier um Träger mit noch eingepprägten Walzeigenspannungen handelt. Jedoch wurden durch den Schweißprozess der Quersteifen in die Träger die Walzeigenspannungen durch den Temperatureintrag beim Schweißen aufgehoben, so dass in der näheren Umgebung der Schweißnaht ein Prozess ähnlich dem Normalisieren stattgefunden hat und hierdurch kaum noch Eigenspannungen aus dem Walzvorgang vorlagen. Die primären Eigen- spannungen ergeben sich folglich aus dem Schweißprozess beim Einschweißen der Quersteifen.

Tabelle 5-2: Materialeigenschaften entsprechend dem jeweiligen Abnahmeprüfzeugnis 3.1 nach DIN EN 10204 [35]

Chargen-Nr.	Verwendet bei Träger	Stahlsorte & Liefer- zustand	Hersteller	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruch- dehnung	R _e /R _m	Kerbschlag- arbeit
				f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]			
1	T2.x	S355J2+AR	Stahlwerk Thüringen	401	521	30	0,77	124,148,15 4,142
Keine	T2.x		Salzgitter AG	Ein Abnahmeprüfzeugnis 3.1 wurde nicht ausgestellt				
29456	T1.2, T1.3	S355J2+AR	Peiner Träger	439	549	29		123,116,12 3,121
75424	T1.4	S355J2+M	Stahlwerk Thüringen	447	525	34	0,85	168,182,18 9,179
71033		S355J2+AR	Peiner Träger	438	562	28		31,56,86,58
199352	T1.1,	S355J2+M	Celsa Group	392	526	30,6		127,97,103, 109

5.3.3 Versuchskörperfertigung der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1)

Die Trägerversuche der Serie T2 sowie Kleinprüfkörper wurden bei der Firma *Eiffel Deutschland Stahltechnologie* (heute *SEH Engineering GmbH*) in Hannover gefertigt. Die Quersteifen der Trägerserie T1 wurden aus Gründen der Zeitersparnis an der Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart eingeschweißt. Alle eingepassten Steifen wurden mittels MAG 135 in Wannennlage in die Trägerquerschnitte eingeschweißt. Die Schweißparameter sowie die Schweißfolge können Anhang A entnommen werden. Bild 5-4 zeigt das manuelle Einschweißen der Quersteifen in den Walzträger in Wannennlage.



Bild 5-4: Einschweißen der eingepassten Quersteifen in Wannennlage

5.3.4 Nachbehandlung der Trägerversuchsserien T1 (R = -1,0) und T2 (R = 0,1)

Die Schweißnahtübergänge der eingeschweißten Quersteifen wurden zur Hälfte mit PIT- und zur anderen Hälfte mit HiFIT-HFH-behandelt. Die Nachbehandlung wurde durch geschultes Fachpersonal der beiden Gerätehersteller PITec und Dynatec GmbH durchgeführt und sind in Bild 5-5 und Bild 5-6 dargestellt. Die Nachbehandlungsparameter entsprachen dabei den in Tabelle 2-2 zusammengefassten typischen Einstellungen für Baustahl S355. Lediglich eine Abweichung gegenüber der Nachbehandlung der Kleinversuchskörper ergab sich bei der PIT-Anwendung des modifizierten konkaven Pins auf den Nahtübergängen der äußeren Steifenkanten.

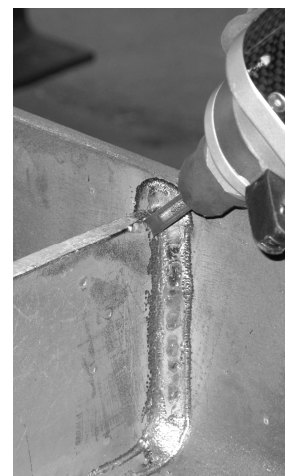
Bei der Trägerserie T1 wurden anfangs nur die an den Flanschen angrenzenden Schweißnahtübergänge der eingeschweißten Quersteifen behandelt. Daraufhin versagte der erste Versuchsträger (T1.1 – PIT) direkt am Ausrundungsradius, so dass in der Folge die HFH-Nachbehandlung an allen weiteren Versuchskörpern auch jeweils auf ein Drittel des Schweißnahtübergangs des Stegs angewandt wurde.



Bild 5-5: Nachbehandlung mit HiFIT durch die Firma *DYNATEC GmbH*



Bild 5-6: Nachbehandlung mit PIT durch die Firma *Pitec GmbH* (links) herkömmlich mit rundem Pin, rechts) konkave Pinform für Nachbehandlung entlang äußerer Kanten



5.4 Trägerversuche an Walzprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus S355 im Zugschwellbereich $R = 0,1$

5.4.1 Erwarteter Eigenspannungsverlauf aus Walzprozess

Aufgrund des Fertigungsprozesses stellt sich bei Walzprofilen ein Eigenspannungszustand im Trägerquerschnitt ein, dieser ist beispielsweise in ECCS-Document No.033 [48] für gewalzte Profile in Abhängigkeit der Streckgrenze gegeben. Das Verhältnis der Höhe zur Breite des Profils hat dabei einen entscheidenden Einfluss auf die Höhe der Eigenspannungen, siehe Bild 5-7.

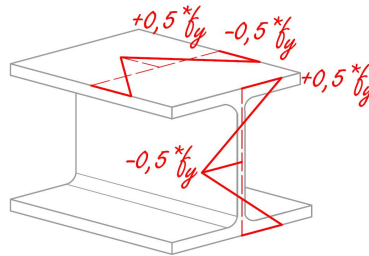


Bild 5-7: Eigenspannungsverlauf für gewalzte Breitflanschprofile nach [48] in Abhängigkeit der Streckgrenze und Verhältnis von Höhe zu Breite ($h/b \leq 1,2$)

5.4.2 Abmessungen der Trägerversuchreihe T2 ($R = 0,1$)

Da es Ziel der Trägerversuchsserie war, den fertigungstechnischen Einfluss von HFH-nachbehandelten Schweißnähten am Detail der Quersteife zu quantifizieren, wurde die Blechdicke gegenüber den Kleinversuchen nicht verändert, sondern das Profil HEA 260 gewählt, bei dem die Flanschdicke mit $t_g = 12,5$ mm dem Referenzwert der Grundblechdicke der Prüfkörper entspricht. In der Theorie kann für die Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse für die Trägerversuche der spannungsmechanische und statistische Größeneinfluss ausgeschlossen werden.

Bei der Vermessung der Versuchsträger vor der Versuchsdurchführung wurden die IST-Abmessungen für die Bestimmung der einwirkenden Nennspannungsschwingbreite am realen Bauteil ermittelt. Die ermittelten Querschnittswerte der Träger wiesen mit Widerstandsmomenten zwischen 761 bis 807 cm^3 um 3,5 % bis 9 % geringere Werte als das Sollwiderstandsmoment $W_{y,\text{soll}} = 836,4$ cm^3 auf, sie lagen damit aber noch innerhalb der Grenzwerte nach DIN EN 10034 [34]. Für die statistische Auswertung wurden die in [94] dokumentierten Ist-Querschnittswerte, benutzt.

5.4.3 Messtechnik

Je eingepasster Quersteife wurden meist vier lineare Dehnmessstreifen (DMS), senkrecht zum Schweißnahtübergang verlaufend, zur Dehnungsüberwachung auf der Oberseite des gezogenen Unterflanschs appliziert. Dabei wurde ein Abstand zur Quersteife von 25 mm gewählt, um den Einfluss lokaler Dehnungserhöhung zu vermeiden, siehe Bild 5-8. Im Verlauf der Versuchsdurchführung aller 18 Trägerversuche wurden die Stellen und Anzahl der DMS angepasst. So wurden am Zuggurt und am Druckgurt DMS aufgebracht, ebenso wie am Steg an der halben Quersteife, siehe Bild 5-9a, b und c. Zusätzlich wurden zwei Wegaufnehmer zur Überprüfung der symmetrischen Beanspruchung auf den Trägerquerschnitt appliziert. Eine Zusammenstellung über Lage und Art der Messstellen ist Anhang A zu entnehmen.

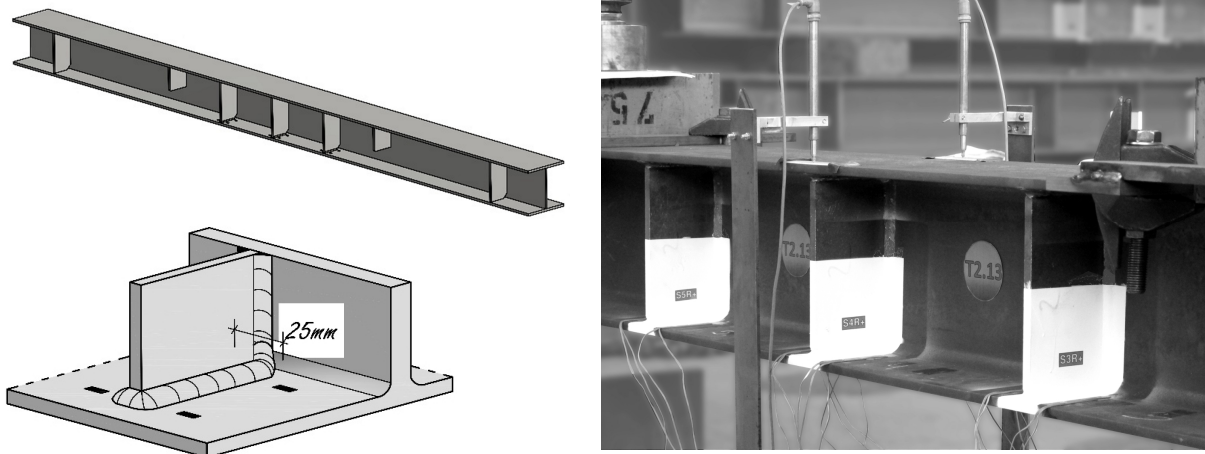
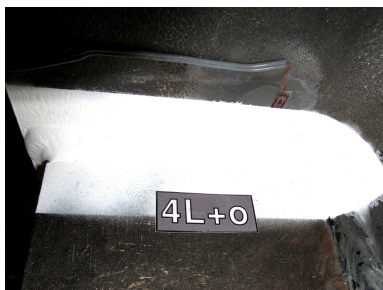


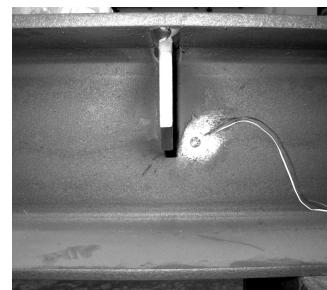
Bild 5-8: Anordnung der Dehnmessstreifen am Zuggurt nahe der Quersteife



a) Zuggurt



b) Druckgurt



c) Halbe Quersteife zur Lasteinleitung am Steg

Bild 5-9: Verschiedene Messstellen

5.4.4 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung der Trägerversuchsreihe T2 ($R = 0,1$)

Der Versuchsaufbau der zugschwellbeanspruchten HFH-behandelten Quersteifen in den gewalzten Trägern entsprach einem klassischen 4-Punkt-Biegeversuch mit konstanter Momenten- und schubfreier Beanspruchung im Bereich der Quersteifen. Seitens der *Materialprüfungsanstalt Stuttgart (MPA)* stand hierfür das Spannungsfeld mit zwei hydraulisch betriebenen Zylindern zur Verfügung. Der Träger wurde an den Trägerenden auf zwei gelenkig ausgeführten Lagern in Längsrichtung verschieblich aufgelegt, um Zwängung zu vermeiden. Zwei am Portal befestigte Hydraulikzylinder mit jeweils einer maximal dynamischen Druckkraft von 480 kN im Abstand von 0,9 m zu den Lagern, wurden zur Krafteinleitung benutzt. Die Prüfgeschwindigkeit lag, bei einer vertikalen Verformung in Feldmitte im Bereich von 10 bis 15 mm, zwischen 1,5 und 3,0 Hz. Bild 5-10 zeigt den Versuchsaufbau der Versuchsträgerserie T2.

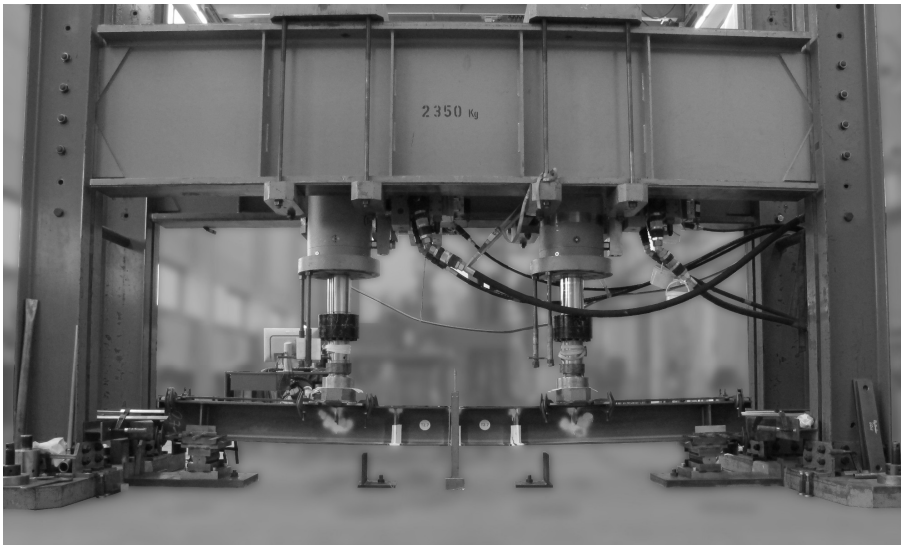


Bild 5-10: Versuchsaufbau der Trägerserie T2

5.4.5 Nennspannungsermittlung der Trägersuchsreihe T2 ($R = 0,1$)

Die Nennspannungsermittlung an den Trägerquerschnitten ist wesentlich für den Vergleich mit den Kleinversuchskörpern und der Ergebnisdarstellung. Entsprechend der Nennspannungsdefinition für geschweißte Träger nach Helms et al. [76] ergibt sich für die Spannungsgradierte am HEA 260 Profil in Kombination mit der Lage des versagenden Nahtübergangs der Faktor zu 0,9 der Biegerandspannung σ_{aR} aus Bild 5-11.

Wie die Tabelle 5-3 zeigt, führt der Vergleich zwischen globaler Dehnungsmessung in Feldmitte (bezeichnet mit 4μ) und der linearen Rückrechnung des Spannungsverlaufs auf Höhe der Obergurtoberseite mit den berechneten Werten aus den Ist-Trägerabmessungen unter Berücksichtigung eines E-Moduls von 210.000 N/mm^2 zu einer guten Übereinstimmung. Die maximale Abweichung beträgt 5 %. Für die Auswertung liegt die Berücksichtigung der berechneten Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom, rechnerisch}}$ auf der sicheren Seite, diese liegen in 90 Prozent der Fälle unterhalb der Dehnungsmessungen.

Zwecks der Vollständigkeit sind in Tabelle 5-3 zusätzlich zu den unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Nennspannungsschwingbreiten auch die global gemessenen Nennspannungsschwingbreiten aus der statischen Vorbeanspruchung gegeben. Diese ging bei jedem Versuch zur Überprüfung des elastischen Verhaltens der dynamischen Beanspruchung voraus.

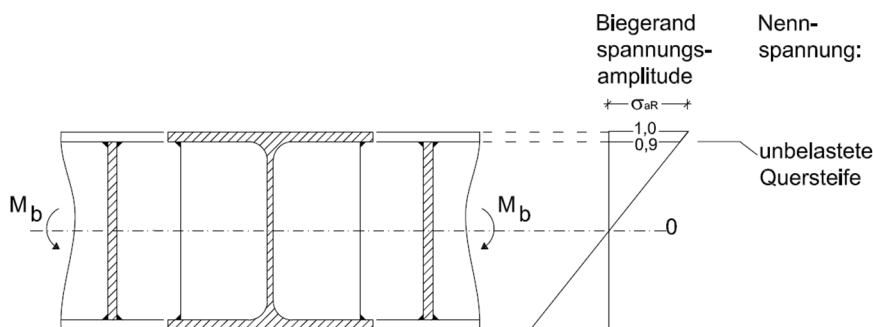


Bild 5-11: Anpassung der Nennspannungsdefinition am Trägerquerschnitt nach Helms [76] auf gewalztes HEA260 Profil mit eingeschweißter Quersteife

Tabelle 5-3: Vergleich der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ der Trägerversuche T2 ($R = 0,1$)

Bezeichnung	Zustand	IST-Widerstands- moment in y	rechnerische Nennspannungs- schwingbreite	Global gemessene Nennspannungs- schwingbreite (dy- namische Bean- spruchung)	Lokal gemessene Nennspannungs- schwingbreite	Global gemessene Nennspannungs- schwingbreite (sta- tische Vorbean- spruchung)
		$W_{y,\text{ist}}$ [cm ³]	$\Delta\sigma_{\text{Nom,rechn.}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{Nom,DMS 4Mu, dyn}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{Nom,DMS lokal}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{Nom,DMS 4Mu,stat}}$ [N/mm ²]
T2.1	aw	772	191,4	180,1	185,2	199,3
T2.2	PIT	798	235,8	200,8	-	245,5
T2.3	PIT	798	218,0	229,9	219,2	-
T2.4	aw	772	191,3	191,9	179,6	193,4
T2.5	PIT	779	204,2	200,7	187,1	230,1
T2.6	PIT	798	183,8	183,0	-	185,1
T2.7	PIT	763	193,6	195,5	181,4	196,7
T2.8	PIT	798	235,8	236,5	226,8	237,4
T2.9	PIT	761	211,5	216,1	200,3	216,6
T2.10	PIT	795	200,6	198,8	187,1	197,3
T2.11	HiFIT	795	236,8	238,3	226,8	244,2
T2.12	HiFIT	767	247,0	245,1	234,4	247,1
T2.13	HiFIT	767	210,1	219,7	200,3	212,4
T2.14	HiFIT	767	192,5	198,9	181,4	197,2
T2.15	HiFIT	767	192,5	195,4	179,6	192,8
T2.16	HiFIT	802	198,8	202,2	185,2	203,5
T2.17	HiFIT	807	181,6	187,1	173,9	190,1
T2.18	HiFIT	801	199,4	204,2	194,7	-

Bild 5-18 in Abschnitt 5.4.7 zeigt die Versuchsergebnisse der Träger-Zugschwellversuche unter Berücksichtigung der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom, rechnerisch}}$ im doppelt logarithmischen S-N-Diagramm.

5.4.6 Versagen der Trägerversuchsreihe T2 ($R = 0,1$)

Als Abbruchkriterium diente der maximal durch die Hydraulikzylinder aufbringbare vertikale Maschinenweg. Bild 5-13 zeigt den Bereich der Quersteifen mit weißer Markierungsfarbe und stellvertretend den Bruchzustand des Trägers T2.8 mit maximaler vertikaler Durchbiegung an der versagten Quersteiffennaht. Mit nur einer Ausnahme versagten alle geprüften Versuchsträger am Schweißnahtübergang einer unbelasteten Quersteife. Lediglich an einem Versuchsträger trat Grundmaterialversagen in Form von Kontaktermüdung auf.

Bild 5-12 zeigt den Rissfortschritt am Nahtübergang der Quersteife in der Draufsicht. Initiiert wurde der Riss am Ende des Ausrundungsradius (A-A) und wuchs gleichmäßig Richtung Flanschaußenkante und Richtung Steg.

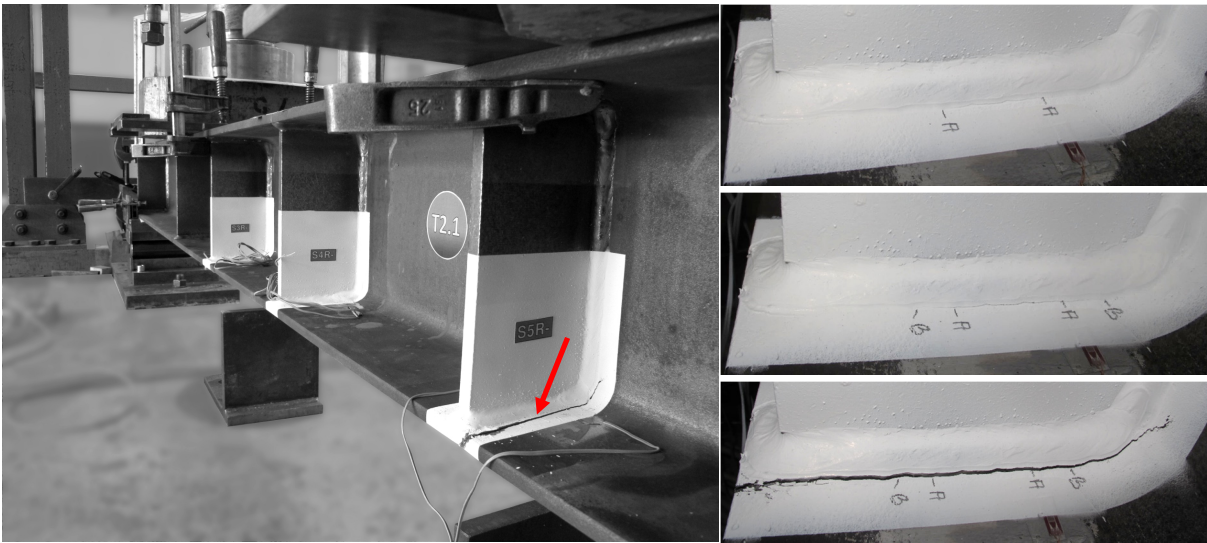


Bild 5-12: Isometrie und Draufsicht auf Risswachstum am Schweißnahtübergang der Quersteife

Während der Versuchsdurchführung fiel auf, dass unabhängig vom Nachbehandlungszustand der erste erkennbare optische Anriss häufig am Nahtübergang der Quersteife zum zugbeanspruchten Untergurt nahe des Ausrundungsradius auftrat. Nach der Versuchsdurchführung wurden, stellvertretend für jeden Behandlungszustand, zwei Versuchsträger ausgewählt und deren Bruchflächen mittels Sägen geöffnet, um anhand der Fraktometrie Erkenntnisse zum Versagensmodus zu erlangen.

Bild 5-14 bis Bild 5-16 zeigen Bruchflächenausschnitte an den markanten Rissinitiierungsstellen. In den abgebildeten Fällen lässt sich in unterschiedlicher Ausprägung eine ellipsenartige Ausbreitung des Ermüdungsrisses erkennen. Die stufenartige Ausbildung zeigt die Rissinitiierung an mehreren Stellen gleichzeitig, die bei Überlagerung der Halbellipsen zu einem Riss zusammenwachsen.

Anhand Bild 5-17 wird die Nähe der initiiierenden Ermüdungslinse zum Ausrundungsradius und der Ansatzstelle der Quersteifennaht deutlich. Jedoch findet die Rissinitiierung nicht unmittelbar im Zwickelbereich, sondern im Querschnitt nach außen versetzt statt. Diese Erkenntnisse decken sich mit den numerischen Untersuchungen nach Dürr [46].

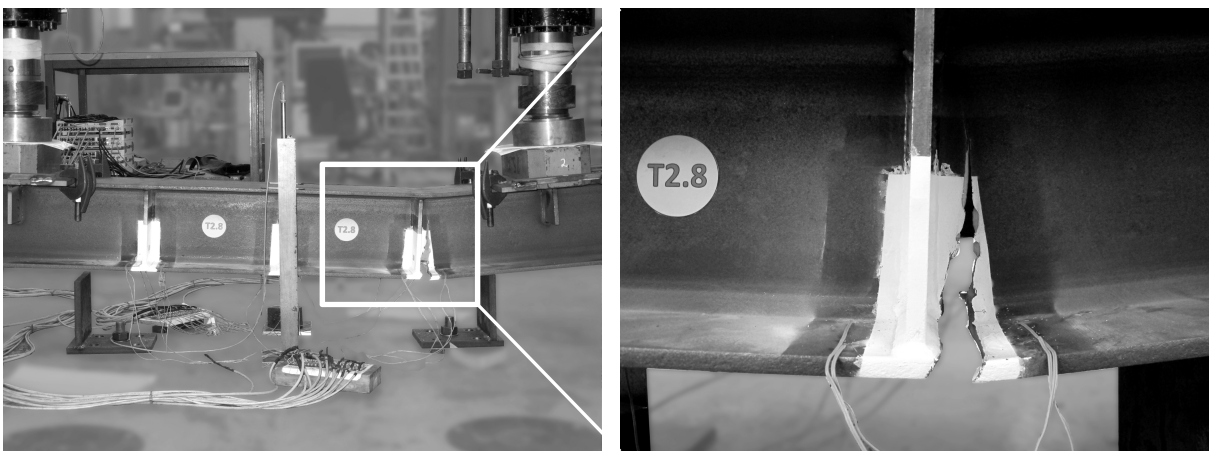


Bild 5-13: Versagen der Trägerserie T2 initiiert am Quersteifennahtübergang

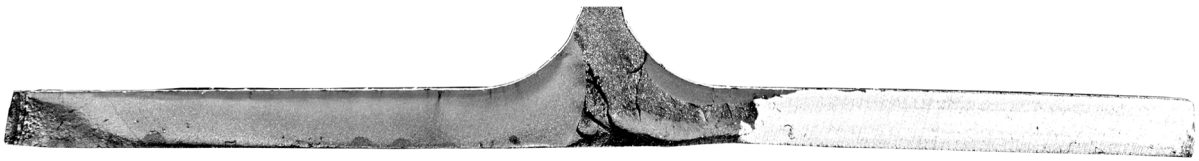


Bild 5-14: Bruchbild Versuchsträger T2.1 AW - Detailansicht

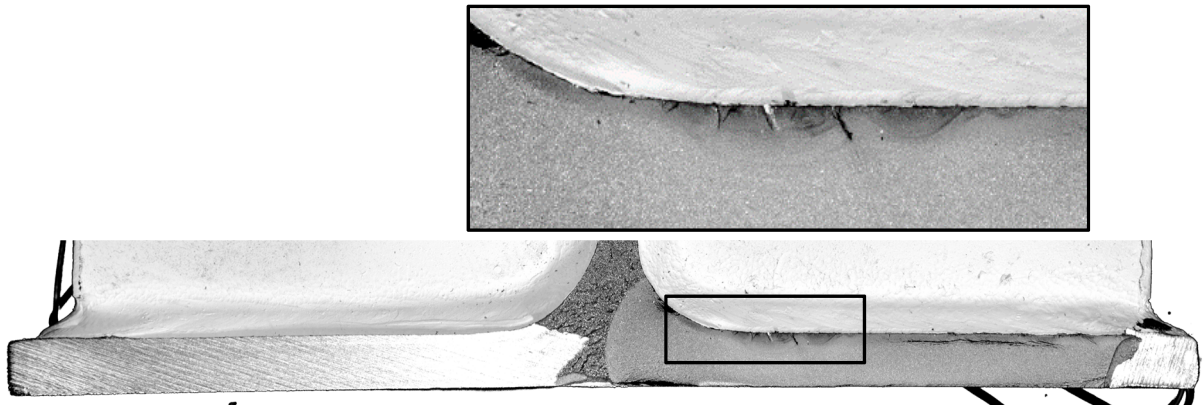


Bild 5-15: Bruchbild Versuchsträger T2.4 AW - Detailansicht

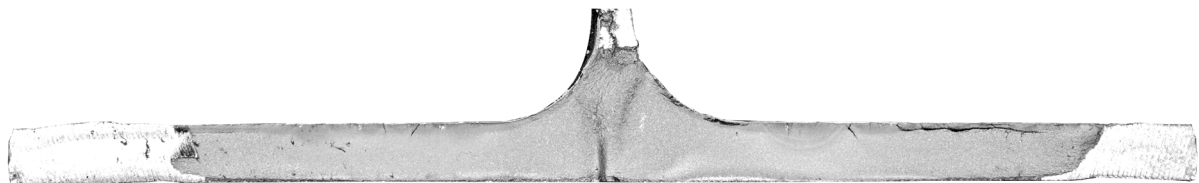


Bild 5-16: Bruchbild Versuchsträger 2.18 – Steife Nr. 5 - Detailansicht

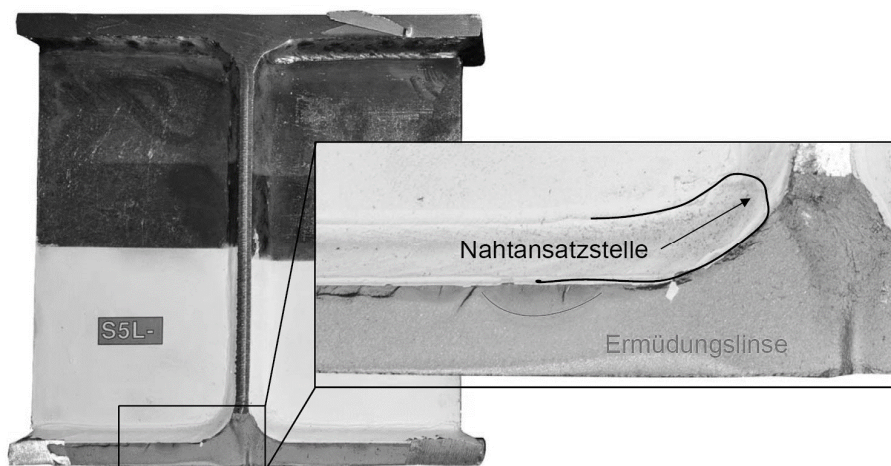


Bild 5-17: Bruchfläche mit Ermüdungsanriss und Nahtansatzstelle

5.4.7 Versuchsergebnisse der Trägerversuchsreihe T2 (R = 0,1)

Tabelle 5-4 fasst die Versuchsergebnisse der einzelnen Trägerversuche unter Berücksichtigung der in Abschnitt 5.4.5 ermittelten Nennspannungsschwingbreite zusammen. Lediglich ein Versuchsträger (T2.6) sollte aufgrund des Versagens, das durch Ermüdungsreibung am Lasteinleitungsstein hervorgerufen wurde, nicht in die Auswertung mit einfließen.

Tabelle 5-4: Versuchsergebnisse Trägerversuche T2 (R = 0,1)

Bezeichnung	Zustand	Prüffrequenz	Spannungsverhältnis	Nennspannungsschwingbreite	Schwingspielzahl	Modifizierte Nennspannungsschwingbreite	Bemerkung
		f [Hz]	R [-]	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	$\Delta\sigma_{\text{mod.}}$ [N/mm ²]	
T2.1	aw	2,5	0,1	191,4	396.203	-	NÜ
T2.4	aw	2,5	0,1	235,8	280.000	-	NÜ
T2.2	PIT	3,0	0,1	218,0	743.977	-	NÜ
T2.3	PIT	3,0	0,1	191,3	929.671	-	NÜ
T2.5	PIT	3,0	0,1	204,2	1.658.411	-	NÜ
T2.6	PIT	3,0	0,1	183,8	2.704.453	-	GM
T2.7	PIT	3,0	0,1	193,6	1.276.150	-	NÜ
T2.8	PIT	2,0	0,1	235,8	450.000	-	NÜ
T2.9	PIT	2,5	0,1	211,5	765.789	-	NÜ
T2.10	PIT	3,0	0,1	200,6	1.750.464	-	NÜ
T2.11	HiFIT	2,5	0,1	236,8	551.930	-	NÜ
T2.12	HiFIT	2,5	0,1	247,0	396.736	-	NÜ
T2.13	HiFIT	3,0	0,1	210,1	590.571	-	NÜ
T2.14	HiFIT	3,0	0,1	192,5	843.255	-	NÜ
T2.15	HiFIT	3,0	0,1	192,5	840.900	-	NÜ
T2.16	HiFIT	3,0	0,1	198,8	588.432	-	NÜ
T2.17	HiFIT	2,0	0,1	181,6	1.550.100	-	NÜ
T2.18	HiFIT	3,0	0,1	199,4	730.000	-	NÜ

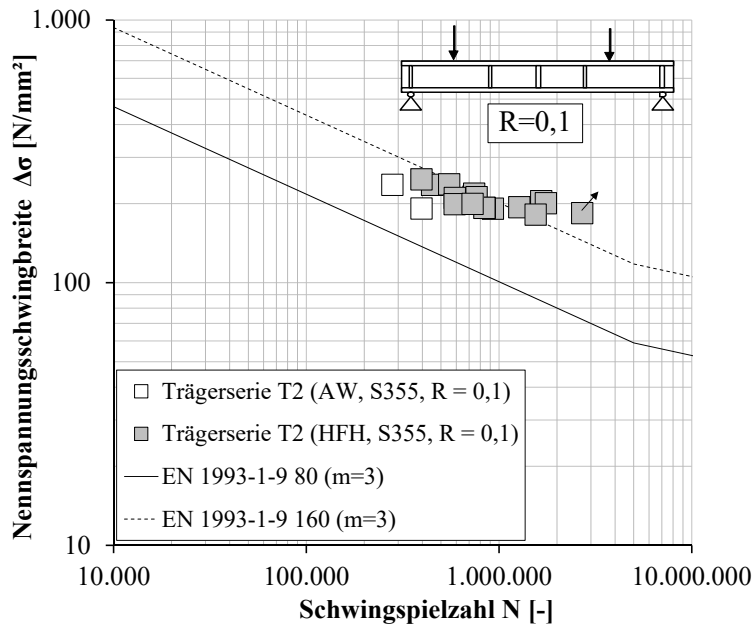
- NÜ – Nahtübergangsriss auf Höhe der Flansche
- NÜ_{Steg} – Nahtübergangsriss auf Höhe des Stegs (aufgrund unzureichender stegseitiger Behandlung)
- DL – Durchläufer
- GM – Grundmaterialriss

Die einzelnen Datenpunkte aus der Trägerversuchsserie T2 sind in Bild 5-18 getrennt nach Nachbehandlungszustand (HFH und aw) dargestellt. Um einen Vergleich zu unbehandelten Nennspannungswöhlerlinien zu ermöglichen, sind die Kerbfallklassen 80 und 160 nach DIN EN 1993-1-9 [28] im Diagramm gegeben.

Die im unbehandelten Zustand belassenen Träger weisen verhältnismäßig hohe Ermüdungsfestigkeiten auf, die deutlich über dem Kerbfall 80 für das unbehandelte Quersteifendetail liegen. Die Träger mit HFH-behandelten Quersteifennähten erreichten noch deutlich höhere Lebensdauern. Im Vergleich zu den Bemessungswöhlerlinien nach DIN EN 1993-1-9 mit $m = 3$ bis $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen zeigt sich vor allem im Bereich hoher Schwingspielzahlen eine flachere Neigung der Versuchsergebnisse.

Tabelle 5-5: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Wöhlerlinienneigung m

Serie	Zu-stand	R	m_{frei} [-]	$\Delta\sigma_{95\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{50\%}$ [N/mm ²]	m_{fest} [-]	$\Delta\sigma_{95\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{50\%}$ [N/mm ²]
		[-]						
T2	aw	0,1	-	-	-	3		117
T2	HFH	0,1	4,4	143	170	5	151	174

Bild 5-18: Versuchsergebnisse der Träger-Zugschwellversuche $R = 0,1$

5.4.8 Rissbildung am gedrückten Obergurt

Entgegen der Annahme, dass ausschließlich im biegezugbeanspruchten Bereich Ermüdungsrisse auftreten, hat sich im Verlauf der Versuchsdurchführung gezeigt, dass auch die unbelastete Schweißnaht der Quersteife am gedrückten Obergurt von Ermüdungsanrissen durchzogen ist. Die Rissbildung fand bis zu einer gewissen Risslänge entlang des Schweißnahtübergangs statt und stoppte wieder ab einer Risslänge von 7 bis 10 cm, siehe Bild 5-19. Diese Ermüdungsrisse führten weder zu einem weiterführenden Rissverlauf in den Trägersteg noch zu einem anderweitigen Bauteilversagen und sind deshalb als nicht kritisch einzustufen.

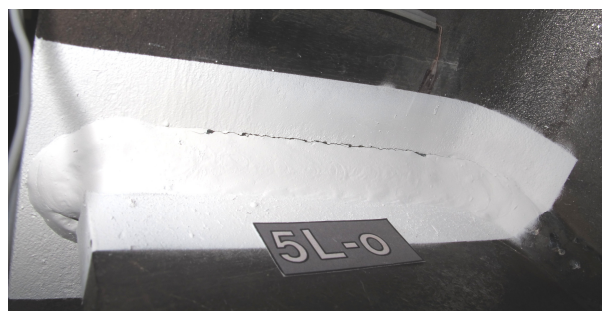


Bild 5-19: Riss im druckbiegebeanspruchten Obergurt ausgehend von der unbelasteten Kehlnaht der Quersteife

Tabelle 5-6 zeigt die Daten im Zusammenhang mit den Druckbereichsrisse. Auffällig ist die einheitliche Schwingspielzahl, bei der das Anreißen des gedrückten Obergurts anhand der Dehnungsmessungen ermittelt wurde.

Um die Wirksamkeit einer HFH-Behandlung unter Druckwechselbeanspruchung zu identifizieren, wurden die Schweißnahtübergänge am druckschwellbeanspruchten Flansch im Fall des Trägers T2.5 PIT-nachbehandelt.

Tabelle 5-6: Vergleich der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{Nom}}$ der Trägerversuche T2 (R = 0,1)

Bezeichnung	Zustand Druckbereich	$\Delta\sigma_{\text{Nom, rechnerisch}}$ [N/mm ²]	Rissinitierung Druckbereich	Rissinitierung Zugbereich
T2.5	PIT	204,2	keine	
T2.10	aw	200,6	200.000	1.400.000
T2.15	aw	192,5	200.000	350.000
T2.17	aw	181,6	200.000 bis 250.000	1.000.000

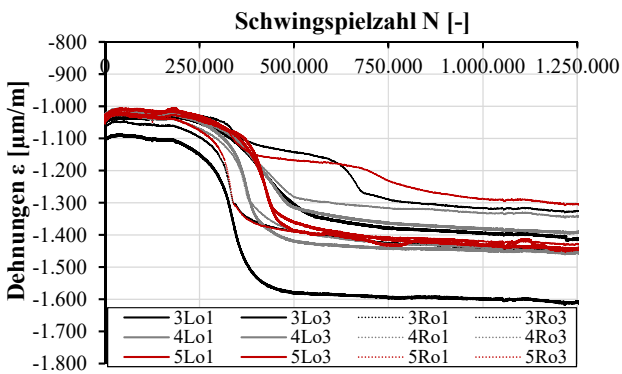


Bild 5-20: Dehnungsverlauf am gedrückten Obergurt T2.10 (Druckgurt unbehandelt)

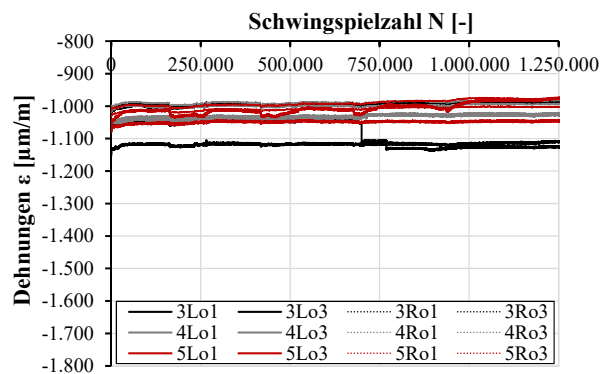


Bild 5-21: Dehnungsverlauf am gedrückten Obergurt T2.5 (Druckgurt PIT-nachbehandelt)

5.5 Versuche an geschweißten Trägerprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus höchfestem Baustahl S690

5.5.1 Motivation und Vorgehen

Innerhalb des europäischen Forschungsprojekts OptiBri [74] wurden durch das *Institut für Konstruktion und Entwurf* an der MPA Ermüdungsversuche an geschweißten Trägern aus S690 mit HFH-Nachbehandlung am Detail der unbelasteten Quersteife durchgeführt.

Mit dem Ziel, einen Reduktionsfaktor für den Größeneffekt bei PIT-behandelten unbelasteten Quersteifen aus hochfesten Stählen zu bestimmen, wurde das in Tabelle 5-7 zusammengefasste Versuchsprogramm aus 4m-langen, geschweißten Versuchsträgern entwickelt.

Um einen Referenzwert für den unbelasteten geschweißten Zustand zu erhalten, wurde ein Trägerversuch ohne Nachbehandlung (AW) geplant. Bei sechs der sieben Trägerversuche wurden die Schweißnahtübergänge der jeweils in Feldmitte des Trägers eingeschweißten Quersteifenpaare mit dem HFH-Verfahren PIT behandelt.

Die Versuchskörpergeometrie mit dem eingeschweißten Quersteifenpaar in Feldmitte kann Bild 5-22 entnommen werden. Die Herstellung und das Verschweißen der Trägerprüfkörper wurde innerhalb des Forschungsprojekts OptiBri [74] vom Projektpartner *Belgian Welding Institute* begleitet und betreut. Die Halsnähte entlang des Trägers wurden als versenkte Kehlnähte mittels Unterpulverschweißung ausgeführt. Die unbelastete Quersteife wurde eingepasst und mit umlaufender Kehlnaht mit MAG verschweißt.

Tabelle 5-7: Versuchsprogramm geschweißter Trägerversuche aus S690

Nachbehandlungszustand	Anzahl der Versuche n [-]	Spannungsverhältnis R [-]	Stahlgüte und Lieferzustand
Wie geschweißt (AW)	1	0,1	S690QL
HFH-nachbehandelt (HFH)	6	0,1	S690QL

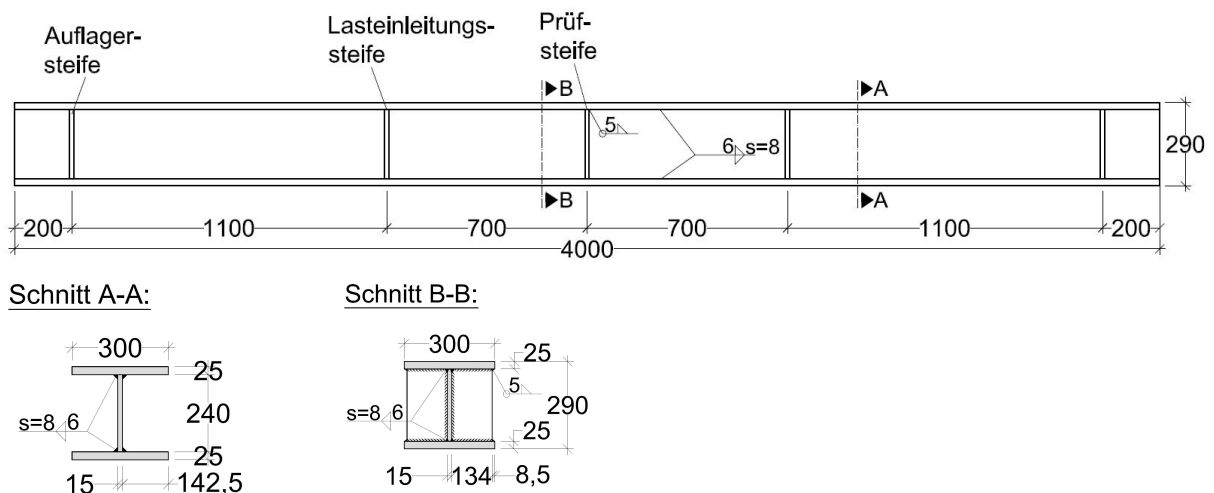


Bild 5-22: Versuchskörpergeometrie

Tabelle 5-8: Materialeigenschaften aus Abnahmeprüfzeugnis 3.1 der geschweißten Trägerversuche aus S690

Blech No.	Blechdicke t [mm]	Streckgrenze f _y [N/mm ²]	Zugfestigkeit f _u [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]
5.905.146.001	15	757	803	14
5.905.148.001	15	762	816	14
5.905.156.002	25	782	834	14
5.905.158.002	25	774	830	14
5.905.156.001	25	789	839	14
5.905.158.001	25	783	837	14

Die Versuchsdurchführung und der Versuchsaufbau erfolgte analog zur Trägerserie T2 aus S355 als 4 Punkt-Biegeversuchsaufbau an der Materialprüfungsanstalt der Universität Stuttgart. Lediglich der Lasteinleitungsbereich und die Lagerkonstruktionen wurden an die größeren Prüfkräfte der servohydraulisch angesteuerten Prüfzylinder angepasst.

Die beiden Auflagerpunkte wurden als gelenkige Lager ausgeführt, um Zwängungen in Längsrichtung des Balkens unter Schwingbeanspruchung zu vermeiden. Aufgrund der hohen zyklischen Beanspruchung wurde spezielles bronzeverstärktes PTFE-Material im Inneren der Auflagerflanken des Gelenklagers verwendet, um eine hohe Dauerhaftigkeit in Verbindung mit einer geringen Reibung zu erreichen.

In Trägerlängsrichtung wurden Befestigungspunkte in Form von Winkelprofilen mit einem gewissen Lagerspalt angebracht, um ein plötzliches Verrutschen in Längsrichtung des Trägers zu vermeiden. Bild 5-23 zeigt den Versuchsaufbau.

5.5.2 Behandlung nach dem Schweißen

Die Versuchsträger wurden von der Firma *PITec* in Stuttgart PIT-behandelt. Zur Sicherstellung der Vergleichbarkeit wurden die gleichen Behandlungsparameter wie für die Kleinserie SC_A (entsprechend Tabelle 5-1) verwendet (siehe *Deliverable 2.2 [5]*). Die Behandlung wurde sowohl an den unter Biegezugspannung als auch unter Biegedruckspannung stehenden Schweißnahtübergängen der Quersteife durchgeführt, so dass auch Kenntnisse über die Verbesserung der unter Druck belasteten Flansch-Schweißnahtübergänge erzielt werden konnten. Bild 5-24 zeigt, welche Schweißnahtübergänge im Falle des gezogenen Trägerflansches behandelt wurden.

Während des Prüfvorgangs traten an den Längsnähten des geschweißten Trägers Risse auf. Daher wurde die PIT-Behandlung auch an den Schweißnahtübergängen der Längsschweißnaht in der gezogenen Trägerhälfte für den Trägerversuch T3 (entsprechend Tabelle 5-9) durchgeführt. In weiteren Versuchen traten auch Risse an der oberen, also druckbeanspruchten Längsnaht auf, so dass für die weiteren Trägerversuche die PIT-Behandlung an allen Schweißnahtübergängen aller Längsnähte durchgeführt wurde, namentlich für die Trägerversuche T4, T6 und T7.

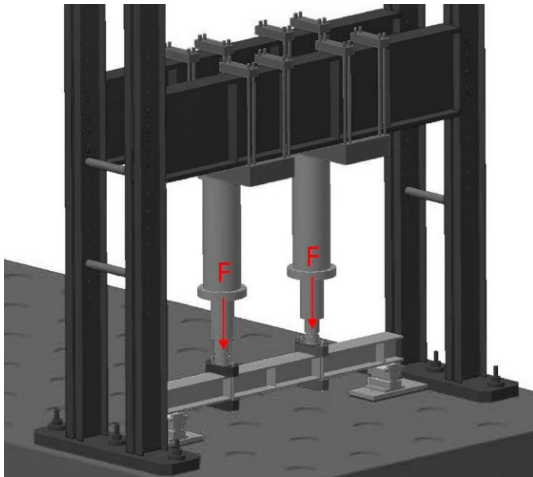


Bild 5-23: Versuchsaufbau der Trägertests

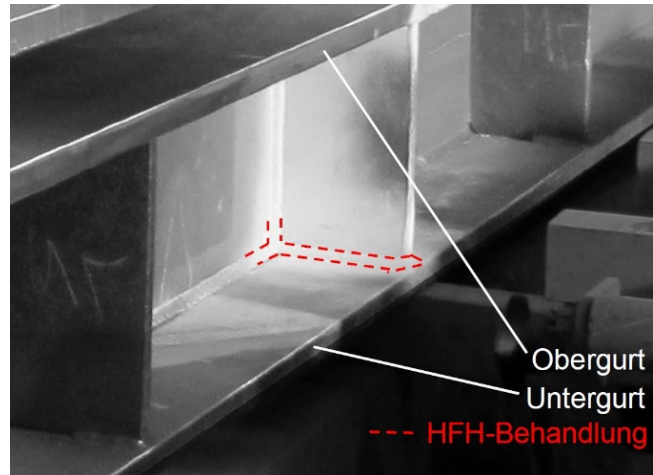


Bild 5-24: Lage der HFH-behandelten Schweißnahtübergänge

5.5.3 Messtechnik

Die Messtechnik wurde analog zu den Trägerversuchen in Abschnitt 5.4.3 aufgebracht.

5.5.4 Versuchsergebnisse der Trägerserie

Die bevorzugte und erwartete Versagensart des Trägerversuchs sollte das Versagen des Schweißnahtübergangs an der PIT-behandelten Schweißnaht an der Quersteife des unteren Flansches sein. Während der Versuchsdurchführung traten davon abweichende Versagensmodi auf. Diese werden im Folgenden vorgestellt. Eine Übersicht der Testergebnisse unter Einordnung der unterschiedlichen Versagensmechanismen der Trägerversuche kann Tabelle 5-9 entnommen werden. Ergänzend bietet Tabelle 5-10 eine Übersicht über die Risslage für jeden Trägerversuch in der Längsansicht.

Demnach wurden die drei Hauptversagensarten definiert:

Versagensart 1: Schweißnahtübergang der Quersteifennaht am zugbeanspruchten Untergurt,

Versagensart 2a: Ermüdungsriss senkrecht zur Zugbeanspruchungsrichtung über die Halskehlnaht (Ober- oder Unterflansch),

Versagensart 2b: Ermüdungsriss senkrecht zur Zugbeanspruchung über die Halskehlnaht ausgehend von der Unterflansch-Unterseite durch die Lagesicherungskonstruktion.

Diese Versagensarten finden sich in den Diagrammen entsprechend der Legende in Tabelle 5-11 differenziert nach Nahtübergangs-Versagen oder anderweitigem Versagen wieder.

Tabelle 5-9: Versuchsergebnisse Trägerversuche T0 (S690, R = 0,1)

Bezeichnung	Zustand	Stelle der PIT-Behandlung	Nennspannungs- schwingbreite UG-Oberseite	Nennspannungs- schwingbreite UG-Unterseite	Erreichte Schwingspielzahl	Versagensart
			$\Delta\sigma_{UG,O}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{UG,U}$ [N/mm ²]	N [-]	
T1	PIT	Quersteifennähte	315	381	161.357	2a (GM UG)
T2	PIT	Quersteifennähte	200	242	620.740	2b (FP UG)
T3	PIT	Quersteifennähte, zugbean- spr. Halsnähte	150	182	2.063.240	2a (GM OG)
T4	PIT	Quersteifennähte, zug- und druckbeanspr. Halsnähte	200	242	940.020	2b (FP UG)
T5	AW	keine	200		429.250	1
T6	PIT	Quersteifennähte, zug- und druckbeanspruchte Halsnähte	315		242.468	1
T7	PIT	Quersteifennähte, zug- und druckbeanspruchte Halsnähte	200	242	1.169.436	2a (GM UG)

NÜ – Nahtübergangsriss auf Höhe der Flansche

NÜ Steg – Nahtübergangsriss auf Höhe des Stegs (ungenügend weit in den Steg behandelt)

FP – Fixierungspunkt; GM – Grundmaterialriss

UG – Untergurt; OG – Obergurt

Die Bruchfläche kann herangezogen werden, um den Ort der Rissentstehung und die Risswachstumsrichtung zu identifizieren. Eine gute Übersicht über sogenannte fraktographische Untersuchungen an metallischen Bruchflächen bietet Woodtli in [172]. Generell ist zu beobachten, dass Risse von der Fläche mit feiner Oberflächenrauigkeit zur Fläche mit größer werdender Rauigkeit wachsen.

Verschiedene Beispiele aus der Literatur zeigen unterschiedliche Rissausgangsstellen. An Untersuchungen von Walzträgern mit eingeschweißten Quer- und Längssteifen in Fisher et al. [55] werden

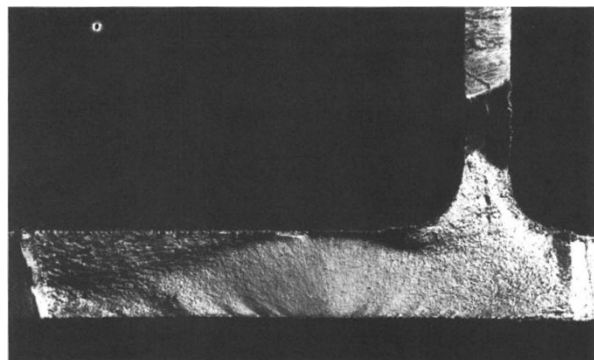
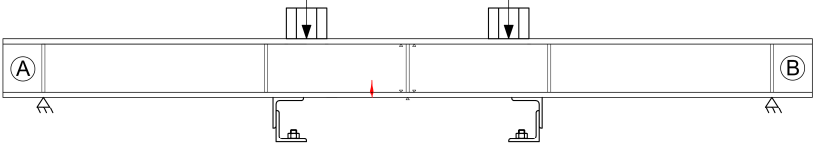

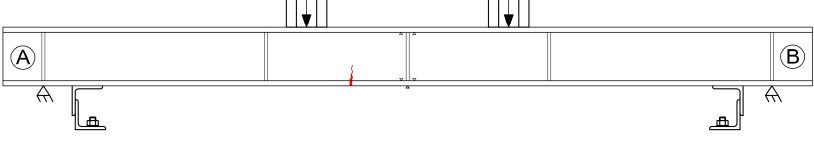

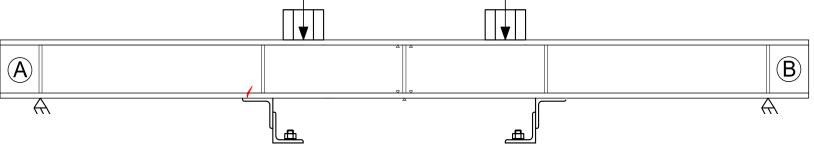
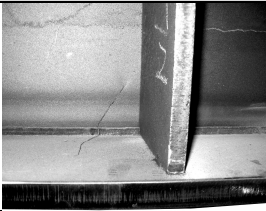
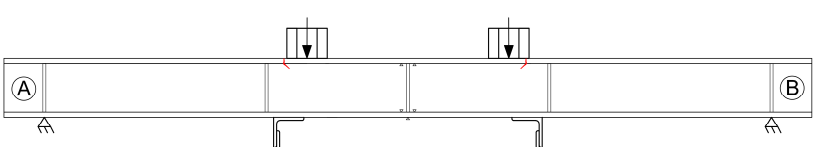
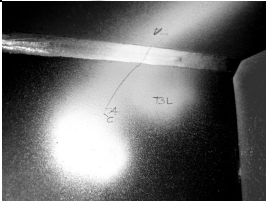
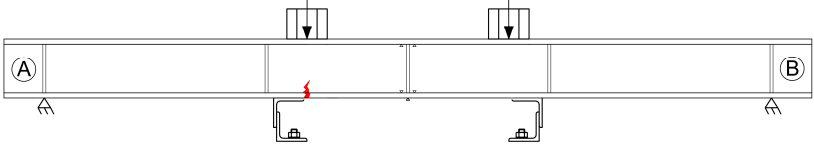

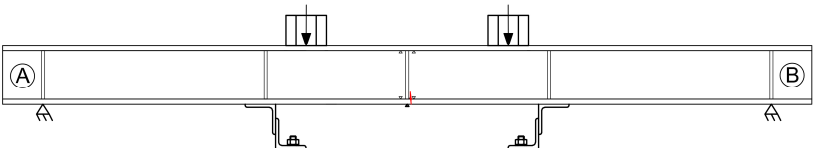

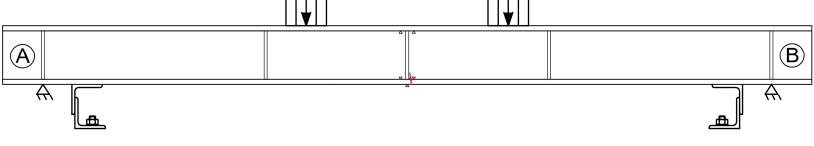



Bild 5-25: Bruchfläche eines Walzträgers mit Rissentstehung ausgehend von einem oberflächlichen Grundmaterialfehler aus Fisher et al. [55]

die unterschiedlichen Versagensmechanismen an gewalzten Trägerversuchen deutlich. Beispielsweise zeigt Bild 5-25 die Bruchfläche eines Walzträgers, der aufgrund eines Oberflächenfehlers auf der Flanschunterseite, vom Grundmaterial ausgehend versagte.

Bild 5-26 und Bild 5-27 zeigen die entsprechenden Bruchflächen aller Trägerversuche. Die Interpretation der Bruchflächen erfolgt im Zuge der Auswertung in Abschnitt 5.5.5.

Tabelle 5-10: Übersicht Versagensarten und dazugehöriges Rissbild der Trägerserie T0 (S690, R = 0,1)

Träger	Beschreibung der Versagensart	Dazugehöriges Foto der Versagensart
Grundmaterialriss an Trägerflansch von Unterkante		
T1		
T7		
Riss durch Reibung an Klemmkonstruktion zur Lagesicherung des Trägers		
T2		
T3		
T4		
Riss vom Schweißnahtübergang der Quersteife		
T5		
T6		

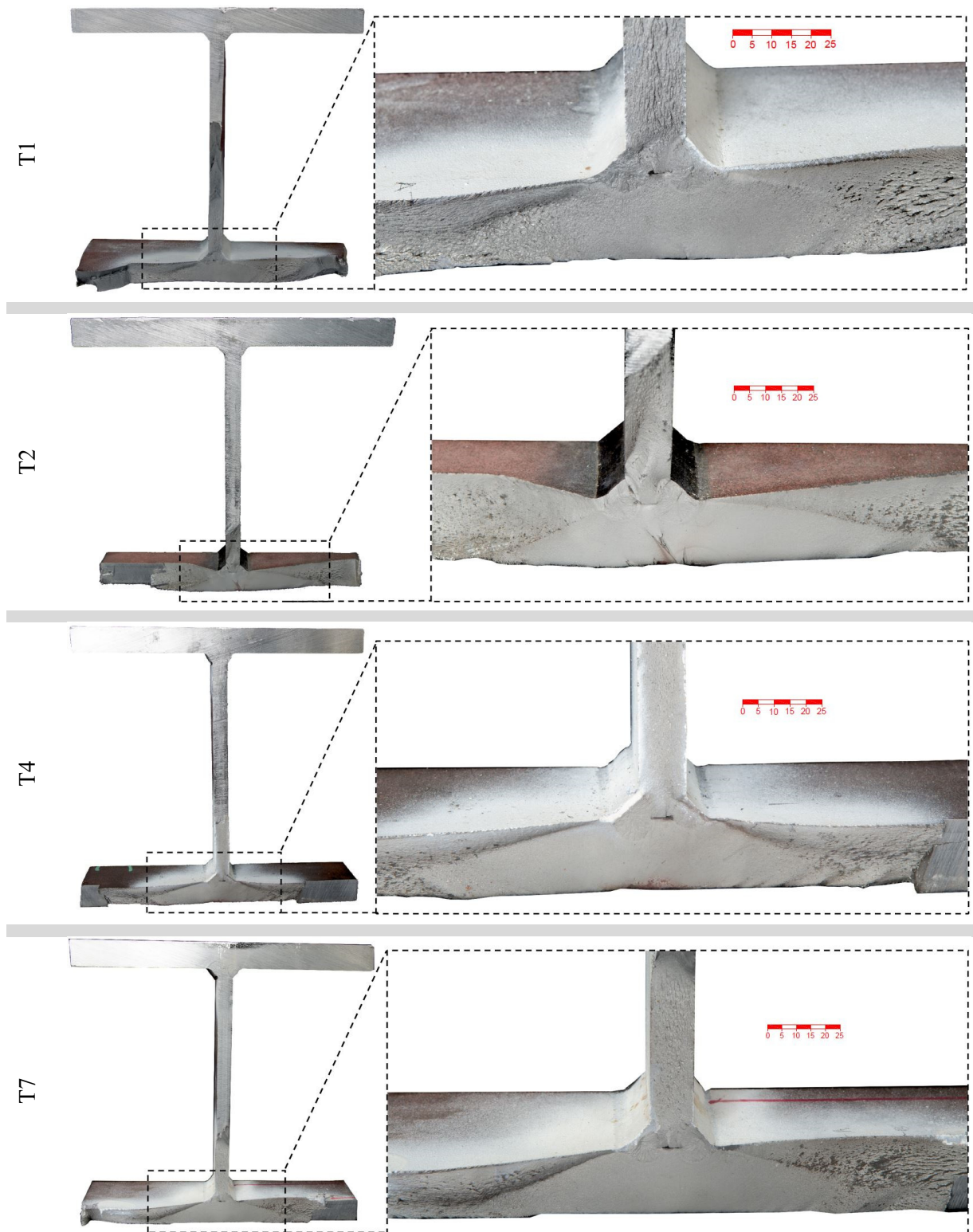


Bild 5-26: Ausgewählte Bruchflächen der Trägerserie T0 (S690, R = 0,1)

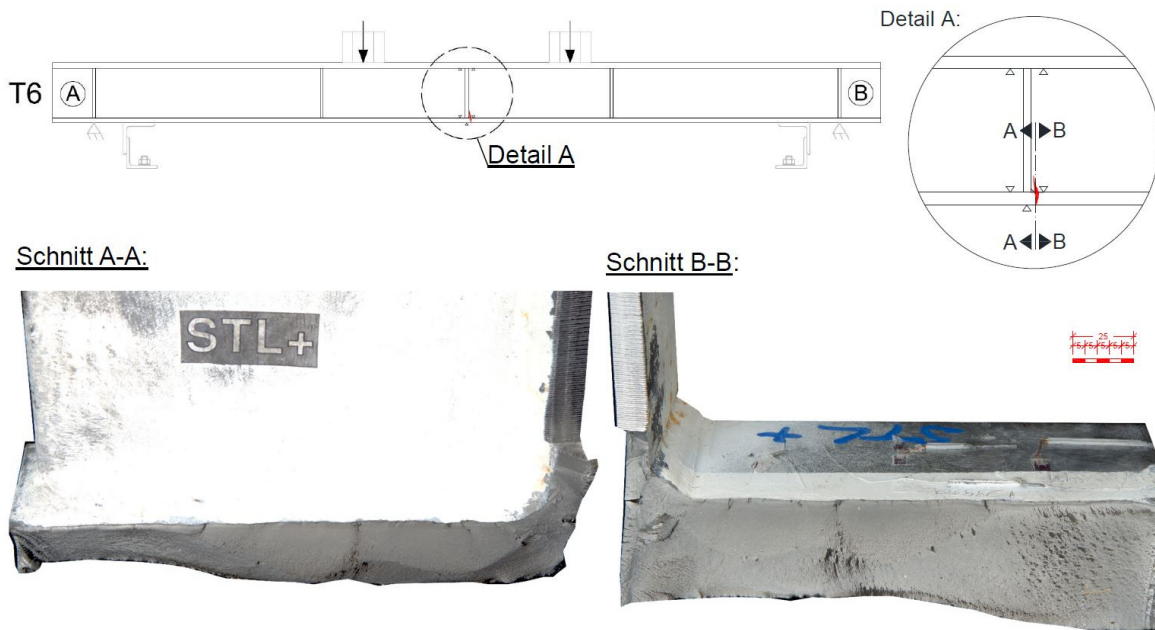


Bild 5-27: Ausgewählte Bruchflächen der Trägerserie T0 (S690, R = 0,1)

5.5.5 Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse

5.5.5.1 Allgemeines

Die Ergebnisse differenzieren sich anhand ihrer unterschiedlichen Versagensarten in den S-N-Diagrammen. Die entsprechenden Versagensarten haben das gleiche Kennzeichen, um sie interpretieren zu können. Ein mit einem Kreuz gefülltes Symbol bedeutet Versagensart 1, Symbole ohne Kreuz bedeuten Versagensart 2a oder 2b, siehe auch Tabelle 5-9. Entsprechend des jeweiligen Versagensmodus, wird für die Betrachtung in den Wöhlerdiagrammen und für die statistische Auswertung die jeweilige maßgebende Spannungsschwingbreite an dieser Stelle berücksichtigt.

Tabelle 5-11: Legende der Versuchsergebnisse differenziert nach Versagensarten

Kennzeichen	Beschreibung der Versagensart
☒	Versagensart 1: Riss ausgehend vom Schweißnahtübergang der Quersteife
□	Versagensart 2a oder 2b: Riss im Grundmaterial

5.5.5.2 Ergebnis des unbehandelten Versuchsträgers (T5)

Für den im Schweißzustand belassenen Versuchsträger mit eingeschweißter Quersteife wurde eine sehr hohe Lebensdauer erreicht. Dies konnte durch den Vergleich des Einzelergebnisses mit der Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails "Quersteife" nach DIN EN 1993-1-9 [28] sowie im Vergleich zur Kleinserie SC_I (siehe Tabelle 5-1) gezeigt werden, siehe Bild 5-28. Die Ergebnisse der Kleinversuchserie im Zustand aw sind in Tabelle 5-12 gegeben. Insbesondere unter Berücksichtigung des Größeneffektes scheint das einzelne Versuchsergebnis des Trägers sehr hoch.

Es wird vermutet, dass dieser hohe Wert für die Ermüdungsfestigkeit aus der Kombination der Verwendung von S690, der guten Schweißnahtqualität und den gut abgestimmten Schweißparametern resultiert.

Der einzelne geschweißte Trägerversuch (Quadrat) erreichte eine Ermüdungsfestigkeit, die sogar über der Ermüdungsfestigkeit der unbehandelten Halskehlnaht von 112 N/mm^2 liegt bzw. nahezu bei 125 N/mm^2 , was dem automatisch geschweißten Kerbfall der Halskehlnaht entspricht.

5.5.5.3 Ergebnisse der PIT-behandelten Versuchsträger

Aufgrund der hohen Verbesserung des Konstruktionsdetails der Quersteife erwies sich bei fünf von sechs Trägerversuchen das Grundmaterial mit einer Ermüdungsfestigkeit von 160 N/mm^2 als ausschlaggebende Kerbkategorie. Es traten Risse auf, die, ausgehend von der Grundmaterialoberfläche der Flanschunterseite, die Längsschweißnaht kreuzen, siehe Tabelle 5-10, Träger T1. Die geöffneten Bruchflächen, siehe Bild 5-26, zeigten deutlich, dass die Rissinitiierung auf der Unterseite stattfand, an der im Vergleich zur maßgeblichen Spannungsschwingbreite der Quersteife, durch die Spannungsgradienten am Trägerquerschnitt ein höheres Spannungsniveau als auf der Oberseite vorliegt. Die verschiedenen Spannungsschwingbreiten für die verschiedenen Versagensarten sind in den folgenden S-N-Diagrammen berücksichtigt.

Tabelle 5-12: Versuchsergebnisse der Kleinversuchsserie SC_I aus dem Forschungsprojekt OptiBri [74]

Bezeichnung	Zustand	Spannungsverhältnis R [-]	Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ [N/mm^2]	Erreichte Schwingspielzahl N [-]
SC_I_1	aw	0,1	450	18.474
SC_I_2	aw	0,1	315	44.531
SC_I_3	aw	0,1	202	128.000

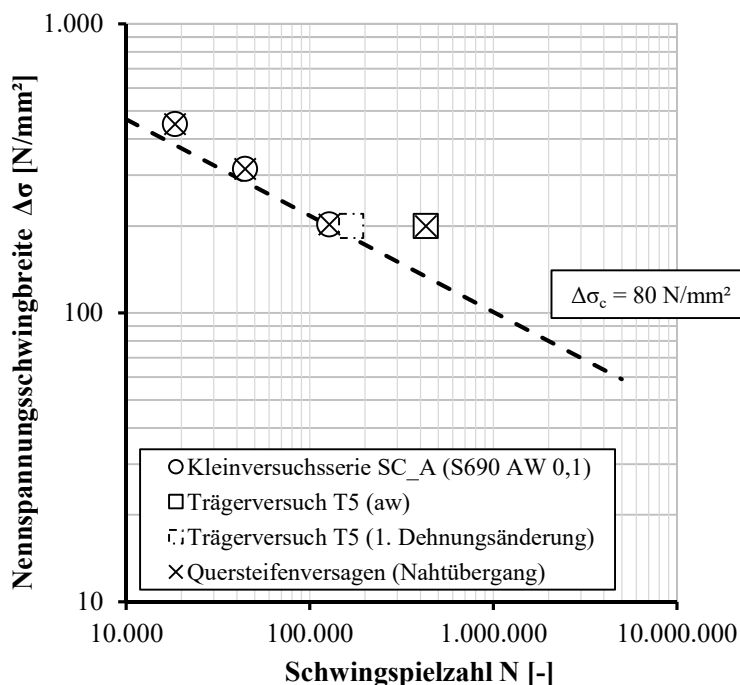


Bild 5-28: Wöhlerdiagramm für unbehandelten Trägerversuch (T5) im Vergleich zu Kleinversuchen aus OptiBri [74]

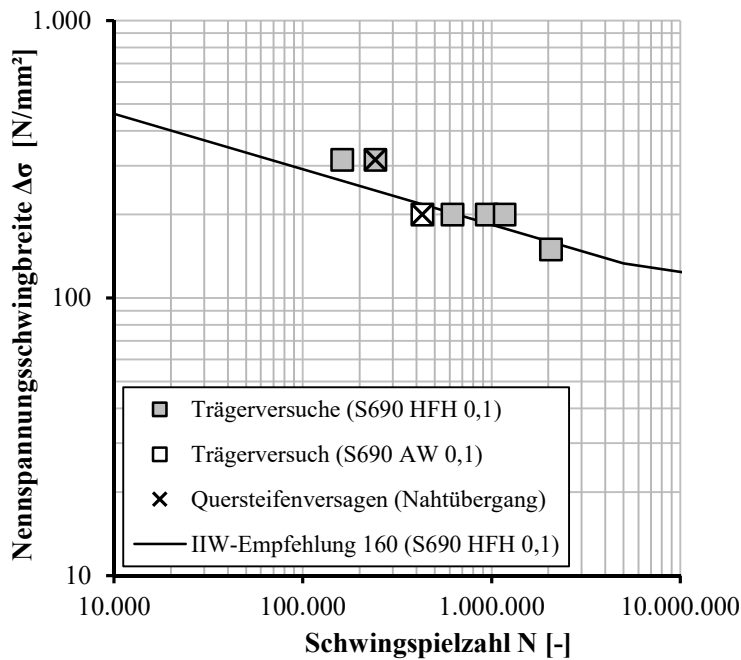


Bild 5-29: Wöhlerdiagramm mit Trägerversuchsergebnissen in Abhängigkeit des Behandlungszustands aus OptiBri [74]

Für die Längsschweißnaht, die die gleiche einwirkende Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ erfährt wie der Schweißnahtübergang der Quersteife, ergab sich – bestätigt durch das Bruchflächenbild - kein Versagen.

5.5.5.4 Interpretation der Testergebnisse mit Bezug auf HFH-Behandlung

Um die Ermüdungsfestigkeit der Quersteife zu bestimmen, die durch die PIT-Behandlung erreicht werden konnte, können die Ergebnisse mit dem Versagen am Grundmaterial verwendet werden, um eine minimale Ermüdungsfestigkeit zu definieren. Es muss jedoch betont werden, dass dies nur Mindestergebnisse sind und das HFH-behandelte Quersteifendetail einen noch höheren Ermüdungswiderstand erreichen kann.

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgte im Rahmen der linearen Regressionsanalyse nach Hintergrunddokument (Brozetti et al., [6]) zu DIN EN 1993-1-9 [28].

Im Allgemeinen liegt die Neigung der Wöhlerlinie geschweißter Details bei etwa $m = 3$, während die Neigung für HFH-behandelte Details bei etwa $m = 5$ liegt. Um den Unterschied zu verdeutlichen, wurden die Ergebnisse mit zwei unterschiedlichen Neigungen bewertet.

Bild 5-30 zeigt die Auswertung mit einer festen Neigung von $m_{\text{HFH,fix}} = 5$. Nach der linearen Regressionsanalyse ist der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit der mit PIT-behandelten Trägerversuchsergebnisse bei 2×10^6 Schwingspielen zu $\Delta\sigma_c = 134 \text{ N/mm}^2$ bestimmt. Die Auswertung mit einer variablen Neigung von 3,2 und damit deutlich steileren Neigung, führt zu einer Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 123 \text{ N/mm}^2$ bei 2×10^6 Schwingspielen, siehe Bild 5-30.

Im Vergleich zur korrespondierenden Kleinversuchsserie mit PIT-Nachbehandlung SC_A (siehe Tabelle 5-1) zeigen die Trägerversuchsergebnisse eine geringere Ermüdungsfestigkeit, dies ist im S-N-Diagramm anhand der Versuchsergebnisse auf Spannungsschwingbreitenniveau von 315 N/mm^2 zu erkennen, Bild 5-31.

Es scheint, dass es nicht nur eine seitliche Verschiebung, sondern auch eine Rotation für SC_A gibt, so dass die Wöhlerlinienneigung flacher verläuft als für die Trägerversuche. In diesem Fall zeigt die Kleinserie SC_A das typischere Verhalten im Vergleich zu den Trägerversuchsergebnissen. Da viele der Trägerversuche am Untergurt versagten, spiegelt der Wert für m in diesem Fall nicht den typischen Wert für HFH-nachbehandelte Schweißnähte wider.

Nichtsdestotrotz wurde ein Reduktionsfaktor für den Bauteileffekt mithilfe der vorliegenden Versuchsdaten durch Auswertung mit linearer Regression und einer festen Steigung von $m = 5$ für Klein- und Trägerversuche ermittelt. Dieser beträgt entsprechend Gleichung (5.11) in diesem Fall für PIT-nachbehandelten Baustahl S690 $k_{\min, BT} = 0,73$.

$$\Delta\sigma_{BT,95\%,m=5} = k_{\min, BT} \cdot \Delta\sigma_{KV,95\%,m=5} \quad (5.11)$$

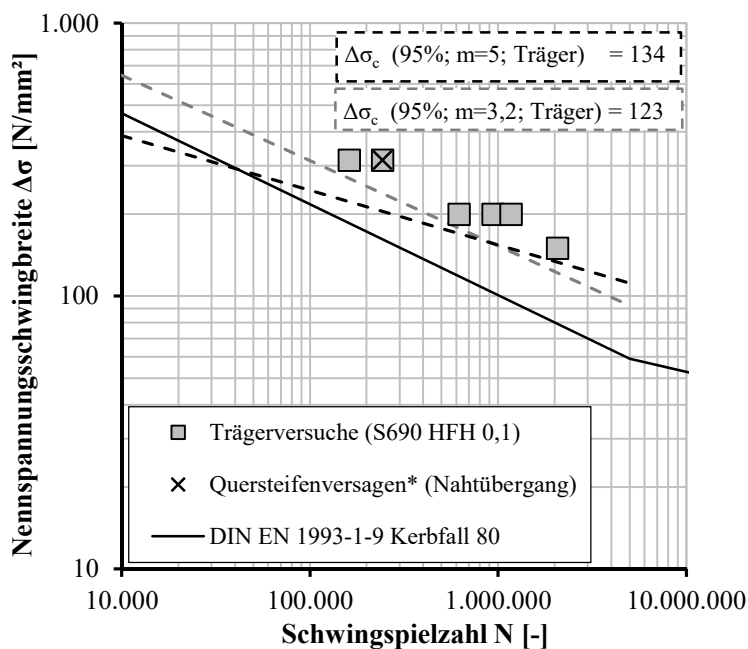


Bild 5-30: Wöhlerdiagramm mit Ermüdungsfestigkeit für PIT-behandelte Trägerversuche für Quersteifen mit fester ($m_{\text{fix}} = 5,0$) und freier Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{frei}} = 3,2$

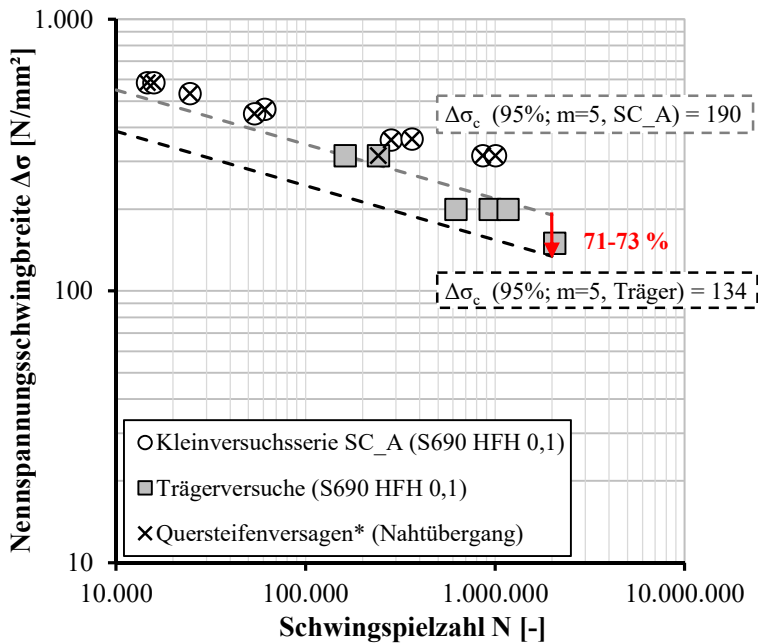


Bild 5-31: S-N Diagramm der Ermüdungsfestigkeit von PIT-behandelten Klein- und Trägerversuchen für Quersteifen mit fixer Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{fix}} = 5,0$

5.5.6 Fazit für die Versuchsserie aus S690 aus dem Forschungsvorhaben OptiBri [74]

Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtübergänge der Quersteife aufgrund der PIT-Behandlung, führte in den meisten Fällen zu Versagensmechanismen, die vom Quersteifenversagen abweichen. In einigen Fällen konnte das Versagen des Grundmaterials des Unterflansches erreicht werden. In anderen Fällen führten Lagesicherungsbauteile, die in unkritischen Bereichen des Trägers angebracht waren, zu geometrischen Kerben, so dass ein Grundmaterialbruch in Form von Oberflächenermüdung durch Reibung an diesen Stellen auftrat.

Dennoch wurden diese Ergebnisse als Mindestversagenswerte für die untersuchte Detailkategorie verwendet. Die Bestimmung eines realen Skalierungsfaktors für PIT-behandelte Quersteifen durch den Vergleich von Klein- und Trägerversuchsergebnissen dieser expliziten Serien wurde durch die bei den Trägerversuchen veränderten Versagensarten erschwert. Damit konnte nur ein minimaler, konservativer Reduktionsfaktor von etwa 71 - 73% durch das Verhältnis der Trägerversuchsfestigkeit zur Kleinversuchsfestigkeit definiert werden, siehe Bild 5-31.

Durch die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit infolge der PIT Nachbehandlung der Quersteife wurde die Versagensstelle in einen eher ermüdungskritischen Bereich verlagert. Folglich muss die Aufmerksamkeit des bemessenden Ingenieurs auf weniger kritische geschweißte und ungeschweißte Details gelegt werden, die bisher hinsichtlich Ermüdungsversagen eher unkritisch waren, beispielsweise auf das Grundmaterial mit einer Ermüdungsfestigkeit bis zu 160 N/mm².

Eine vergleichbar hohe Ermüdungsfestigkeit hat sich für die automatisch geschweißte Halskehlnaht der Trägerquerschnitte gezeigt. Neben den geplanten Untersuchungen bei der Durchführung der Trägerversuche wurde mögliches Potential erkannt, ebenfalls die Ermüdungsfestigkeit der Längs-Kehlnaht mittels HFH-Nachbehandlung gezielt zu verbessern.

Eine gesamtheitliche Auswertung der Ergebnisse dieser Trägerversuche in Zusammenhang mit Trägerversuchen aus der Literatur und dem in Abschnitt 5.1 dargestellten Versuchsprogramm findet sich in Abschnitt 6.2.2.

5.6 Trägerversuche an Walzprofilen mit eingeschweißter Quersteife aus S355 mit Spannungsverhältnis $R = -1,0$

5.6.1 Planung und Versuchskörperfertigung der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)

Die Ausführungszeichnungen und Dokumentation der Fertigung der Trägerversuchsreihe T1 aus dem Forschungsvorhaben DASt-AiF Nr. 17886 [94] können Anhang A entnommen werden.

5.6.2 Versuchsaufbau und -durchführung der Trägerversuchsreihe T1 ($R = -1,0$)

Für die Versuchsdurchführung der wechselbeanspruchten Versuchsträger wurde das Resonanzprüfverfahren angewandt. Die Versuchsanordnung ist in Bild 5-32 dargestellt. Der Versuchsaufbau setzt sich aus den folgenden vier wesentlichen Komponenten zusammen:

- zwei Auflagerböcke mit Elastomerlager zur Ermöglichung einer zwangsfreien und dämpfungsarmen Lagerung in den Biegeliniennullpunkten,
- zwei synchron laufende Schalungsrüttler mit gegenläufigen Unwuchtscheiben,
- Steuerung der Schalungsrüttler
- Messtechnik zur Überwachung der aufgetragenen Beanspruchung

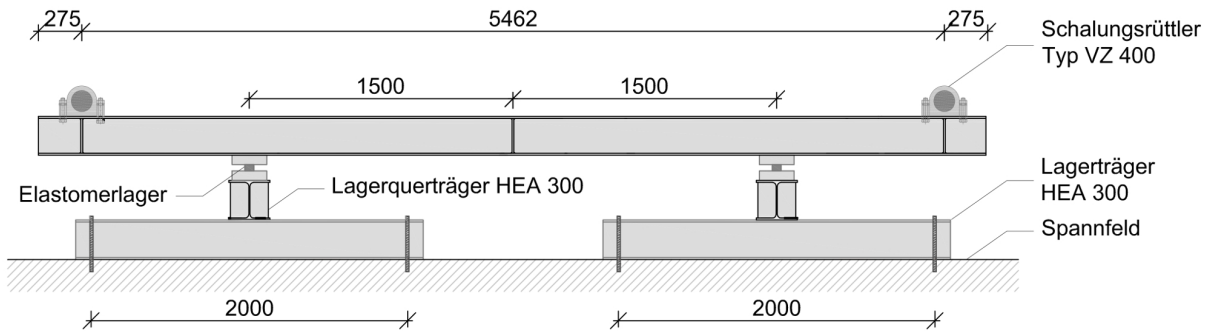
An den Kragarmen des aufgelagerten Trägers wurden Schalungsrüttler mit Unwuchtscheiben aufgeschraubt. Diese Schalungsrüttler der Firma *Knauer Engineering Industrieanlagen GmbH & Co.KG* vom Typ VZ 400 (mit Unwuchtscheiben VZ 600) wurden mit HV-Verbindungen an den Träger fixiert und mit dem entsprechenden Drehmoment angezogen. Über die stufenlose Regelung der Steuerung, an der die beiden Schalungsrüttler angeschlossen wurden, konnte die Drehzahl der Unwuchtscheiben eingestellt werden, bis die gewünschte Dehnung bzw. Nennspannungsschwingbreite erreicht wurde.

Voraussetzung für das Erreichen der gewünschten Biegelinie (siehe Bild 5-33) war die Synchronisierung der beiden gegenläufigen Unwuchtscheiben. Nur durch das synchrone Schwingen der beiden Unwuchtscheiben bleiben unerwünschte Horizontalkräfte aus und es entsteht eine symmetrische, vertikale Biegelinie. Für die in Feldmitte befindliche Quersteife kann so durch den Druck- / Zugwechsel das Spannungsverhältnis $R = -1$ realisiert werden. Bild 5-32 zeigt in der An- und Draufsicht das Schema des Versuchsaufbaus.

Bei der Abschaltung der Steuerung liefen die Unwuchtscheiben unsynchron bis diese zum Stillstand kamen, so dass zeitweise eine von Bild 5-33 abweichende Biegelinie hervorgerufen wurde. Deshalb wurden die Versuche nur zur Dokumentation des Rissvorgangs angehalten, i. d. R. maximal drei Abschaltungen pro Versuch.

Die Auflagerböcke wurden von der Firma *Knauer Engineering Industrieanlagen GmbH & Co.KG* dimensioniert und gefertigt. Die in Bild 5-34 dargestellten zylinderförmigen Elastomerlager sorgen für eine Dämpfung des Systems.

ANSICHT:
VERSUCHSAUFBAU T1 [mm]



DRAUFSICHT:
VERSUCHSAUFBAU T1 [mm]

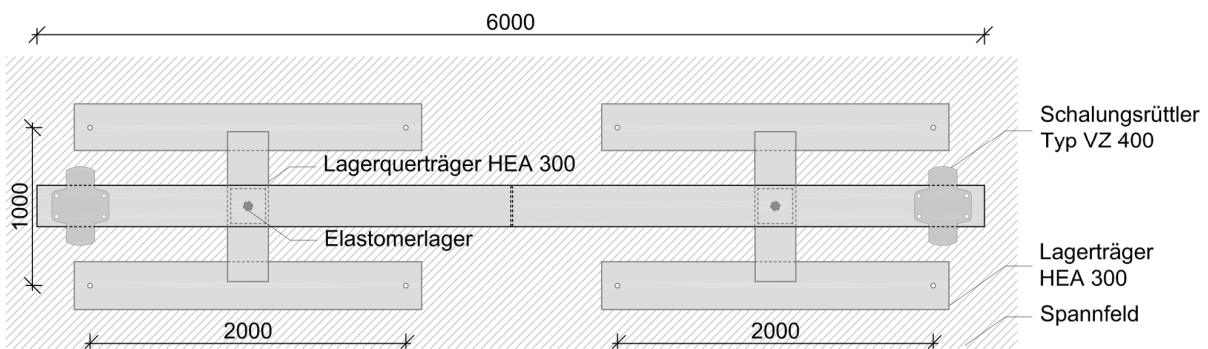


Bild 5-32: Ansicht und Draufsicht des Versuchsaufbaus

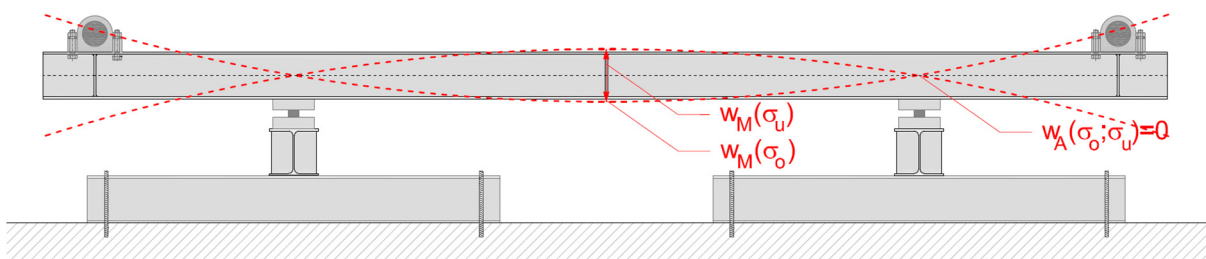


Bild 5-33: Erzeugte Biegelinie infolge Aktivierung von Schalungsrüttler

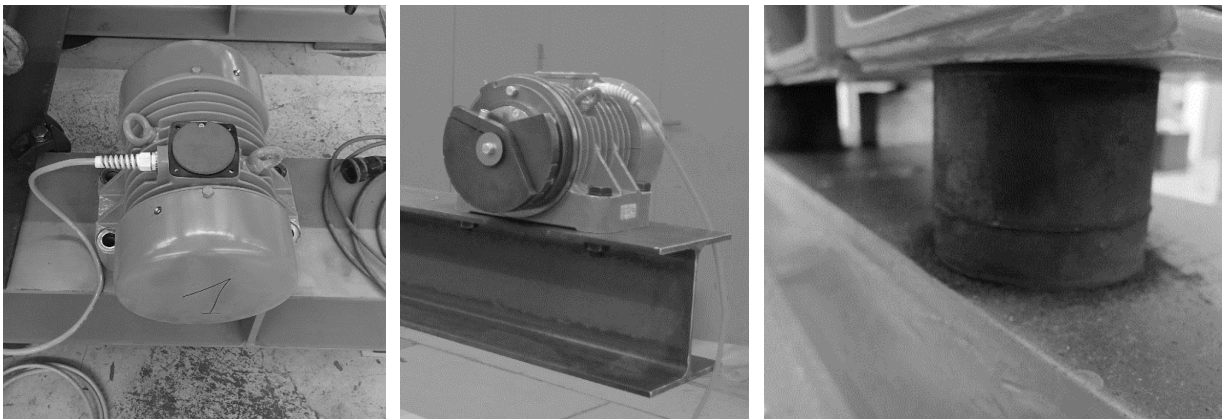


Bild 5-34: Schalungsrüttler und Elastomerlager der Firma Knauer Engineering Industrieanlagen GmbH & Co.KG

5.6.3 Messtechnik

Die Versuchsträger wurden mit mindestens zwei Dehnmessstreifen (DMS) und jeweils einem Wegaufnehmer (WA) in Feldmitte des Trägers bestückt, siehe Bild 5-35 bzw. in der Vergrößerung Bild 5-36. Der WA diente zur Zählung und Dokumentation der Schwingenspiele. Durch die hohe Prüffrequenz war in einigen Fällen die dynamische Beanspruchung so hoch, dass an mehreren DMS Kabelbruch entstand. Allerdings blieb bei allen Versuchskörpern mindestens eine DMS intakt, so dass die Dehnungen bis zum Versuchsende aufgenommen werden konnten. Die Dehnung zur Nennspannung konnte somit während des gesamten Versuchsablaufs dokumentiert und anschließend ausgewertet werden.

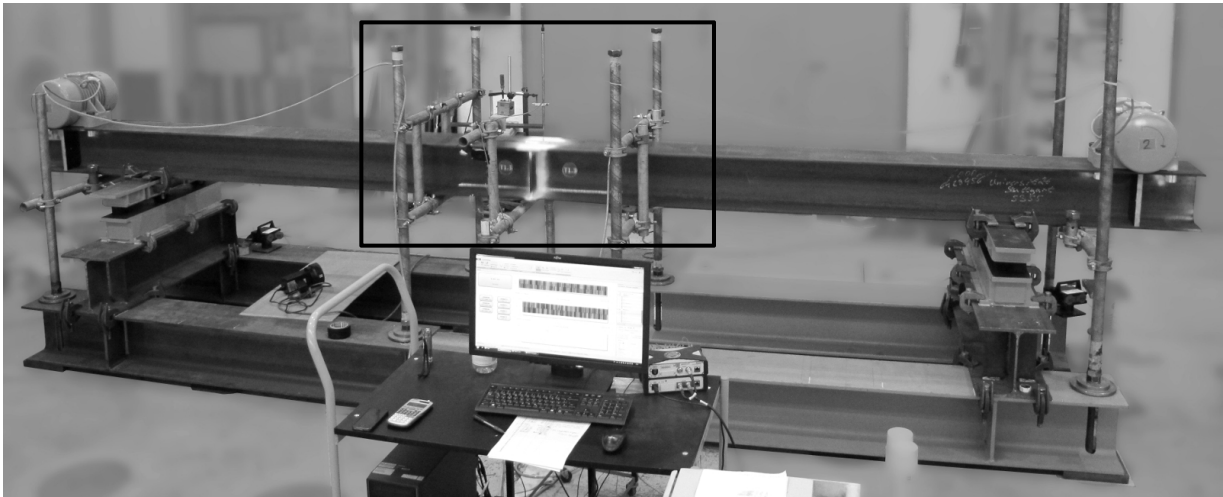


Bild 5-35: Versuchsaufbau mit Messeinheit

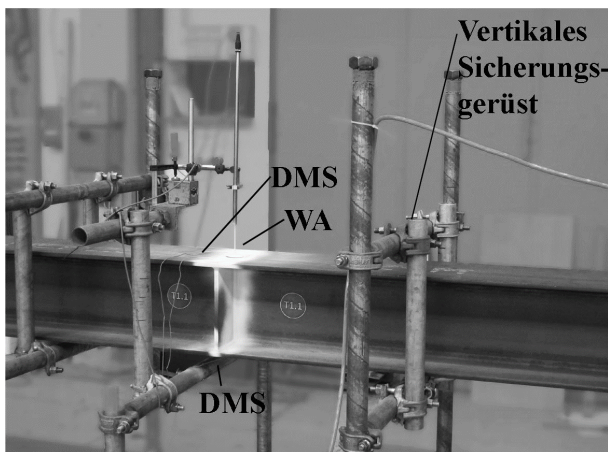


Bild 5-36: Messtechnik bei der Versuchsdurchführung

5.6.4 Einfluss der Prüffrequenz und gewähltes Abbruchkriterium

Die Grenzbereiche für den Einfluss der Prüffrequenz auf die erreichte Schwingenspielzahl des Versuchskörpers beim Wöhlerversuch reichen in der Literatur von $1 \leq f \leq 1.000$ Hz (Radaj [131]), $1 \leq f \leq 100$ Hz (Buxbaum) über die VDI-Richtlinie 2227 [168] $4 \leq f \leq 250$ Hz. Vor allem im Maschinenbaubereich, wo die Versuchsdurchführung mittels Hochfrequenzpulsatoren und Ultraschallschwingprüfständen üblicher ist als im Bauwesen, wird der Einfluss der Belastungsfrequenz auf die Ermüdungsfestigkeit der Probe diskutiert.

Die Prüffrequenz der einzelnen Versuchsträger lag im Fall der Trägerversuche der Serie T1 zwischen 34,0 Hz und 35,1 Hz. Dieser Bereich gilt in der gesamten, der Verfasserin zum Einfluss der Prüffrequenz bekannten Literatur als unkritisch. So ergeben sich durch die Höhe der Prüffrequenz in dem vorliegenden Fall keine nennenswerten Einflüsse auf die Ergebnisse des Wöhlerversuchs.

Hinweis zum Spannungsvibrieren: In der Praxis wird mit der Effektivität des Spannungsvibrierens geworben, siehe auch Abschnitt 2.1.2. Dieses Verfahren findet vor allem Anwendung bei Gussteilen im Maschinenbaubereich. Es wird vorgegeben, mittels aufgeschraubten Schalungsrüttlern, die durch den Schweiß- oder Gießvorgang eingebrachten Eigenspannungen durch das Vibrieren abzubauen.

In Bühler et al. [9] wurde der Abbau von Eigenspannungen durch mechanisches Rütteln bereits untersucht. Aus den Untersuchungen geht hervor, dass nicht die Vibration an sich, das Rütteln und die Erschütterungen oder die hohe Frequenz den Eigenspannungsabbau bewirken, sondern lediglich die Höhe der aufgebrachten Belastung. Aus dem vorangegangenen Absatz zum Einfluss der Prüffrequenz geht hervor, dass ebenso nicht durch die hohe Frequenz der Beanspruchung die Eigenspannungen abgebaut werden können. Es kann also nur ein Abbau der Eigenspannungen stattfinden, wenn die Rüttler eine hohe Spannung im Bauteil erzeugen, die in der Lage ist, die Eigenspannungen herauszuplastizieren.

Das Resonanzprüfverfahren reagiert sensitiv gegenüber Asymmetrien der Trägersteifigkeit. Auftretende Risse führen zu Horizontalkräften und somit zu einer asymmetrischen Beanspruchung und veränderter Biegelinie. Aus der hohen Prüfgeschwindigkeit resultiert zusätzlich ein sehr schnelles Risswachstum. Das Abbruchkriterium wurde deshalb als eine sichtbare Risslänge von nur 5-6 cm gewählt. Zur Sichtprüfung der Risse stand ein Stroboskop zur Verfügung, unter dessen Lichtquelle der Träger „eingefroren“ wurde.

5.6.5 Versuchsergebnisse der Trägerversuchsreihe T1 (R = -1,0)

In Tabelle 5-13 sind die Versuchsergebnisse der Resonanzträgerversuche T1 in Abhängigkeit des Behandlungszustands und unter Angabe des Versagensortes und der Prüffrequenz gegeben.

Aufgrund des Prüfstands steht die Prüflast nicht unmittelbar zur Verfügung, so dass die Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ mithilfe der aufgebrachten DMS ermittelt wurde. Tabelle 5-13 dokumentiert die minimal und maximal erfassten Dehnungen in Feldmitte aus denen unter Berücksichtigung eines Elastizitätsmoduls von 210.000 N/mm² die Nennspannungsschwingbreite auf der sicheren Seite liegend, ohne Berücksichtigung der Querdehnung ermittelt wurde.

Ein Spannungsverhältnis R von -1,0 konnte aufgrund der Sensitivität des Resonanzprüfverfahrens gegenüber Wertzoleranzen und Abweichungen der Soll-Schwerlinie nicht immer exakt eingehalten werden, siehe Tabelle 5-13. Anhand eines nicht detektierbaren Risses im Grundmaterial des Trägers T1.5 wurde deutlich, wie rasch sich die Frequenz, die Biegelinie und auch die Prüfgeräusche durch Asymmetrien im System verändern.

Bei zwei (T1.3 und T1.4) von sechs HFH-nachbehandelten Versuchsträgern konnte bis zum Erreichen von drei Millionen Schwingspielen kein Anriss oder erhöhte Dehnungen detektiert werden, so dass diese in Tabelle 5-13 und Bild 5-37 als Durchläufer gekennzeichnet sind.

Bild 5-37 zeigt die Versuchsergebnisse der unbehandelten (aw) und HFH-behandelten Trägerversuche im Wöhlerdiagramm in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands. Die erreichten Schwingspielzahlen der unterschiedlichen Nachbehandlungsverfahren unterscheiden sich unwesentlich. Der Einfluss des nachbehandelten zum unbehandelten Zustand wird deutlich.

Zum Vergleich sind Bemessungswöhlerlinien aus DIN EN 1993-1-9 für den unbehandelten Zustand der unbelasteten Quersteife mit $\Delta\sigma_c = 80$ N/mm² und des Grundwerkstoffs mit $\Delta\sigma_c = 160$ N/mm² gegeben.

Die Verbesserung durch die HFH-Anwendung wird deutlich, jedoch ist festzustellen, dass selbst die Ergebnisse der unbehandelten Träger (aw) im Vergleich zum unbehandelten Referenzfall sehr hohe Schwingenspielzahlen erreichen konnten.

Tabelle 5-13: Versuchsergebnisse Trägerversuche T1 (R = -1,0)

Bezeichnung	Zustand	Prüffrequenz	max. Dehnung Flanschaußen- kante	min. Dehnung Flanschaußen- kante	Spannungsver- hältnis	Nennspannungs- schwingsbreite	Schwingenspielzahl	Modifizierte Nennspannungs- schwingsbreite	Bemerkung
		f [Hz]	ϵ_{\max} [$\mu\text{m}/\text{m}$]	ϵ_{\min} [$\mu\text{m}/\text{m}$]	R	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	$\Delta\sigma_{\text{mod.}}$ [N/mm ²]	
VT1	aw		+660	-660	-1,0	250	250.000	200	NÜ
VT2	aw		+520	-560	-0,93	205	600.000	162	NÜ
T1.1	PIT	34,5	+600	-720	-0,83	250	1.185.637	195	NÜ _{Steg}
T1.2	PIT	35,1	+800	-800	-1,0	300	708.640	242	NÜ _{Steg}
T1.3	PIT	34,5	+670	-680	-0,99	255	3.000.000	204	DL
T1.4	HiFIT	34,0	+530	-630	-0,84	219	3.000.000	172	DL
T1.5	HiFIT	34,7	+850	-850	-1,0	320	631.555	258	GM
T1.6	HiFIT	34,3	+650	-650	-1,0	246	1.025.925	197	NÜ

- NÜ – Nahtübergangsriss auf Höhe der Flansche
- NÜ_{Steg} – Nahtübergangsriss auf Höhe des Stegs (aufgrund unzureichender stegseitiger Behandlung)
- DL – Durchläufer
- GM – Grundmaterialriss

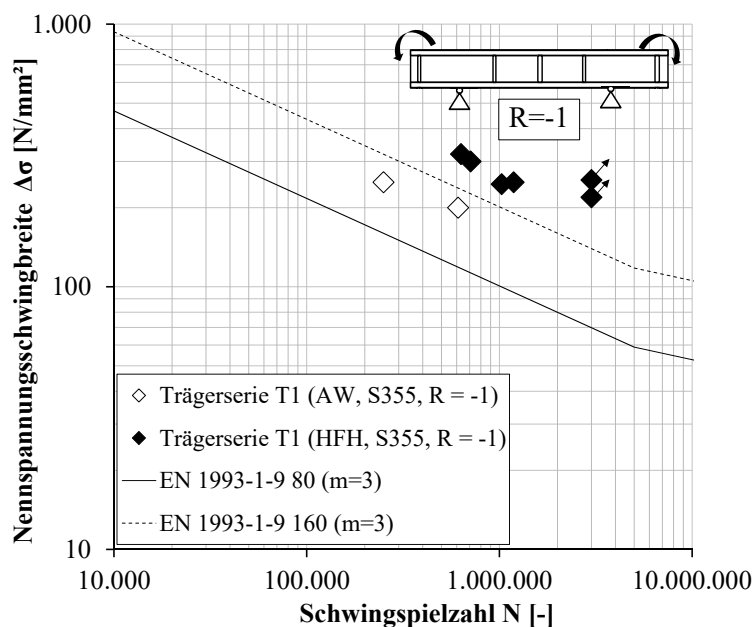


Bild 5-37: Versuchsergebnisse der Wechsellastversuche, getrennt nach Nachbehandlungszustand

5.6.6 Rissbild der Trägerversuchsreihe T1 (R = -1,0)

Der für HFH-behandelte Quersteifennähte typische Rissmodus entlang des Quersteifennahtübergangs am zugbeanspruchten Untergurt bzw. Obergurt zeigte sich bei drei von acht Trägerversuchen, siehe Bild 5-39. Aufgrund unzureichender Nachbehandlung entlang der Quersteifennaht über den Ausrundungsradius bis in den Steg hinein, stellte sich bei zwei von sechs HFH-behandelten Prüfkörpern der Riss am Stegnahtübergang im gurnahen Bereich ein, siehe Bild 5-38.

Trägerversuch T1.5 zeigte ein eher untypisches Verhalten und versagte 19 cm entfernt von der Quersteife im Grundmaterial der Obergurtaußenkante.

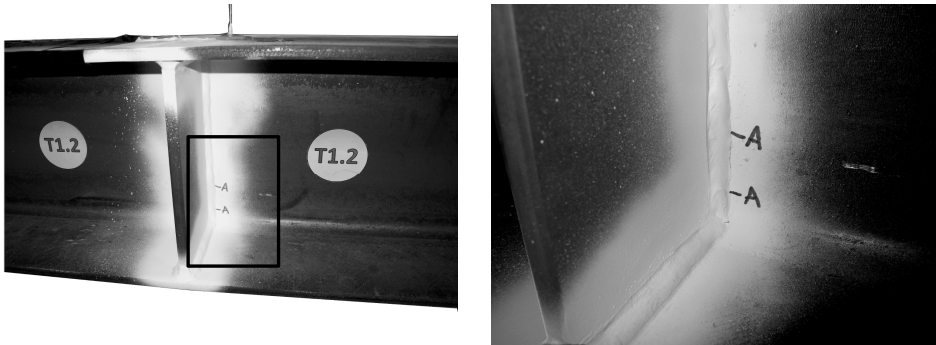


Bild 5-38: Rissbildung bei unzureichender Nachbehandlung am Steg

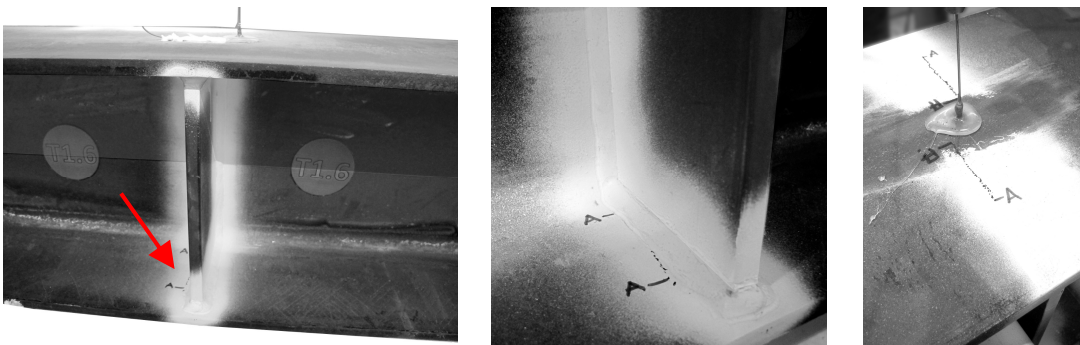


Bild 5-39: Typische Rissbildung an Untergurtschweißnaht, Rissbildung am Obergurt

5.7 Zusammenfassende statistische Auswertung aller Trägerversuche

5.7.1 Allgemeines zur statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse

Basis des gewählten Auswerteverfahrens ist die Vorgehensweise nach Brozetti et al. [6]. Die Vorgehensweise der statistischen Auswertung ist in Abschnitt 5.2 beschrieben.

Da auch in vorangehenden Forschungsprojekten (bspw. in [96]) keine systematischen Abweichungen der erreichten Schwingenspielzahlen der unterschiedlichen HFH-Verfahren erkannt wurden - siehe Kapitel 2.3.5 - wird auf eine Differenzierung nach unterschiedlichen HFH-Verfahren verzichtet.

Bild 5-40 zeigt alle im Folgenden ausgewerteten Versuchsergebnisse serienweise. Die Ergebnisse der statistischen Auswertung nach Abschnitt 5.2 bzw. Hintergrunddokument [6] sind zusammenfassend in Abhängigkeit der gewählten Wöhlerlinienneigung und Versuchsserie in Tabelle 5-14 zusammengefasst. Die Trägerserie T0 wurde von dieser Auswertung ausgenommen. Da, wie in Abschnitt 5.5.5.4 beschrieben, viele dieser Trägerversuche an der Untergurtunterkante versagten, spiegeln die Ergebnisse nicht den typischen Wert für HFH-nachbehandelte Schweißnähte wider.

Entsprechend des beschriebenen Auswerteverfahrens nach [6] bleiben Durchläufer bei der statistischen Auswertung zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit unberücksichtigt. Für die wechselbeanspruchte HFH-behandelte Trägerserie (T1 HFH) führt diese Bedingung zu einem Verlust von 33 % der Daten für die Auswertung.

Tabelle 5-14: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Wöhlerlinienneigung m für alle Klein- und Trägerversuchsserien (Versuchsserien siehe Tabelle 5-1)

Serie		Zu- stand	R	m_{frei}	$\Delta\sigma_{95\%}$	$\Delta\sigma_{50\%}$	m_{fix}	$\Delta\sigma_{95\%}$	$\Delta\sigma_{50\%}$
			[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
Trägerserie	T1	aw	-1,0	Keine Auswertung da $n < 3$			3		131
	T1	HFH	-1,0	2,2	148	189	5	185	234
	T1 _{modi.(60% σ_{min})}	aw	-1,0	Keine Auswertung da $n < 3$			5		
	T1 _{modi.(60% σ_{min})}	HFH	-1,0						
	T2	aw	0,1	Keine Auswertung da $n < 3$			3		117
	T2	HFH	0,1	4,4	143	170	5	151	174
Kleinserie	E1	aw	-1,0	4,1	122	138	3	106	128
	E1 _{modi.(60% σ_{min})}	aw	-1,0	4,1	98	110	3	84	102
	E1	HFH	-1,0	8,2	312	347	5	235	313
	E1 _{modi.(60% σ_{min})}	HFH	-1,0	8,2	250	278	5	188	250
	E2	aw	0,1	3,1	100	106	3	98	105
	E2	HFH	0,1	3,4	146	180	5	169	200

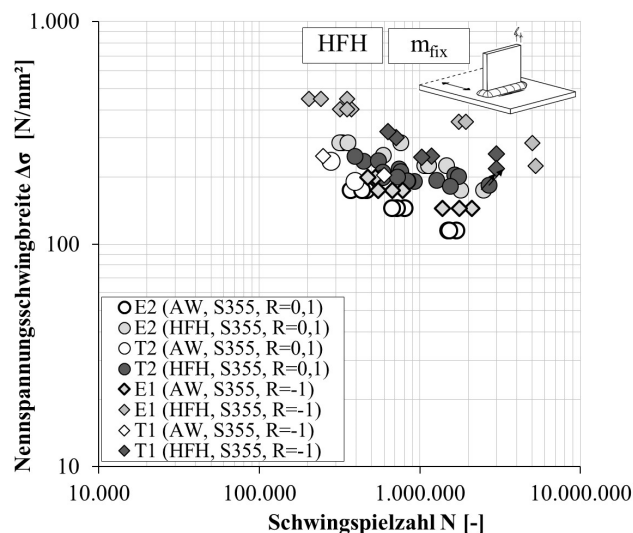


Bild 5-40: Versuchsergebnisse der einzelnen Serien

5.7.2 Auswertung des Mittelspannungseinfluss und der Wöhlerlinienneigung m

Gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] Abschnitt 7.2.1 besteht bei der Ermüdungsbeanspruchung die Möglichkeit für eigenspannungsarme Kerbdetails - nicht-geschweißte und spannungsarm geglühte Details - die einwirkende Spannungsschwingbreite nach Gleichung (5.12) anzupassen, siehe auch Abschnitt 4.4.2. Die modifizierte einwirkende Spannungsschwingbreite ergibt sich demnach aus der betragsmäßigen 100 %igen einwirkenden Zugspannung addiert mit 60 % des Betrags der einwirkenden Druckspannung.

$$\Delta\sigma = |\sigma_{max}| + 0,6 \cdot |\sigma_{min}| \quad (5.12)$$

Diese Modifizierung der Nennspannungsschwingbreite druckbeanspruchter Konstruktionen gilt nach DIN EN 1993-1-9 [28] für nicht geschweißte oder spannungsarm geglühte Schweißkonstruktionen, also für Kerbdetails die quasi frei von Eigenspannungen (im wesentlichen Zugeigenspannungen) sind. Die HFH-Verfahren gelten gegenüber dem Spannungsarmglühen als vorteilhafter, da durch deren Anwendung nicht nur Zugeigenspannungen abgebaut werden, sondern Druckeigenspannungen eingebracht werden. Inwieweit sich die Variation des Spannungsverhältnisses für HFH-behandelte Prüfkörper mit der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 [28] für anderweitige eigenspannungsabbauende Maßnahmen deckt, ist nachfolgend untersucht.

KLEINVERSUCHSSERIEN. Bild 5-41 zeigt die im Rahmen des DAST-HFH-Projekts [94] - am KIT durchgeführten - Kleinversuchsserien E1 unter Wechselbeanspruchung (schwarz gestrichelte Linie) und E2 unter Zugschwellbeanspruchung (schwarze durchgezogene Linie) im unbehandelten Zustand und deren statistische Auswertung mit fixer Wöhlerlinienneigung $m_{fix,aw} = 3$. Die Versuchsergebnisse der am KIT durchgeführten Referenzserie ist im Anhang A dokumentiert. Darüber hinaus ist die wechselbeanspruchte Serie E1 mit modifizierter Spannungsschwingbreite für spannungsarmgeglühte und nicht-geschweißte Details rot dargestellt. Es wird deutlich, dass diese Modifizierung, also die Berücksichtigung der verringerten Mittelspannung durch die Reduzierung der einwirkenden Druckspannung auf 60 %, zur annähernden Angleichung der Serie E1 und E2 im unbehandelten (aw) Zustand führt. Dabei ist zu beachten, dass die durchgeführten Kleinversuche im unbehandelten (aw) Zustand gegenüber realen Schweißkonstruktionen, bedingt durch den einfacheren Herstellprozess mit geringerer Zwangsbehinderung, geringere Zugeigenspannungen aufweisen.

Die Gegenüberstellung im HFH-behandelten Zustand mit einer vorgegebenen Wöhlerlinienneigung von $m_{fix, HFH} = 5$ in Bild 5-42 dagegen zeigt, dass durch die Modifizierung zwar eine reduzierte Nennspannungswöhlerlinie zustande kommt, allerdings wird durch die Reduzierung der Druckspannungen auf 60 % nicht der Zustand der zugschwellbeanspruchten Serie E2_HFH hergestellt.

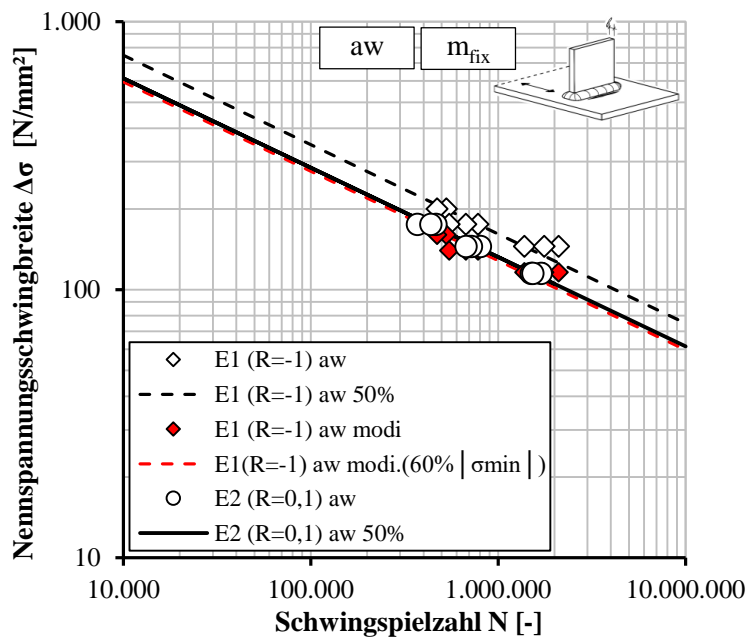


Bild 5-41: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der unbehandelten Kleinversuchsserien

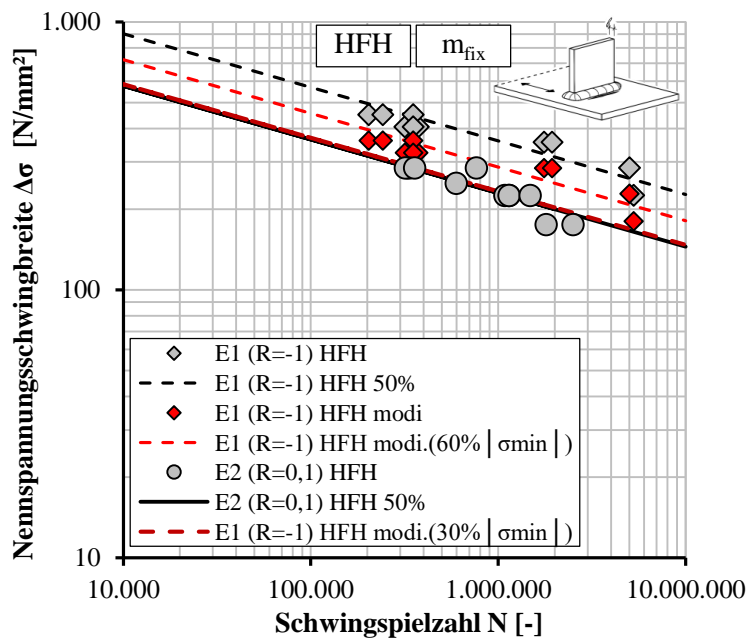


Bild 5-42: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der HFH-behandelten Kleinversuchsserien

Eine gute Übereinstimmung bei Auswertung mit fixer Neigung für die Kleinversuchsserie bringt die Reduzierung auf 30 % der einwirkenden Druckspannungen (siehe dunkelrot gestrichelte Linie).

TRÄGERVERSUCHSSERIEN. Die Auswertung mit nur vier HFH-behandelten Träger Versuchsergebnissen liefert unter variabler Neigung von $m_{\text{frei}} = 2,2$ einen Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c = 148 \text{ N/mm}^2$ (Stern), siehe Bild 5-43. Der Stern kennzeichnet den Bezugswert bei 2×10^6 Schwingspielen. der Ermüdungsfestigkeit auf der In Anbetracht der einzelnen Versuchsergebnisse wird offensichtlich, dass die steile Neigung alleine durch die geringe auswertbare Stichprobenanzahl und die zwei nah bei einander liegenden Spannungsniveaus zu Stande kommt.

Mithilfe einer am KIT im Rahmen des Forschungsprojekts [161] bzw. [162] entwickelten statistischen Auswertemethode, ist es möglich Durchläufer in die Auswertung zu integrieren. Die Annahme einer fixen Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{fix}} = 5$ wurde durch das KIT unter Berücksichtigung der zwei Durchläufer auf Plausibilität überprüft und konnte bestätigt werden, so dass die Annahme von $m_{\text{fix}} = 5$ gerechtfertigt ist. Unter der fixen Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{fix}} = 5$ ergibt sich für die HFH-behandelte Versuchsserie, wie in Bild 5-43 anhand der schwarzen Linien dargestellt, die Ermüdungsfestigkeit zu $\Delta\sigma_c = 185 \text{ N/mm}^2$ (Stern). Der Stern kennzeichnet den Bezugswert bei 2×10^6 Schwingspielen.

Anhand des Vergleichs der Ermüdungsfestigkeit der Trägerserie T2 ($R = 0,1$) mit vorgegebener Regressionsneigung von $m = 5$, wird das gutmütige Verhalten unter Wechselbeanspruchung deutlich. Der Verbesserungsfaktor, der auf die Wechselbeanspruchung zurückzuführen ist, ergibt sich zu knapp 23 %.

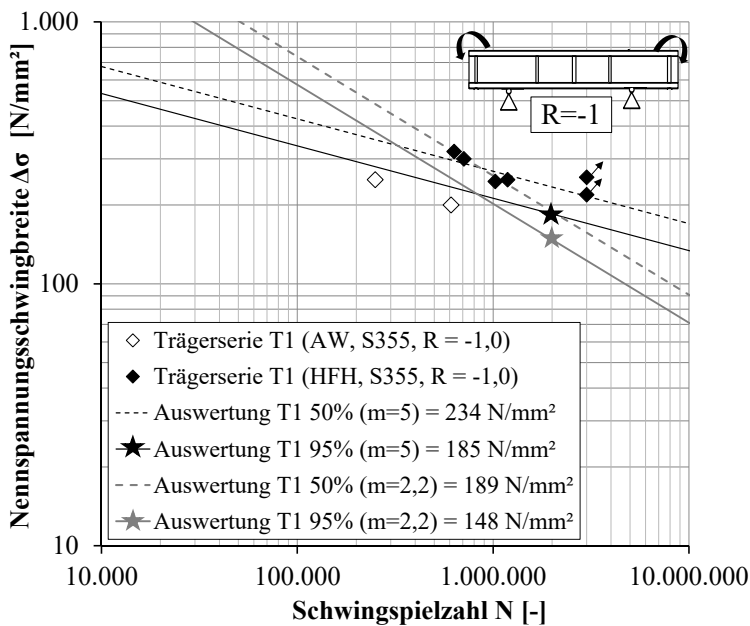


Bild 5-43: Auswertung der Ergebnisse der wechselbeanspruchten Trägerversuche $R = -1,0$ unter freier Neigung ($m = 2,2$) und unter fixer Neigung ($m = 5$)

Bild 5-44 zeigt die Trägerserie T1 unter Wechselbeanspruchung (graue durchgezogene Linie) und T2 unter Zugschwellbeanspruchung (schwarze durchgezogene Linie) im unbehandelten (aw) Zustand und deren statistische Auswertung mit fixer Wöhlerlinienneigung $m_{\text{fix,aw}} = 3$. Zusätzlich ist die wechselbeanspruchte Serie T1 mit modifizierter Spannungsschwingbreite für spannungsarmgeglühte und nicht-geschweißte Details rot gestrichelt dargestellt. Es wird deutlich, dass diese Modifizierung, also die Berücksichtigung der verringerten Mittelspannung durch die Reduzierung der einwirkenden Druckspannung auf 60% zu einer auf der unsicheren Seite liegenden Unterschätzung der einwirkenden Wechselbeanspruchung für die Serie T1 im unbehandelten (aw) Zustand führt.

Grund hierfür sind die, gegenüber der Serie E1 in den Trägerversuchen größeren vorliegenden Schweiß-eigenspannungen, die die Ermüdungsfestigkeit großer geschweißter Strukturen herabsetzen. Deshalb ist die in DIN EN 1993-1-9 [28] dargestellte Modifizierung der Spannungsschwingbreite nicht für geschweißte Details ansetzbar.

Im HFH-behandelten Zustand ergibt sich die Darstellung in Bild 5-45. Die schwarze durchgezogene Linie beschreibt die Mittelwert-Linie der Trägerserie T1 unter Wechselbeanspruchung und liegt deutlich über der grau durchgezogenen Linie für die Trägerserie T2. Unter Berücksichtigung der Modifizierung nach Gleichung (5.12) ergibt sich die rote gestrichelte Linie. Im Falle einer Berücksichtigung von 50 % der einwirkenden Druckspannung überdecken sich die wechselbeanspruchte und die unter $R = 0,1$ zugschwellbeanspruchte Trägerserien. Die zugehörigen berechneten modifizierten Spannungsschwingbreiten sind in Tabelle 5-13, Spalte 7 aufgeführt, die Ergebnisse der Auswertung sind in Tabelle 5-14 enthalten.

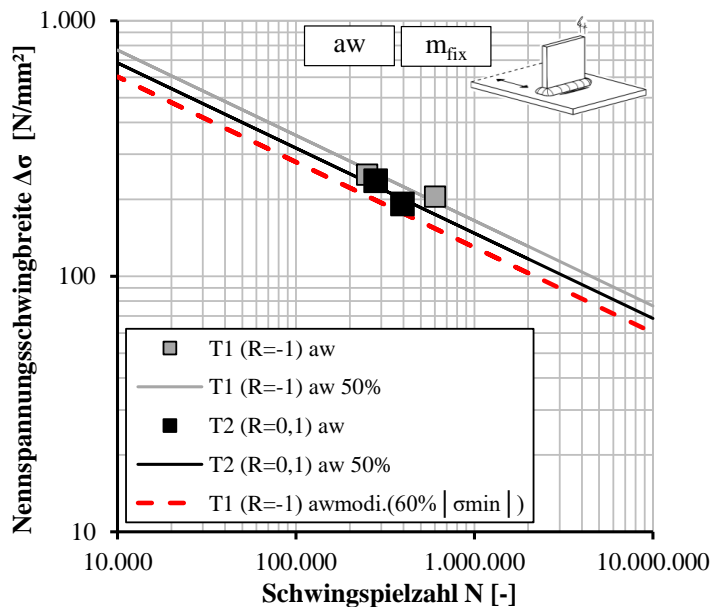


Bild 5-44: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der unbehandelten Trägerserien

Anhand der Darstellung und Anpassung der modifizierten Spannungsschwingbreiten in Bild 5-41, Bild 5-42, Bild 5-44 und Bild 5-45 wird deutlich:

- dass die wechselbeanspruchte Kleinversuchsserie (E1-aw) im unbehandelten Zustand eine hohe Übereinstimmung mit dem Ansatz nach DIN EN 1993-1-9 [28] verglichen mit der zugschwellbeanspruchten Serie (E2-aw) zeigt,
- dass die Trägerversuche einen ungünstigeren Eigenspannungszustand aufweisen, weshalb die durch HFH-Verfahren eingebrachten Druckeigenspannungen den aufgetragenen Druckspannungen einen geringeren Puffer entgegenbringen.
- HFH-behandelte Serien: anhand der Kleinserien ergibt sich ein Ansatz zur Berücksichtigung der einwirkenden Druckspannungen zu 30 %, für die Trägerserie ein Ansatz von 50 %.

Weiterführende Untersuchungen in Zusammenhang mit anderen Forschungsergebnissen sind in Abschnitt 6.2.1 dargestellt.

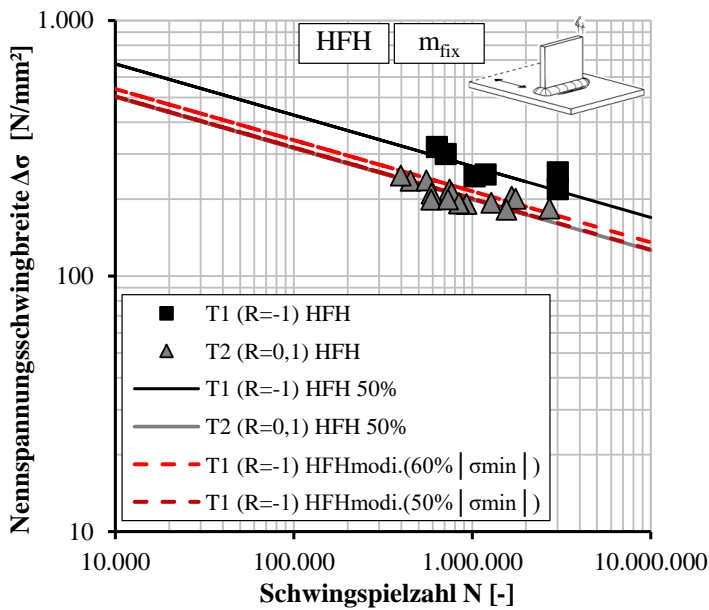


Bild 5-45: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der HFH-behandelten Trägerserien

5.7.3 Auswertung des Bauteileinflusses - Gegenüberstellung zur Kleinversuchsserien E1 und E2 mit den Versuchsergebnissen der Trägerversuchsreihen T1 und T2

Zugschwellbeanspruchung. Bild 5-46 zeigt die Ermüdungsfestigkeitskurve für die Auswertung der HFH-nachbehandelten Trägerserie T2 mit fixer Neigung $m_{\text{HFH}} = 5$. Für den Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Schwingspielen wurde eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 151 \text{ N/mm}^2$ (schwarzer Stern) bestimmt. Die Auswertung der Kleinserie E2 führt bei fixer Neigung zu einem Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c = 169 \text{ N/mm}^2$ (grauer Stern). Die Ergebnisse der am KIT durchgeführten Kleinversuche der Serie E2 sind im Anhang A dokumentiert. Dies führt zu einem Verhältnis von Klein- zu Trägerserie von nur 12 %. Es wird deutlich, dass ein Bauteileffekt für die HFH-nachbehandelten Serien unter Zugschwellbeanspruchung $R = 0,1$ kaum vorhanden ist.

Zusätzlich ist in Bild 5-46 die empfohlene Bemessungswöhlerlinie nach IIW-Richtlinie [108] mit einem Bezugswert von 140 N/mm^2 (Stern) grau angedeutet. Alle HFH-behandelten Trägerversuche der Serie T2, deren Eigenspannungszustand im Wesentlichen demjenigen realer Bauwerke entspricht, liefern Ergebnisse, die über der vom IIW-vorgeschlagenen Festigkeitsklasse von FAT140 liegen.

Im Vergleich zum Bezugswert des ursprünglichen Kerbfalls 80 N/mm^2 nach DIN EN 1993-1-9 [28], kann für die nachbehandelten Zugschwellversuche ein Verbesserungsfaktor k_{imp} von 1,9 für die Trägerserie T2 bzw. von 2,1 für die Kleinprüfserie E2 erreicht werden.

Ein Vergleich der Ergebnisse der Trägerversuchsserie T2 zur Kleinversuchsserie E2 unter variabler Neigung ist in Tabelle 5-14 festgehalten. So ergibt sich die Ermüdungsfestigkeit der Trägerserie T2 zu $\Delta\sigma_c = 143 \text{ N/mm}$ und die der Kleinserie zu $\Delta\sigma_c = 146 \text{ N/mm}$. Somit weist die Trägerserie T2 nur einen 2 % geringeren Bezugswert als die Kleinversuchsserie E2 auf.

Unter **Wechselast** zeigt sich optisch ein deutlicherer Unterschied zwischen erreichter Ermüdungsfestigkeit für Träger- und Kleinversuchen. Für die Auswertung mit fixer Wöhlerlinienneigung ergibt sich Bild 5-47. Bei frei ermittelter Wöhlerlinienneigung ($m = 8,1$) ergibt sich eine Ermüdungsfestigkeit für

die Kleinproben von 306 N/mm². Die einzelnen Ergebnisse der am KIT durchgeführten Kleinversuchserie E1 sind im Anhang A dokumentiert. Damit entspricht die Trägerversuchsfestigkeit 48 % der Kleinbauteilfestigkeit.

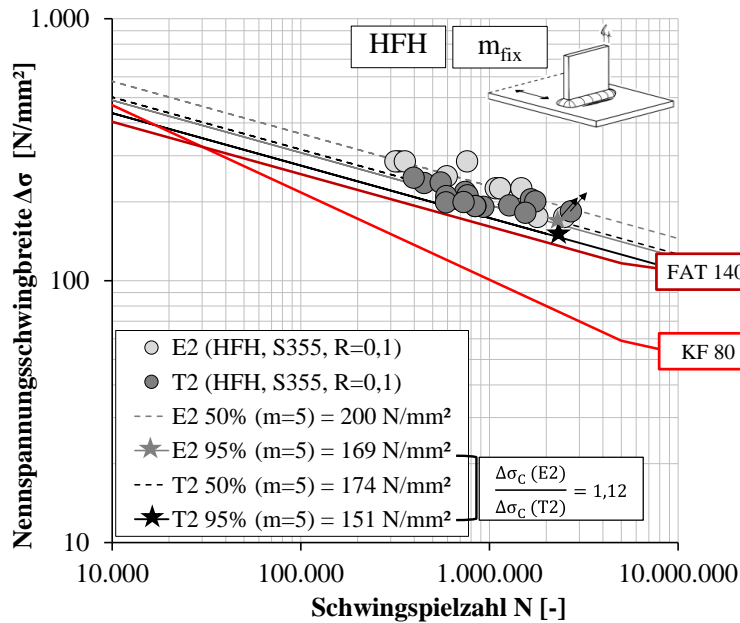


Bild 5-46: Auswertung der HFH-behandelten Zugschwellversuche R = 0,1 unter fixer Neigung (m = 5)

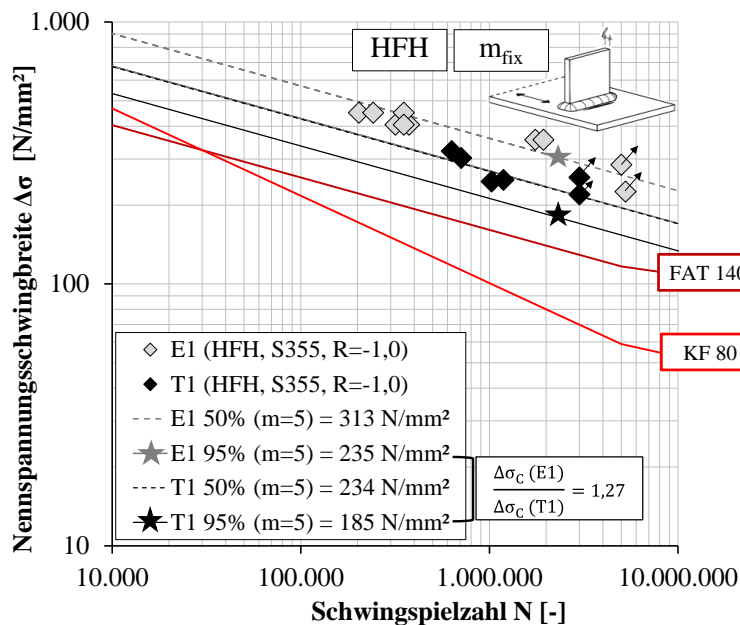


Bild 5-47: Auswertung der HFH-behandelten Wechsellastversuche R = -1 unter fixer Neigung (m = 5)

Dieser Vergleich ist aufgrund der großen Abweichung der ermittelten freien Neigung in Zusammenhang mit der kleinen Stichprobenanzahl der Trägerversuche wenig sinnvoll und verfälscht den Bauteileinfluss

für die wechselbeanspruchten Versuchsserien. Unter vorgegebener Wöhlerlinienneigung von $m = 5$ ergibt sich für die HFH-behandelte Kleinserie ein Bezugswert von $\Delta\sigma_c = 234 \text{ N/mm}$. Im Verhältnis, zur mit fixer Neigung von $m = 5$ ausgewerteten Trägerserie, ergibt sich die Trägerfestigkeit zu 79 % der Kleinserienfestigkeit.

5.7.4 Anrissverhalten der Trägerversuche

Anhand der folgenden Diagramme wurde das Anrissverhalten aller durchgeführten Trägerversuche ausgewertet. Als maßgebliche Anrisschwingenspielzahl N_i wurde eine 5 %ige Abweichung der Dehnungen gewählt. Mit Endschwingenspielzahl N_f ist im Folgenden die erreichte Schwingenspielzahl am Ende des Versuchs mit dem jeweiligen definierten Abbruchkriterium bezeichnet. Durchläufer und Träger mit Grundmaterialversagen bzw. Versagen, das durch die Versuchseinrichtung hervorgerufen wurde, bleiben unberücksichtigt. Die ausgefüllten Symbole stellen die HFH-behandelten Träger dar. Die Versuche aus Abschnitt 5.5 aus S690 aus [74] sind durch rot hervorgehoben.

Anhand von Bild 5-48, das das Anrissverhalten in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands zeigt, lässt sich feststellen, dass die Trägerversuche, die mit PIT und HiFIT nachbehandelt wurden, eine recht große Streubreite zeigen. Dagegen liegen die Ergebnisse im unbehandelten Zustand deutlich dichter beieinander mit Werten zwischen 0,4 bis 0,67. Durch die höheren Werte bei den HFH-behandelten Trägern wird deutlich, dass die Zeit bis zur Rissinitiierung durch die Nachbehandlung vergrößert wird, siehe Abschnitt 2.1.2 und Gurney [66], das Verhalten hinsichtlich der Rissinitiierung ist also erwartungsgemäß.

Die Darstellung in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R in Bild 5-49 zeigt eine enge Streubreite für die HFH-behandelten und unbehandelten Versuche unter Wechselbeanspruchung von 0,76 bis 0,83 bzw. 0,6 bis 0,67. Dagegen verhalten sich die zugschwellbeanspruchten HFH-behandelten Trägerversuche mit Verhältnissen zwischen 0,1 und 0,97 untypisch.

Anhand der Boxplot-Darstellung in Bild 5-50 und Bild 5-51 lässt sich der Median sowie das untere und obere Quartil, als auch die Minimal- und Maximalwerte der einzelnen Serien erkennen. Die Differenzierung nach Nachbehandlungszustand zeigt, dass HiFIT die größte Streuung und gleichzeitig den geringsten Medianwert mit 0,56 aufweist. Selbst die unbehandelten Versuchsträger weisen für einen unbehandelten Zustand einen recht hohen Medianwert von 0,6 auf. Die PIT-behandelten Versuchsträger erreichen einen Median von 0,66.

Der Boxplot in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses in Bild 5-51 scheint aufschlussreicher. Unter Spannungsverhältnis von $R = -1$, also Wechselbeanspruchung, wird ein deutlich höherer Median erreicht als unter Zugschwellbeanspruchung mit $R = 0,1$.

Die weitere Differenzierung nach Nachbehandlungszustand und Spannungsverhältnis zeigt, dass selbst im unbehandelten Zustand die Phase bis zur Rissinitiierung bei Wechselbeanspruchung deutlich länger dauert als bei der Zugschwellbeanspruchung. Bei wechselnder Beanspruchung kommt es zu mikroriss-schließenden Effekten durch die Druckbeanspruchung, dies führt, wie sich in Bild 5-51 erkennen lässt, zu einer verzögerten Rissinitiierung gegenüber den zugschwellbeanspruchten Versuchen. Durch die HFH-Behandlung kann die Rissinitiierungsphase bei Wechselbeanspruchung deutlich verlängert werden, bei der Zugschwellbeanspruchung zeigt sich eine große Streubreite und eine geringfügige Verlängerung von nur 10 %.

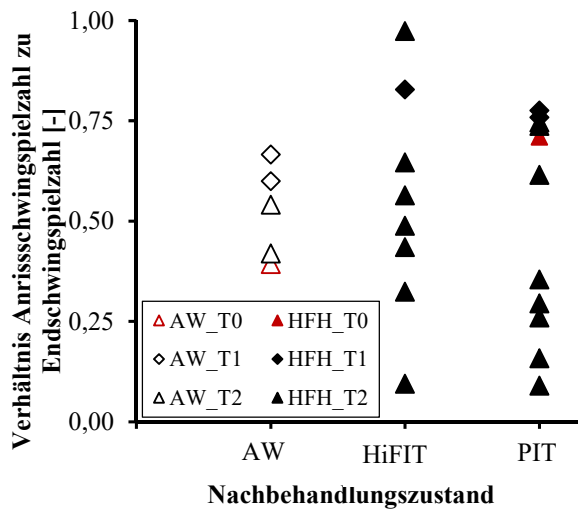


Bild 5-48: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands

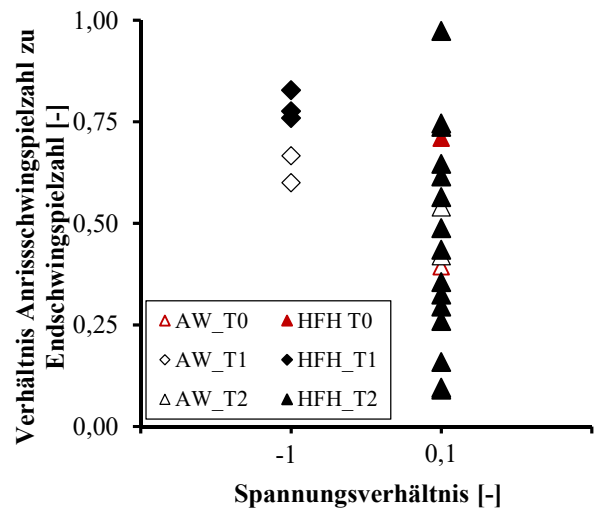


Bild 5-49: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R

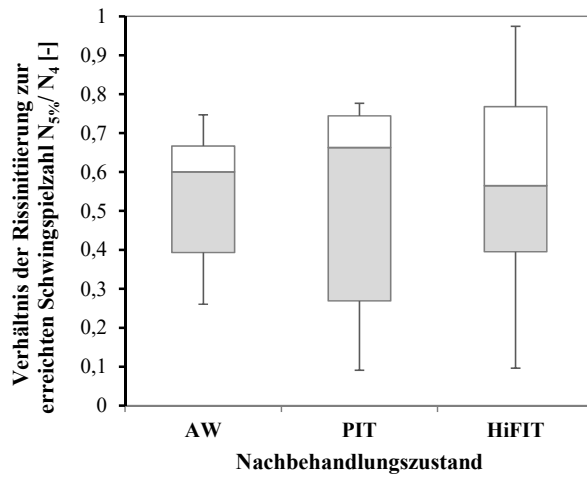


Bild 5-50: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands

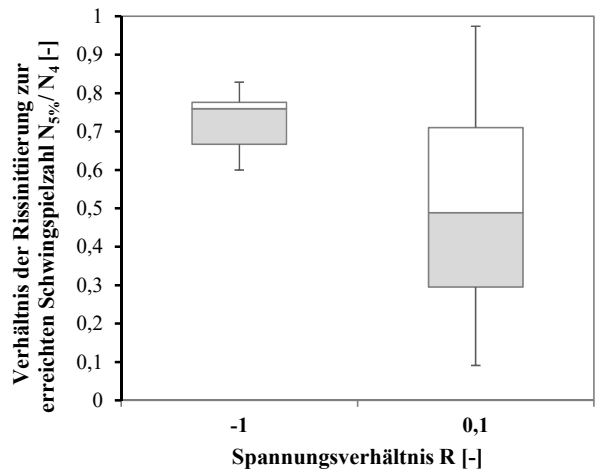


Bild 5-51: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R

6 Evaluierung der beeinflussenden Faktoren

6.1 Datengrundlage zur Beurteilung der Bemessungskonzepte

6.1.1 Überblick

Innerhalb des DAST-Forschungsprojekts [94] wurde eine Datenbank mit HFH-Ermüdungsversuchen und deren Referenzversuche im unbehandelten Zustand erstellt, siehe Abschnitt 4 [94]. In vielen Fällen werden Kerbfälle der aufgeschweißten Bleche, beispielsweise Längs- oder Quersteifen zur Aussteifung von Trägerstrukturen aufgrund des Ermüdungsnachweises maßgebend. Anhand von Untersuchungen in OptiBri [74] konnte festgestellt werden, dass bei Verbunddeckbrücken die Quersteife im Fall einer Verbesserung des Stumpfstoßes im Längsträger bemessungsmaßgebend wird.

Deshalb wurden bei der Zusammenstellung der Daten die in Tabelle 6-1 dargestellten Konstruktionsdetails nach DIN EN 1993-1-9 berücksichtigt. Eine Übersicht über die Verteilung der Daten hinsichtlich des Konstruktionsdetails kann Bild 6-1 entnommen werden.

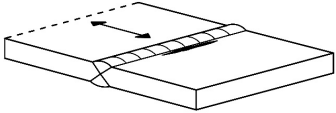
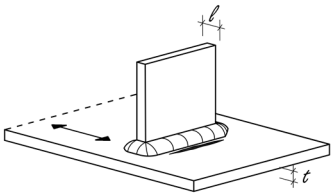
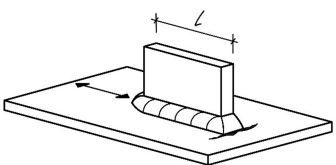
Ziel des DAST-Forschungsprojekts [94] war es, Bemessungsregeln für Neukonstruktionen in Form einer DAST-Richtlinie zu entwickeln. Bei der in den folgenden Abschnitten erläuterten statistischen Auswertung und Bewertung wurden deshalb nur Ermüdungsversuche einbezogen, die nach dem Schweißvorgang HFH-behandelt wurden. Tatsächlich wurden aber auch Versuchsdaten in die Datenbank mitaufgenommen, die einer dynamischen oder statischen Vorbeanspruchung bis zum Ende der rechnerischen Lebensdauer unterzogen und erst im Anschluss daran nachbehandelt wurden. Diese Versuche entsprechen einem Szenario von Bauteilen, die erst im Anschluss an eine gewisse Lebensdauer oder einen bestimmten Montagezustand eine HFH-Behandlung unterzogen werden. Auf diese Ergebnisse wird im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen. Detailliertere Betrachtungen dazu können dem Schlussbericht zum DAST-Forschungsvorhaben [94] entnommen werden.

Eine weitere Versuchsart sind die HFH-behandelten Versuche, die einer verhältnismäßig hohen statischen oder zyklischen Vorbeanspruchung unterzogen wurden und im Anschluss daran unter der Ermüdungsbeanspruchung geprüft wurden. In erster Linie dienen diese Ergebnisse der Ermittlung der Grenzbereiche der einwirkenden Beanspruchung, um beispielsweise Eigenspannungsabbau durch hohe Beanspruchungszustände zu vermeiden bzw. abzugrenzen. Die aus der Datenbank und eigenen Versuchen innerhalb des Projekts geprüften Versuche hinsichtlich der Überlasten bzw. Anwendungsgrenzen sind in Abschnitt 6.5.1 erläutert.

Bei der Datensammlung wurden die Ermüdungsversuche der in Tabelle 6-2 zusammengestellten Projekte berücksichtigt. Die Datensammlung beschränkt sich vorwiegend auf Versuchsserien aus dem deutschsprachigen Raum, deren Parameter, beispielsweise Stahlgüten für den deutschen und europäischen ermüdungsbeanspruchten Anwendungsbereich, relevant sind. Bei der Zusammenstellung der Ermüdungsversuche wurde neben den Grundkriterien auf die Nachvollziehbarkeit der Datensätze besonders Wert gelegt. Aufgenommen wurden Versuchsreihen, die Angaben zu Geometrie, Schweißverfahren, HFH-Verfahren, verwendete Werkstoffe und Beanspruchungsparameter enthielten. Nähere Informationen zur Auswahl der Daten sind in Abschnitt 4 von [94] enthalten.

Anhand einer Gegenüberstellung von Bemessungskonzepten und HFH-behandelten Ermüdungsversuchen werden die empfohlenen Ermüdungsfestigkeiten im Folgenden beurteilt. Die Aussagekraft der Datenbank durch die Anzahl der zu den Kriterien vorliegenden Daten ist im Folgenden kurz und im Forschungsbericht [94] detailliert dargestellt.

Tabelle 6-1: Übersicht der bisher untersuchten geschweißten Konstruktionsdetails

Schematische Darstellung	Beschreibung
	Querbelasteter Stumpfstoß gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] Tab.8.3
	Unbelastete Quersteife gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] Tab.8.4
	Unbelastete Längssteife gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] Tab.8.4

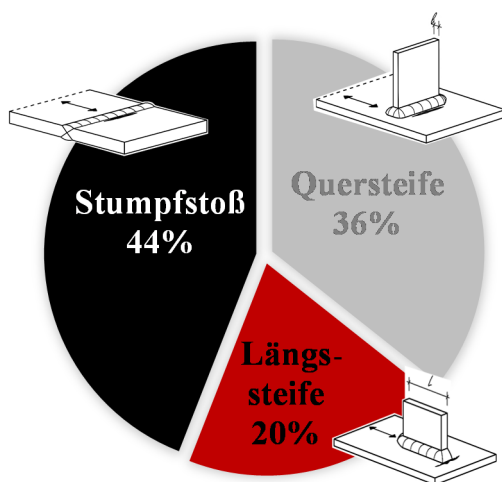


Bild 6-1: Zusammensetzung der ausgewerteten Daten von Ermüdungsversuchen

Tabelle 6-2: Übersicht der enthaltenen Forschungsprojekte und deren Versuchsdaten

Kurzbezeichnung Forschungsprojekt	Versuchsdurchführende FSt.	Stahlgüte	Kerbdetail	Nachbehandlungsverfahren	Anzahl Versuchsdaten N [-]
Anwendung HFH im Wasserbau [96]	KIT, Stahl- und Leichtbau KE, Uni Stuttgart	S235	unbelastete Quersteife	HiFIT, PIT	70
Experimentelle Untersuchungen zum PIT-Verfahren [87]	KE, Uni Stuttgart	S355	querbelasteter Stumpfstoß	PIT	52
		S690	unbelastete Quersteife		
		S355			
		S690			
Hochfeste Stähle bei Offshore Windenergieanlagen [129], P633	KIT, Stahl- und Leichtbau	S460	querbelasteter Stumpfstoß	UIT	68
unbelastete Quersteife					
Refresh [163] Nr. 02PB2103 (BMBF) / P702	KIT, Stahl- und Leichtbau	S355	unbelastete	UIT, HiFIT	665
		S690	Längssteife		
		S355	querbelasteter		
		S690	Stumpfstoß		
Höherfeste Stähle unter Ermüdungsbeanspruchung [89] IGF-Nr.: 13866 / P620	KE, Uni Stuttgart	S355	unbelastete Quersteife	UIT	165
		S460			
		S690			
Enhancement of thin-walled high-strength steel joints [104]	Mechanical Engineering, Dep. Product Engineering, Montanuniversität Leoben (AT)	S355	unbelastete	PIT	104
		S690	Quersteife		
		S355	querbelasteter		
		S690	Stumpfstoß		
		S355	unbelastete		
		S690	Längssteife		
SBRI – Sustainable Bridges [101]	KE, Uni Stuttgart	S355	unbelastete Quersteife	PIT	4
Marquis [109]		S700	unbelastete Längssteife	UIT	23
Schwingend beanspruchte Tragwerke von Lastaufnahmemitteln [115]	DYNATEC GmbH	S700	querbelasteter Stumpfstoß	HiFIT	23
DASr-Rili HFH, IGF-Nr.: 17886	KIT, Stahl- und Leichtbau KE, Uni Stuttgart	S355	Unbelastete Quersteife	HiFIT, PIT	118
Okawa [123]		S355	Unbelastete Quersteife		4

6.1.2 Datenumfang nach verschiedenen Kriterien

Die Verteilung der Versuchsdaten auf die Konstruktionsdetails und den Nachbehandlungszustand (AW = unbehandelt; HFH = HFH-behandelt) zeigt Tabelle 6-3 bzw. Bild 6-2. Eine Vielzahl an Versuchsdaten steht für den Stumpfstoß mit 567 Datensätzen, dicht gefolgt von der Quersteife mit 459 Versuchsdaten zur Verfügung. Die Längssteife ist mit insgesamt 261 Versuchsdaten weniger stark belegt.

In Tabelle 6-4 ist die Datenanzahl je Stahlgüte in Abhängigkeit des Behandlungszustands aufgelistet, Bild 6-3 veranschaulicht die Proportionen dieser Daten. 81 % der Daten entfallen auf die Stahlgüten S355 und S690. Für die Stahlgüten S235 und S460 beschränkt sich die Anzahl der Versuchsdaten auf 60 und 63 Versuchsergebnisse im nachbehandelten Zustand. Für den unbehandelten Zustand liegen 10 und 35 Ergebnisse vor.

Die Tabelle 6-5 fasst die Anzahl der Versuchsdaten nach unterschiedlichen Nachbehandlungsverfahren zusammen. Mit einer Anzahl von 399 liegt das UIT-Verfahren noch vor dem HiFIT-Verfahren mit 351 Versuchen. Die unbehandelten Referenzversuche erreichen eine Anzahl von 336 und mit PIT wurden 201 Versuchskörper nachbehandelt.

Tabelle 6-3: Anzahl der Datenbanksätze nach Konstruktionsdetail

	AW	HFH	Summe
Quersteife	161	298	459
Längssteife	63	198	261
Stumpfstoß	112	455	567
Gesamt	336	951	1287

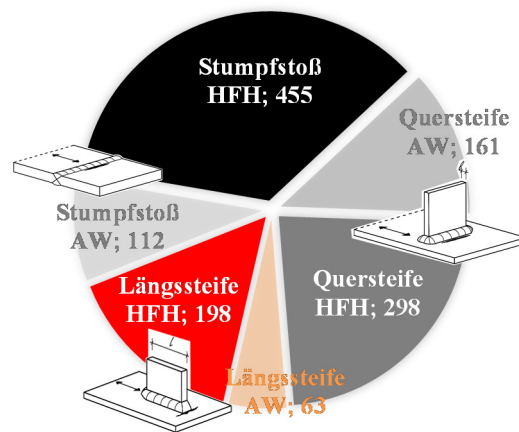


Bild 6-2: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Konstruktionsdetail

Tabelle 6-4: Anzahl der Datenbanksätze nach Stahlgüte

Stahlgüte	AW	HFH	Summe
S235	10	60	70
S355	147	402	549
S460	35	63	98
S690	126	370	496
S700	18	28	46
S960	-	28	28
Gesamt	336	951	1.287

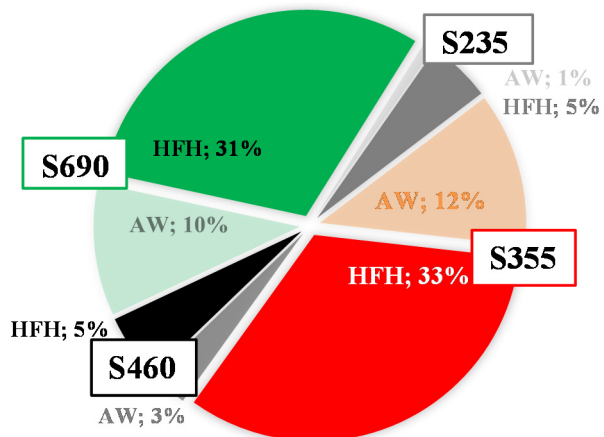


Bild 6-3: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Stahlgüte

Die Anzahl der Datenbanksätze nach Nachbehandlungsverfahren ist in Tabelle 6-5 gegeben. Für das Nachbehandlungsverfahren UIT liegen die meisten Daten vor, gefolgt von den AW-Referenzversuchen. Innerhalb der Datenbank wurden verschiedene Versuchstypen berücksichtigt. Dieses Kriterium bezieht sich auf die Vergleichbarkeit zu realen Bauwerken mit realitätsnahen Eigenspannungs- und einwirkenden Spannungszuständen. Es wurde differenziert in Kleinversuch, Bauteilversuch und Trägerversuch. Die Kleinversuche sind meist Versuchskörper, die in Reihe mit mehreren Versuchskörpern geschweißt wurden und anschließend getrennt wurden. So ergeben sich beispielsweise gegenüber Bauteilversuchen, die beispielsweise bei der Quersteife im Gegensatz zu den Kleinversuchskörpern eine volle Umschweißung der Quersteife aufweisen, meist gutmütigere Eigenspannungszustände. Eine weitere Kategorie ist der Trägerversuch. Hier liegen Eigenspannungszustände vor, die am ehesten realen Konstruktionen entsprechen, wo sich durch den Zusammenbau kritischere Eigenspannungszustände ergeben, vgl. Abschnitt 5.7. Tabelle 6-6 zeigt die in der Datenbank enthaltene Anzahl an Versuchen unterteilt nach Versuchstyp. Die Kleinversuche sind mit einer Anzahl von 1237 am häufigsten vertreten. Es wurden bei der Auswertung außerdem 43 Trägerversuche und 7 Bauteilversuche berücksichtigt.

In Bild 6-4 sind die Prozentsätze der vorliegenden Daten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R, Tabelle 6-7 zeigt die Anzahl. Es sticht hervor, dass eine Vielzahl der Versuchsdaten im Bereich des Spannungsverhältnisses $R = 0,1$ liegt und für den kritischeren, aber selten auftretenden Bereich $R \geq 0,5$ lediglich 123 Versuchspunkte zur Verfügung stehen.

Tabelle 6-8 gibt den Gesamtüberblick aller in der Datenbank berücksichtigten Versuchsdaten in Abhängigkeit des Kerbdetails, des Behandlungszustands, des Spannungsverhältnisses und der nominellen Stahlgüte.

Tabelle 6-5: Anzahl der Datenbanksätze nach Nachbehandlungsverfahren

Nachbehandlungsverfahren	Anzahl der Versuche
AW	336
UIT	399
HiFIT	351
PIT	201
Gesamt	1287

Tabelle 6-6: Anzahl der Datenbanksätze nach Versuchstyp

Versuchstyp	Anzahl der Versuche
Kleinversuche	1237
Bauteilversuche	7
Trägerversuche	43
Gesamt	1287

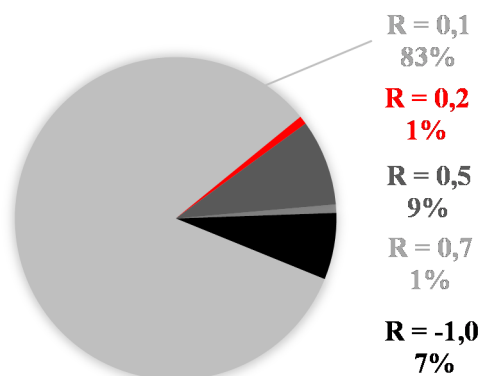
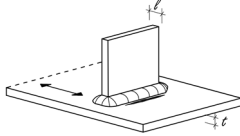
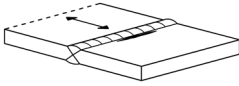
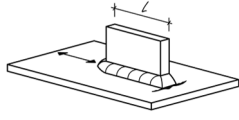


Tabelle 6-7: Anzahl der Datenbanksätze nach Spannungsverhältnis

Spannungsverhältnis	Anzahl der Versuche
$R = 0,1$	1079
$R = 0,2$	11
$R = 0,5$	112
$R = 0,7$	11
$R = -1,0$	87

Bild 6-4: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Spannungsverhältnis R

Tabelle 6-8: Übersicht der Datengrundlage zum Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss aller Details

		Anzahl der jeweils vorliegenden Versuchsdaten [-] *(inkl. Durchläufer, ohne BT*, TV*, nur „nach Schweißvorgang“)								
		Einwirkendes Spannungsverhältnis R [-]								
Stahlgüte nach DIN EN 10025	Nachbehandlung									
		-1,0	0,1	0,5	-1,0	0,1	0,5	-1,0	0,1	0,5
S235	AW		10							
	HFH		15							
S355	AW	8	53		7	55	0		25	
	HFH	11	73	4	16	117	27		63	
S460	AW		27			8				
	HFH		38			25				
S690	AW	12	35	6	7	33	9		27	0
	HFH	7	37	14	16	79	25		75	8
S700	AW							6	5	
	HFH							6	6	
S960	AW					4				
	HFH					12				
Summe		38	288	24	46	333	61	12	201	8

* BT-Bauteilversuche, TV-Trägerversuche

6.2 Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Quersteifenversuche nach Einflusskriterien

6.2.1 Mittelspannungseinfluss in Abhängigkeit der Streckgrenze

Mittelspannungseinfluss. Im Folgenden wird anhand der existierenden Versuchsdaten der unbelasteten Quersteife mit HFH-Nachbehandlung der Einfluss der Mittelspannung untersucht. Tabelle 6-8 gibt eine Übersicht über die Anzahl und Kriterien der vorliegenden Daten aus der Datenbank, u. a. für die Quersteife hinsichtlich eines variierenden Spannungsverhältnisses R. Es wird deutlich, dass hauptsächlich für die Werkstoffe S355 und S690 Daten mit variierendem Spannungsverhältnis R vorliegen. Deshalb wird nachfolgend anhand dieser Daten der Einfluss der Mittelspannung im behandelten und unbehandelten Zustand veranschaulicht.

Bild 6-5 zeigt den Mittelspannungseinfluss für unbehandelte Ermüdungsversuche (aw) in Abhängigkeit der Stahlgüte und der Versuchsart. Die dargestellte Wöhlerlinie für den Kerbfall unbelastete Quersteife mit 80 N/mm² veranschaulicht die verhältnismäßig guten Ergebnisse, die mit der Stahlgüte S690 erzielt

werden konnten. Anhand Bild 6-5 ist außerdem zu erkennen, dass selbst im unbehandelten Zustand die Wechselbeanspruchung $R = -1,0$ zu höheren Schwingspielzahlen führt als unter Zugschwellbeanspruchung $R = 0,1$ und $R = 0,5$. Das gilt gleichermaßen für die Stahlgüte S355 und S690.

Ausgeprägter erscheint der Mittelspannungseinfluss in Bild 6-6 für die HFH-behandelten Versuchsergebnisse. Hier wird der Unterschied durch die Spannungsverhältnisse noch deutlicher. Die unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$ geprüften Versuchsdaten zeigen deutlich geringere Lebensdauern als unter $R = 0,1$.

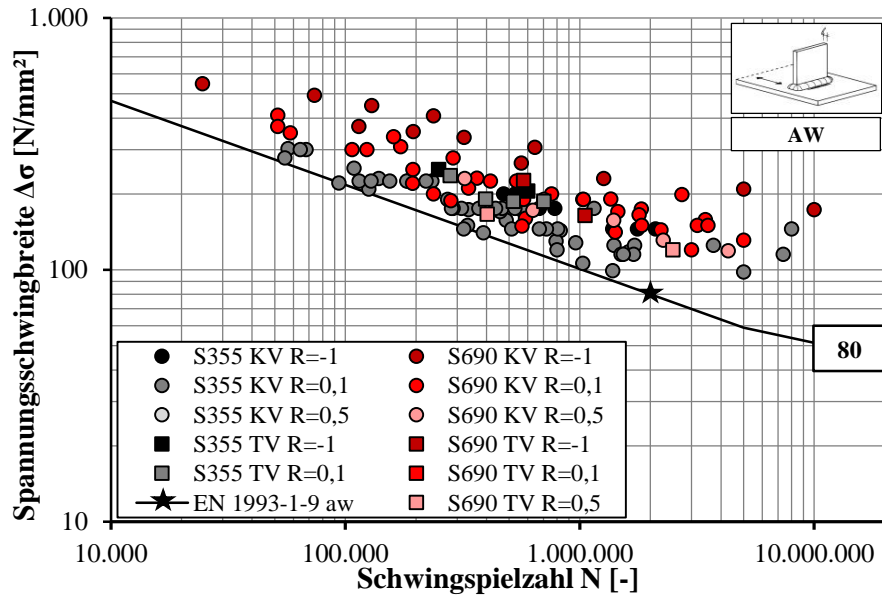


Bild 6-5: Mittelspannungseinfluss an unbehandelter Quersteife an S355 und S690

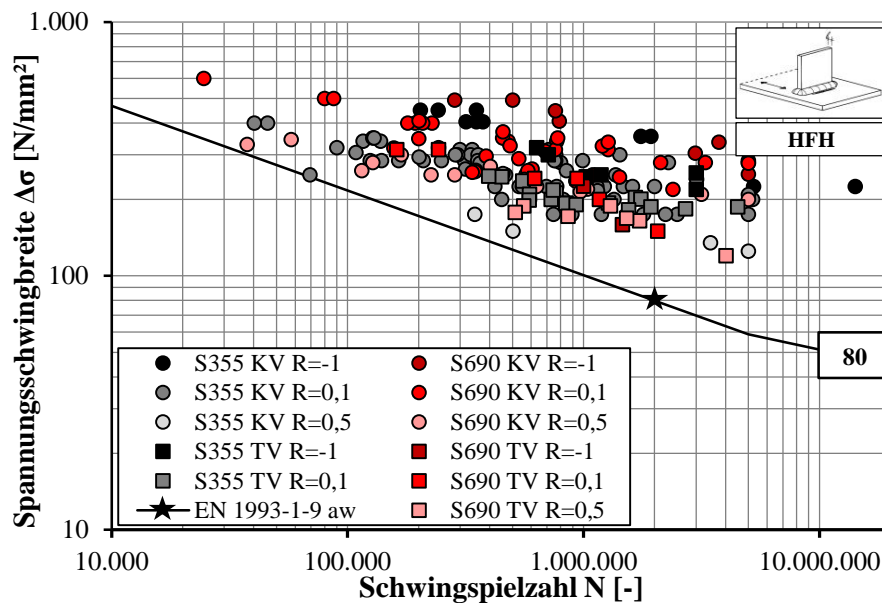
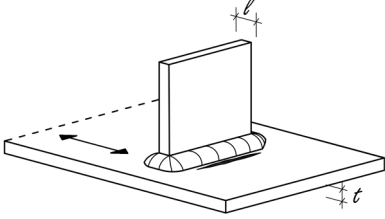


Bild 6-6: Mittelspannungseinfluss an HFH-behandelter Quersteife an S355 und S690

Tabelle 6-9 zeigt die Übersicht der statistischen Auswertung mittels linearer Regression nach [6] (siehe Kapitel 5.2) der Versuchsdaten zur Quersteife mit variierendem Spannungsverhältnis und Streckgrenze.

Es wurde sowohl unter variabler als auch unter fester Wöhlerlinienneigung ausgewertet. Gegeben sind die ermittelten Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_c$, sowie in Klammern die Werte der variablen und festen Neigung und die zugrunde gelegte Anzahl an Versuchsergebnissen nach Abzug der Durchläufer (DL), Bauteil- (BT) und Trägerversuche (TV).

Tabelle 6-9: Auswertung des Mittelspannungs – und Streckgrenzeinflusses der Quersteife

		Bezugswert der Spannungsschwingbreite bei 2×10^6 Lastwechsel $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] (m) (N_{Versuche}) *Auswertung der vorliegenden Versuchsdaten nach Hintergrunddokument [6] (exkl. DL*, BT*, TV*)			m	
		R [-]				
Stahlgüte nach DIN EN 10025	Nachbehandlung	-1,0	0,1	0,5		
S235	AW		81,9 (3,0) (8)		variabel	
	HFH		182,3 (11,8) (12)			
S355	AW	122,3 (4,0) (8)	83,6 (3,2) (49)			
	HFH	305,4 (8,1) (8)	134,4 (3,7) (65)	111,1 (8,7) (4)		
S460	AW		80,5 (3,1) (26)			
	HFH		139,1 (4,9) (19)			
S690	AW	162,9 (4,0) (10)	107,4 (3,6) (31)	121,3 (3,8) (6)		
	HFH	293,8 (4,8) (6)	155,0 (3,6) (34)	170,3 (7,2) (13)		
S960	HFH		205,8 (3,8) (9)			
S235	AW		83,8 (3,0) (8)			fest
	HFH		103,9 (5,0) (12)			
S355	AW	105,5 (3) (8)	78,5 (349)			
	HFH	234,3 (5) (8)	156,7 (5) (65)	90,5 (5) (4)		
S460	AW		77,6 (3) (26)			
	HFH		142,0 (5) (19)			
S690	AW	115,0 (3) (10)	91,9 (3) (31)	108,1 (3) (6)		
	HFH	305,7 (5) (6)	188,2 (5) (34)	134,7 (5) (13)		
S960	HFH		251,1 (5) (9)			

*DL-Durchläufer, BT-Bauteilversuche, TV-Trägerversuche

Im Haigh-Diagramm (Bild 6-7) sind die mit variabler Wöhlerlinienneigung ausgewerteten Serien aus Tabelle 6-9 aufgetragen. Die drei ausgewerteten Spannungsverhältnisse $R = -1$, $R = 0,1$ und $R = 0,5$ sind mit gestrichelten Geraden angedeutet. Die ausgewerteten Serien sind in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Streckgrenze mit unterschiedlichen Symbolen dargestellt.

Für alle dargestellten Serien ergibt sich unabhängig vom Nachbehandlungszustand ein Mittelspannungseinfluss. Lediglich der Einfluss zwischen den Spannungsverhältnissen $R = 0,1$ und $R = 0,5$ ist gering, so dass sich annähernd horizontale Verbindungsgeraden ergeben.

Deutlich wird der Einfluss der Mittelspannung am Unterschied zwischen Zugschwellbelastung $R = 0,1$ und den wechselbeanspruchten Serien mit $R = -1,0$ für die Stahlgüten S355 und S690, denn die positive Wirkung der Wechselbeanspruchung im HFH-nachbehandelten Zustand ist besonders ausgeprägt.

Die Ergebnisse der Serien mit dem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ zeigen für alle Behandlungszustände bessere Werte als allgemein erwartet. Für die Stahlgüte S690 liegt sowohl die Festigkeit der unbehandelten als auch der HFH-behandelten Serie geringfügig über der Ermüdungsfestigkeit der zugschwellbeanspruchten Serien mit $R = 0,1$. Die gutmütigen Ergebnisse für $R = 0,5$ könnten der relativ flachen Neigung der Versuchsserien ebenso wie dem generell eigenspannungsarmen Zustand von Kleinprüfkörpern geschuldet sein.

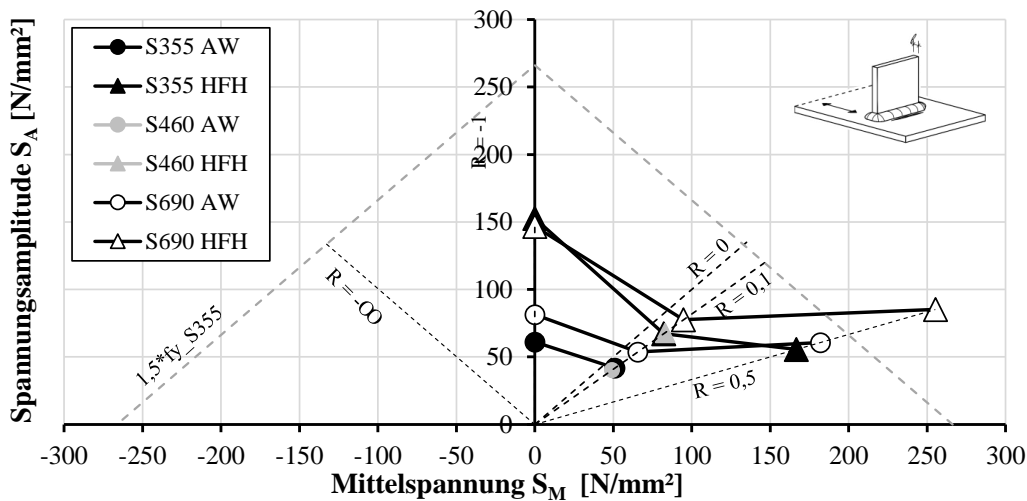


Bild 6-7: Spannungsamplitude S_A bei 2×10^6 Schwingspielen in Abhängigkeit der Mittelspannung S_M der Quersteife unter variabler Neigung ($m = \text{var.}$)

Als Maß für den Einfluss der Mittelspannung gilt u.a. die *Mittelspannungsempfindlichkeit* M nach Schütz [144] entsprechend Gleichung (6.1). Sie beschreibt die Neigung zwischen den einzelnen betrachteten Spannungsverhältnissen und lässt eine quantitative Bewertung des Mittelspannungseinflusses zu. Unterschieden werden die beiden Grenzfälle $M = 0$ und $M = 1$. Dabei bedeutet $M = 0$, dass sich auf die Ermüdungsfestigkeit kein Einfluss aus der Änderung der Mittelspannung S_M ergibt und allein die Spannungsamplitude S_A den Wert bestimmt. Generell steigt die Mittelspannungsempfindlichkeit mit der Zugfestigkeit der Legierung. Das hängt nach Schütz [144] mit der Abnahme des zyklischen Relaxations- und Kriechverhalten bei höherfesten Werkstoffen zusammen.

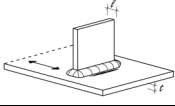
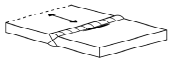
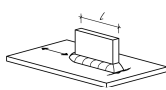
Entsprechend der Darstellung im Dauerfestigkeitsschaubild nach Haigh, bedeutet eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0$, dass die betrachteten Punkte auf einer horizontalen Gerade liegen.

$$M = \frac{[S_A(R = -1) - S_A(R = 0,1)]}{S_m(R = 0)} \quad (6.1)$$

Tabelle 6-10 gibt die Mittelspannungsempfindlichkeit M für alle Details und verfügbaren Daten in Abhängigkeit des Behandlungszustands aw oder HFH an. Die zugehörige grafische Darstellung zeigt Bild 6-8. In der Regel gelten die folgenden Mittelspannungsempfindlichkeiten M^* für geschweißte Bauteile für die gegebenen Spannungsverhältnisse:

- $M^* = 0,33$ für $(-1 \leq R \leq 0)$
- $M^* = 0,1$ ($0 < R \leq 0,5$)

Tabelle 6-10: Mittelspannungsempfindlichkeit der betrachteten Details gemäß Gleichung (6.1) nach Schütz [144]

Betrachtete Spannungsverhältnisse	Kerbdetail	Mittelspannungsempfindlichkeit M [-]				
						
		Stahlgüte	S355	S690	S355	S690
-1 zu 0,1	AW	0,38	0,42		0,58	-0,04
	HFH	1,04	0,73		0,93	0,24
0,1 zu 0,5	AW		-0,04		-0,11	
	HFH	0,07	-0,03	0,03	0,02	0,21

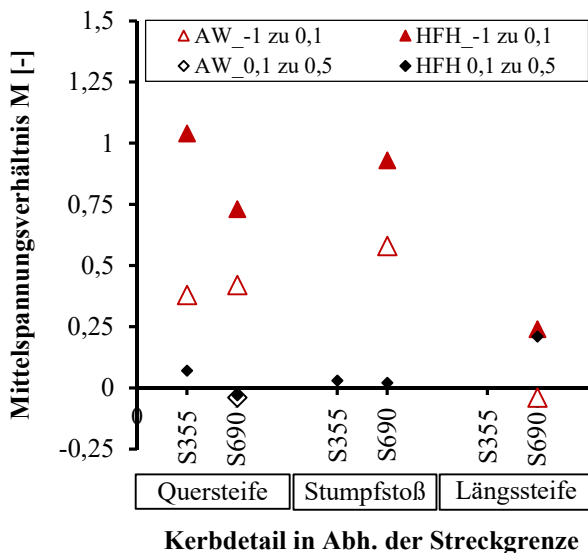


Bild 6-8: Mittelspannungsempfindlichkeit M entsprechend Gleichung (6.1) nach Schütz [144]

Die Darstellung aus Bild 4-7 zeigt ein idealisiertes Verhalten, das den Eigenspannungsabbau bei Erreichen der Streckgrenze f_y unabhängig von der Quantität und unabhängig vom Vorzeichen der Beanspruchung annimmt. Diese Annahme ist unter realen Bedingungen nicht gegeben. Zum einen verhält sich der Eigenspannungsabbau unter Druck- und Zugbeanspruchung unterschiedlich, zum anderen spielt die Häufigkeit der Belastung eine wesentliche Rolle.

Die stärkere Ausprägung des Mittelspannungseinflusses für HFH-nachbehandelte Details mag von dem verzögerten Eigenspannungsabbau aufgrund der lokalen Zunahme der Streckgrenze herrühren. Eigenspannungsmessungen nach verschiedenen Laststufen am Stumpfstoß durch Weich [170] haben bestätigt, dass beispielsweise für den S355J2 ein Eigenspannungsabbau erst bei einer Beanspruchung 15% über der realen Streckgrenze auftritt.

Laut DVS-Bericht Band 234 [84] bewegt sich der positive **Mittelspannungseinfluss** zwischen Schwingfestigkeit bei Zugschwellbeanspruchung ($R=0,1$) und der Wechselfestigkeit bei $R=-1,0$ zwischen 1,1 und 1,3 für geschweißte nicht-nachbehandelte Bauteile.

Ein Verbesserungsfaktor gegenüber der Schwingfestigkeit bei $R = 0,1$ für die Wechselfestigkeit bei $R = -1,0$ soll im Folgenden für die HFH-nachbehandelten Versuchsreihen identifiziert werden.

In Bild 6-9 ist das Verhältnis der Ermüdungsfestigkeiten zwischen einer Zugschwellbeanspruchung ($R = 0,1$) und Wechselbeanspruchung ($R = -1$) unter fester Neigung bei 50%-Versagenswahrscheinlichkeit aufgetragen.

Anhand Bild 6-9 fällt auf, dass es einen simplen Zusammenhang zu geben scheint. Vor allem bei HFH-nachbehandelten Versuchen unterscheidet sich die Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der Mittelspannung erheblich. Hier ist der positive Effekt bei Wechselbeanspruchung deutlicher gegenüber dem unbehandelten Zustand zu erkennen. Dieser beträgt in Abhängigkeit der Stahlgüte für HFH-behandelte Konstruktionen 1,46 für S355 bzw. 1,55 für S690.

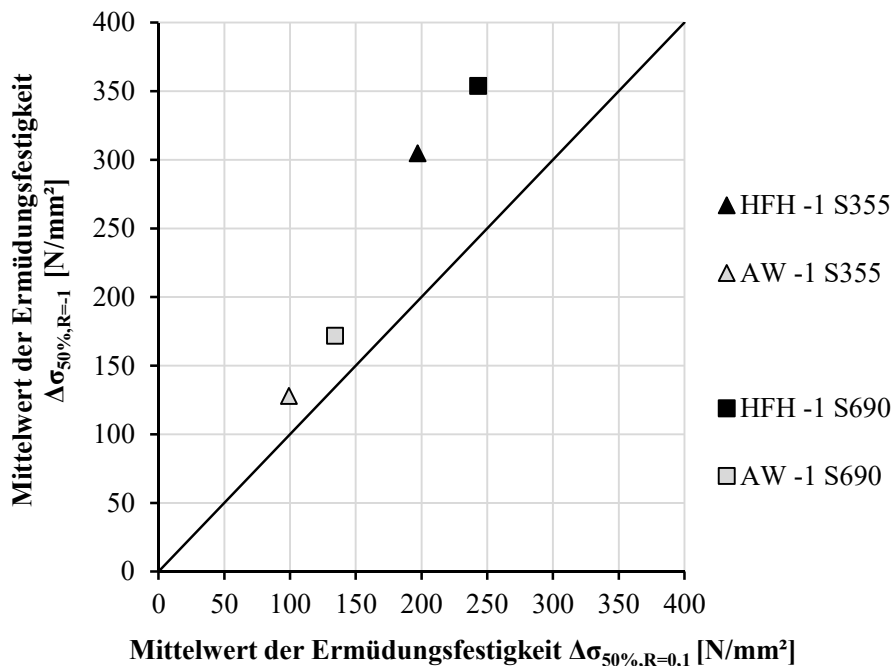


Bild 6-9: Verhältnis der Ermüdungsfestigkeiten unter Zugschwellbeanspruchung ($R = 0,1$) und Wechselbeanspruchung ($R = -1$) der Quersteife in Abhängigkeit des Behandlungszustands ($m = \text{fest}$)

Dagegen zeigt sich eine schwächere Ausprägung eines positiven Mittelspannungseinflusses bei den unbehandelten Serien von 1,29 für S355 und 1,28 für S690.

Streckgrenzeinfluss. Bild 6-10 zeigt die Versuchsdaten unbehandelter Quersteifenversuche in Abhängigkeit der Streckgrenze f_y unter Zugschwellbeanspruchung $R = 0,1$ im Vergleich zur nach DIN EN 1993-1-9 [28] ansetzbaren Ermüdungsfestigkeit von 80 N/mm^2 . Die Versuchsergebnisse der Serie S235, S355 und S460 zeigen eine gute Übereinstimmung mit der nach Norm geforderten Ermüdungsfestigkeit. Ein leicht verbessertes Ermüdungsfestigkeitsverhalten der Stahlgüte S690 gegenüber normalfesten Stählen, bzw. der Bemessungskennlinie von 80 N/mm^2 lässt sich abschätzen. Es zeigt sich für alle im Schweißzustand belassenen Serien eine gute Übereinstimmung mit der Wöhlerlinienneigung von $m = 3$. Das durch die HFH-Anwendung verbesserte Ermüdungsverhalten der unbelasteten Quersteife ist in Bild 6-11 deutlich zu erkennen. Das äußert sich zum einen durch eine Verschiebung der Wöhlerlinie, zum anderen erzeugen die nachbehandelten Versuchsdaten eine „Verdrehung“ der Wöhlerlinie, so dass eine flachere Neigung zustande kommt. Die Stahlgütenabhängigkeit HFH-behandelter Versuche hebt sich deutlich hervor, so kann man die einzelnen Streubänder der unterschiedlichen Werkstoffe in Bild 6-11

erkennen. Der Effekt scheint wesentlich ausgeprägter als bei den unbehandelten Versuchsdaten aus Bild 6-10.

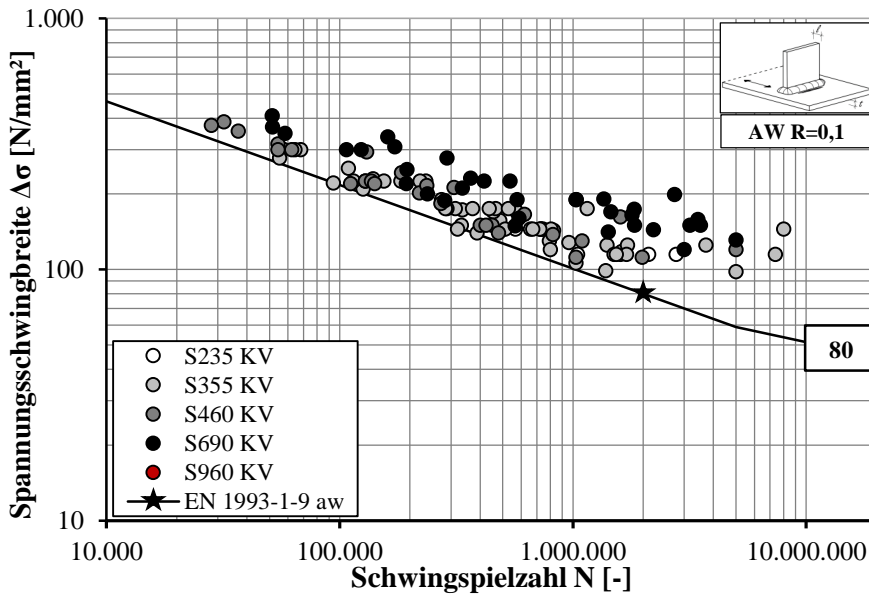


Bild 6-10: Streckgrenzeinfluss an unbehaltener Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$

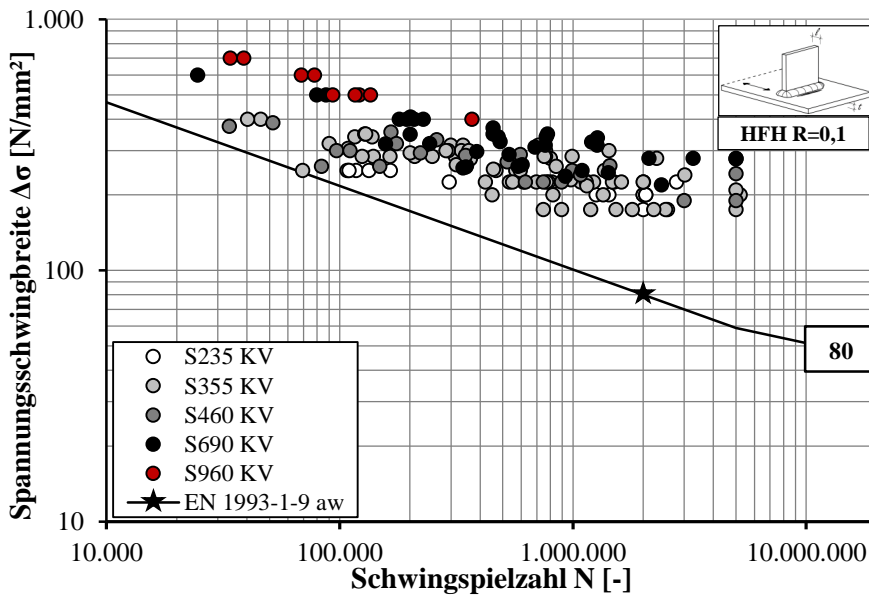


Bild 6-11: Streckgrenzeinfluss an HFH-behandelter Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$

Bild 6-12 stellt die ausgewerteten Serien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Stahlgüte für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ unter Annahme einer freien Wöhlerlinienneigung für die unbelastete Quersteife dar. Ein Ermüdungsfestigkeitszuwachs für alle geprüften Stahlgüten gegenüber dem unbehaltenden Zustand kann bestätigt werden. Ungewöhnlich hoch ist die erreichte Ermüdungsfestigkeit der HFH-nachbehandelten Serie am Baustahl S235 aus [96]. Für alle weiteren Stahlgüten lässt sich im HFH-nachbehandelten Zustand eine zunehmende Steigerung der Festigkeit ablesen.

Die Ermüdungsfestigkeiten der unter Wechselbeanspruchung $R = -1,0$ geprüften Serien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Stahlgüte sind u.a. in Bild 6-12 gegeben. Die Datengrundlage ist, wie

in Abschnitt 6.1.2 erläutert, gering. Für die unbehandelte Quersteife zeigt sich auch hier ein Einfluss aus variierender Streckgrenze, so dass für S690 ein größerer Widerstand erreicht wird als für den normalfesten Baustahl S355. Bei Gegenüberstellung der HFH-behandelten Serie fällt auf, dass der Widerstand der Serie S355 einen geringfügig größeren Wert erreicht als die Serie S690, was sehr ungewöhnlich ist. Dies liegt in diesem Fall an der Auswertung mit einer freien Wöhlerlinienneigung m_{frei} . In Tabelle 6-9 wird deutlich, dass die Serie S355 eine relativ flache freie Neigung von $m_{\text{frei}, S355} = 8$ im Gegensatz zur eher üblichen Neigung der Serie S690 von $m_{\text{frei}, S690} = 4,9$ erreicht. Das Gleiche lässt sich für die Versuchsdaten der Streckgrenze S235 beobachten. Bei Auswertung mit freier Wöhlerlinienneigung wird ein Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit von 182 N/mm^2 bei $m_{\text{frei}} = 12$ erreicht. Unter Auswertung mit fixer Neigung fügen sich die beiden auffälligen Punkte (S235, HFH-behandelt mit $R = 0,1$ und S355, HFH-behandelt mit $R = -1$) in die „Geraden“ ein.

Weshalb die Wöhlerlinienneigung bei den HFH-behandelten Versuchen aus S235 auffällig niedrig verläuft, konnte nicht abschließend geklärt werden, siehe auch Abschnitt 8.4.5.

Alles in allem, liegen die Ergebnisse auf der sicheren Seite und weisen Überfestigkeiten auf.

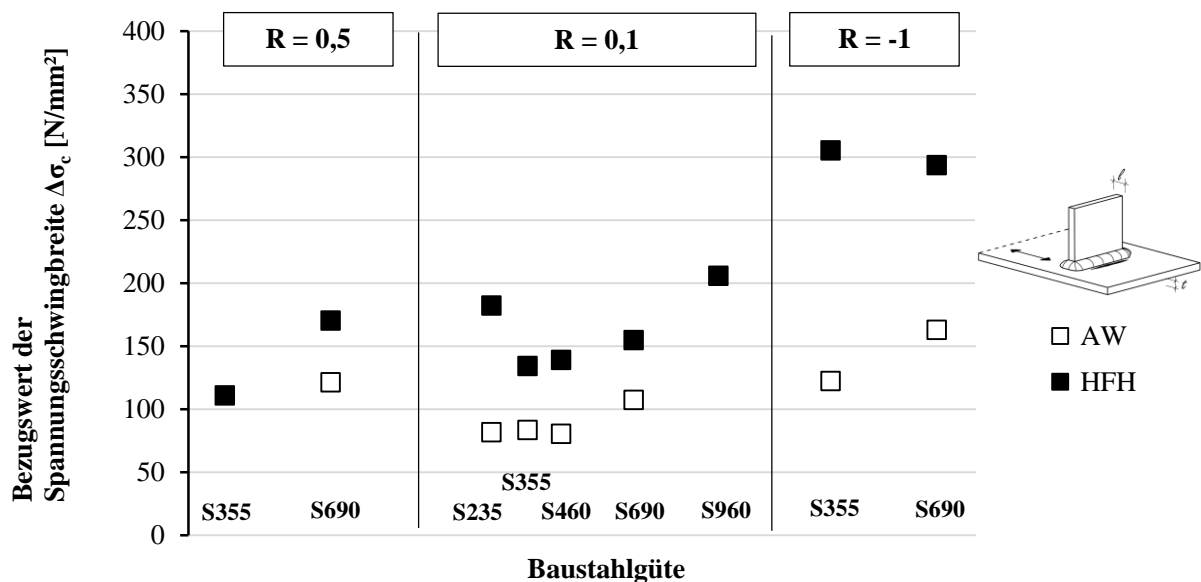


Bild 6-12: Streckgrenzeinfluss an unbehandelter und HFH-behandelter Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$, $R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung m_{frei}

6.2.2 Bauteileinfluss

6.2.2.1 Allgemeines

Voraussetzung für eine Quantifizierung von Einflüssen mittels statistischer Auswertung ist eine ausreichende Stichprobengröße. Laut Hintergrunddokument Doc 9.01 nach Brozetti et al. [6] ist eine „Mindestanzahl von 12 Ermüdungsversuchsergebnissen erforderlich, um ein gewisses Signifikanzlevel und somit eine statistisch abgesicherte Auslegung der Ergebnisse zu erreichen.“

Im Fall der Trägerversuche ist diese Anforderung für die statistische Auswertung aufgrund der beschränkten Anzahl der Versuche für einzelne Parameter nicht gegeben, siehe Bild 6-13. Lediglich für die Kombination aus Spannungsverhältnis $R = 0,1$ bei Stahlgüte S355 kann anhand der vorliegenden 17 Versuchsdaten eine statistisch abgesicherte Aussage getroffen werden.

Aus diesem Grund lassen sich anhand der aufgeführten Versuchsserien keine absoluten Werte für die Ermüdungsfestigkeit ableiten. Allerdings können anhand der Serienergebnisse Tendenzen erkannt werden.

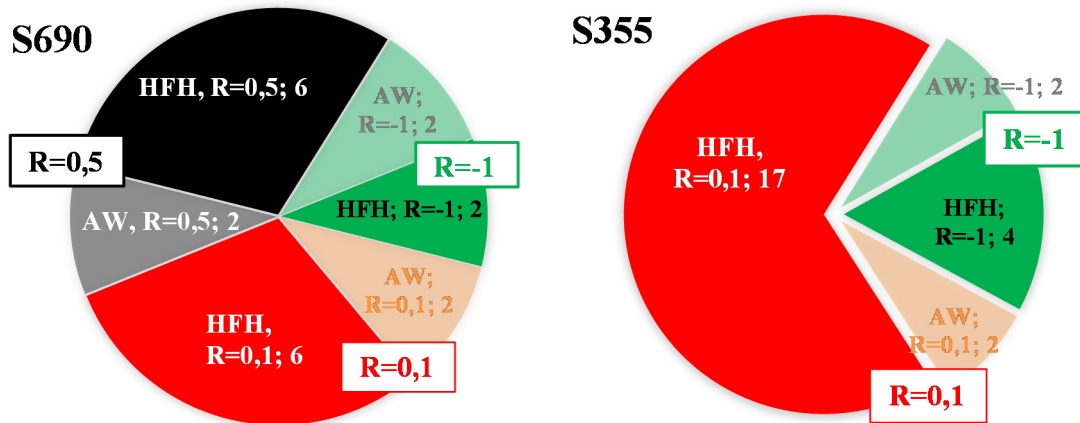
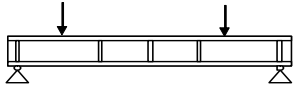
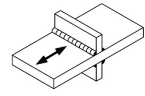


Bild 6-13: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze für Trägerversuche

6.2.2.2 Wie geschweißt

Die statistische Auswertung nach [6], hinsichtlich des 50- und 95%igen Bezugswertes der Ermüdungsfestigkeit unter variabler und fester Wöhlerlineienneigung aller unbehandelten Trägerversuche und der korrespondierenden Kleinversuche kann Tabelle 6-11 entnommen werden. Des Weiteren ist das Verhältnis der 50%igen Ermüdungsfestigkeit von Trägerserie $\Delta\sigma_{50\%,TV}$ zu Kleinprüfserie $\Delta\sigma_{50\%,KV}$ unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{fest,aw} = 3$ gegeben.

Tabelle 6-11: Statistische Auswertung aller unbehandelten Trägerversuche und zugehöriger Kleinversuchsreihen zur Quersteife unter fester und freier Neigung (falls möglich)

Stahlsorte	Zustand	Spannungsverhältnis										Verhältnis
			Querschnittsart	Anzahl der Versuche	Wöhlerlinienneigung	Ermüdungsfestigkeit 50%	Ermüdungsfestigkeit 95%	Anzahl der Versuche	Wöhlerlinienneigung	Ermüdungsfestigkeit 50%	Ermüdungsfestigkeit 95%	
			R	QS	n	m	$\Delta\sigma_{50\%}$	$\Delta\sigma_{95\%}$	n	m	$\Delta\sigma_{50\%}$	
S355	aw	-1	W	2	3*	131	23,8	8	3	128	106	1,02
									4,1	138	122	
S355	aw	0,1	W	4	3*	121	76,6	49	3	99	79	1,22
					2,9**	119	57,5		3,3	103	84	
S690	aw	-1	S	2	3*	141	52,5	10	3	172	115	0,82
									4	207	163	
S690	aw	0,1	S	1	Keine statistische Auswertung möglich//120			31	3	134	92	0,9
									3,6	145	107	
S690	aw	0,5	S	2	3*	112	15,2	6	3	134	108	0,84
									3,8	139	121	

* $m_{aw, fest} = 3$; ** m_{frei}

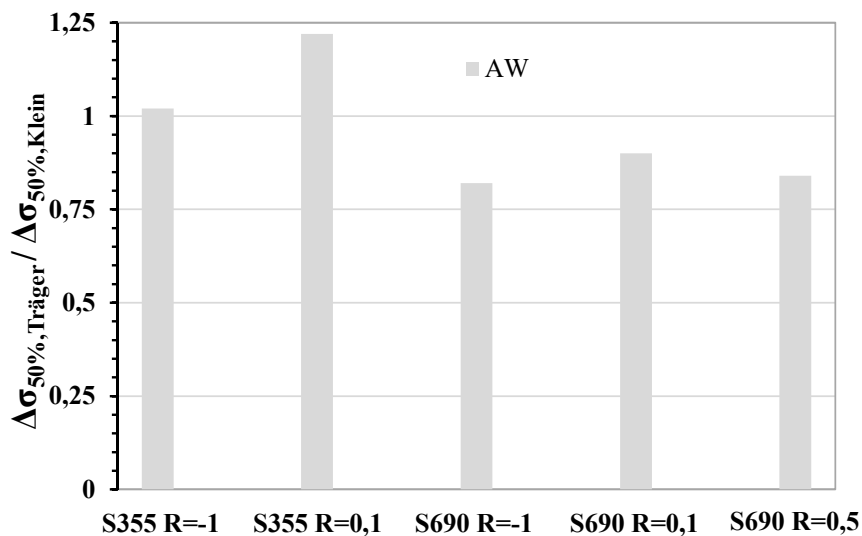


Bild 6-14: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger und Kleinversuchsreihen für den unbehandelten Zustand (aw)

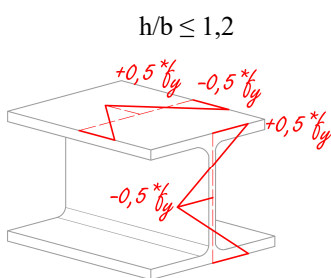
Anhand Bild 6-14 lässt sich der Bauteileinfluss für die unbehandelten Träger (aw) im Verhältnis zu den unbehandelten Kleinversuchen veranschaulichen. Erstaunlicherweise erreichen die Trägerversuche der S355-Serien Mittelwerte, die mit 102 und 122 % sogar über den Kleinversuchen liegen. Für S690 kann dieser Effekt nicht bestätigt werden. Hier liegen die Festigkeiten der Träger bei 82 bis 90 % der Kleinversuchsmittelwerte.

Es ist allerdings in verschiedene Trägerarten zu differenzieren, denn alle Stahlträger der Güte S355 waren gewalzte Breitflanschprofile mit eingeschweißten Quersteifen, die Träger der Stahlgüte S690 aus den Projekten OptiBri [74] und HSS [89] waren zusammengesetzte, also geschweißte Träger.

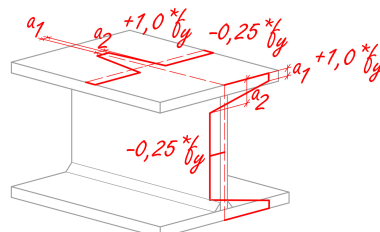
Nach ECCS-Dokument No.33 [48] wirken in Flanschmitte gewalzter Träger gerade mal ca 50 % der Streckgrenze als Zugeigenspannung. Bei geschweißten Trägerprofilen dagegen erreichen die Zugeigenspannungen in Flanschmitte ca. den Wert der Streckgrenze über einen Bereich, der sich in Abhängigkeit der Flanscbreite ergibt. Zur Vereinfachung sind die Verläufe linear verlaufend dargestellt, ein parabolischer Verlauf ist realitätsnaher. Eine detailliertere Darstellung unter Berücksichtigung der Einflüsse aus Schneidverfahren wurde in Schulz [143] bzw. von Herzog [78] wiedergegeben und bestätigt das Verhalten.

Grund für die sehr vorteilhaften Ergebnisse für die Stahlgüten S355, unabhängig vom Spannungsverhältnis selbst für den unbehandelten Zustand, kann demnach der vorteilhafte Eigenspannungszustand von Walzprofilen gegenüber geschweißten Trägerquerschnitten sein.

a) Gewalzter Querschnitt



b) Geschweißter Querschnitt



	a1	a2
Flansch	0,075*b	0,125*b
Steg	0,075(h-2t)	0,125(h-2t)

Bild 6-15: Eigenspannungsverlauf an Trägerquerschnitten in Abhängigkeit der Trägerart nach ECCS-Dokument No. 33 [48]

6.2.2.3 HFH-behandelt

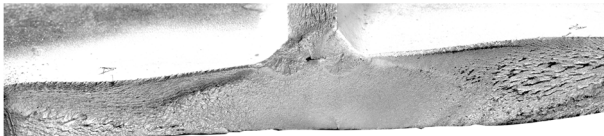
Die statistische Auswertung nach [6], hinsichtlich des 50- und 95%igen Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit unter variabler und fester Wöhlerlinienneigung aller HFH-behandelten Trägerversuche und der korrespondierenden Kleinversuche kann Tabelle 6-12 entnommen werden. Auch hier ist das Verhältnis der 50%igen Ermüdungsfestigkeit von Trägerserie $\Delta\sigma_{50\%,TV}$ zu Kleinprüfserie $\Delta\sigma_{50\%,KV}$ unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{fest,HFH} = 5$ gegeben.

Die Darstellung der Mittelwerte der HFH-behandelten Trägerversuche beim Verhältnis zu den Kleinversuchen ist in Bild 6-18 gegeben. Vor allem die mit Stern gekennzeichneten Säulen enthalten Versuchspunkte mit Grundmaterial-Versagen. Diese Datenpunkte sind relativ konservativ und verzerren das Verhältnis der erreichten Mittelwerte. Die Festigkeiten der Träger schwanken deshalb stärker von 48 zu 89 %. Dabei ist die Serie mit 89 % die Serie mit den meisten hinterlegten Versuchsdaten, ohne Grundmaterialversagen und folglich aussagekräftig. Die Serie S690 R = -1 mit 48 % dagegen, besteht nur aus zwei Versuchen mit Grundmaterialversagen.

Bild 6-17 zeigt die Verhältnisse der erreichten Mittelwerte der Trägerserien zu den Kleinversuchsserien. Für den HFH-behandelten Zustand werden Prozentsätze zwischen 45 und 90 % erreicht. Die sehr großen Abweichungen sind stark beeinflusst vom Versagen am Grundmaterial.

Anhand der geöffneten Bruchflächen der geschweißten Trägerprofile aus OptiBri [74] wird die Stelle der Rissinitiierung der Versuche mit Grundmaterialversagen deutlich. Diese traten vorwiegend im Bereich höchster Zugeigenspannungen der Flansche auf, siehe Bild 6-16. Bei Trägerserien mit geschweißten Bauteilen ist aufgrund des erhöhten Eigenspannungszustands vermehrt mit der Rissinitiierung im Grundmaterialbereich, also an den Flanschaußenkante in der Mitte des Querschnitts zu rechnen, siehe Bild 6-15.

T1



T7

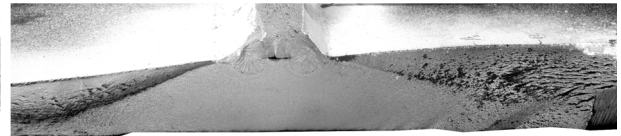
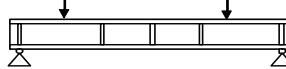
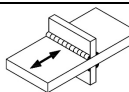


Bild 6-16: Bruchoberflächen der geschweißten Trägerversuche aus OptiBri [74]

Tabelle 6-12: Statistische Auswertung aller HFH-behandelten Trägerversuche und zugehöriger Kleinversuchsserien für das Detail Quersteife unter fixer und freier Neigung (falls möglich)

Stahlsorte	Zustand	Spannungsverhältnis									Verhältnis	
			Querschnittsart	Anzahl der Versuche	Wöhlerlinienneigung	Ermüdungsfestigkeit 50%	Ermüdungsfestigkeit 95%	Anzahl der Versuche	Wöhlerlinienneigung	Ermüdungsfestigkeit 50%		Ermüdungsfestigkeit 95%
			R	QS	n	m	$\Delta\sigma_{50\%}$	$\Delta\sigma_{95\%}$	n	m		$\Delta\sigma_{50\%}$
		[-]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	
S355	HFH	-1	W	4	5*	234	185	8	8,1	341	305	0,77
					2,2**	189	148		5	305	234	
S355	HFH	0,1	W	17	5*	176****	153	65	3,8	179	134	0,89
					4,4**	172****	146		5	197	157	
S690	HFH	-1	S	2	5*	171****	35	6	4,8	352	294	0,48
									5	354	306	
S690	HFH	0,1	S	6	3,2**	154****	123	34	3,6	217	155	0,72
					5*	175****	134		5	243	188	
S690	HFH	0,5	S	7	3,8**	146****	112	13	7,2	198	170	0,85
					5*	151****	124		5	177	135	

* $m_{fix} = 5$; ** $m_{frei} = var.$; ***weniger als 50% GM Brüche; ****mehr als 50% GM-Brüche

Bei näherer Betrachtung von Bild 6-17 fällt auf, dass die Ermüdungsfestigkeit der geschweißten HFH-behandelten Träger (S690) durch die Grundmaterialbrüche auf ca. 170-175 N/mm² beschränkt ist. Bei den gewalzten Trägerversuchen, die geringe Zugeigenspannungen aufweisen, war keine so deutliche Grenze erkennbar. Hier konnte, selbst für die Trägerversuche, im Mittel Ermüdungsfestigkeiten weit über der des Grundmaterials erreicht werden, siehe Bild 6-17.

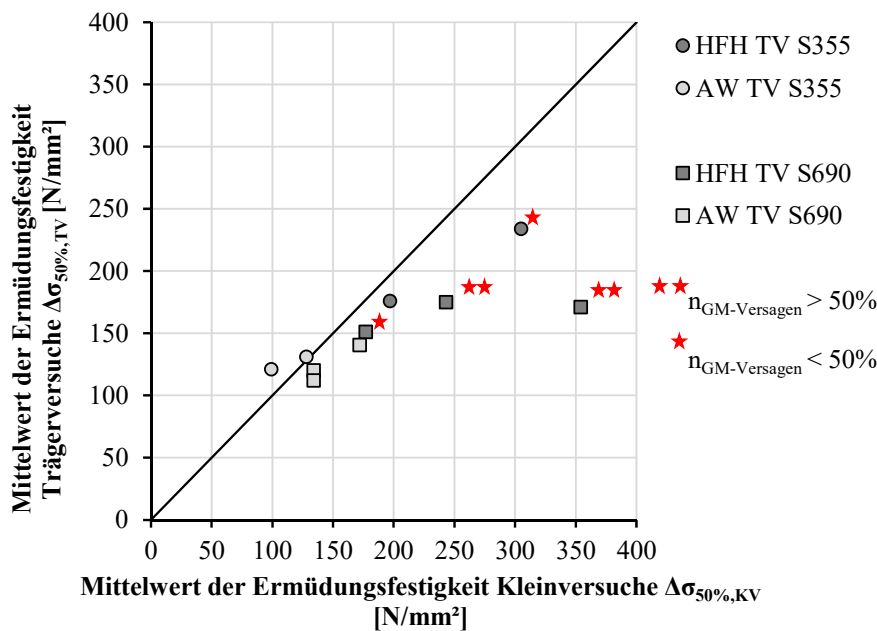
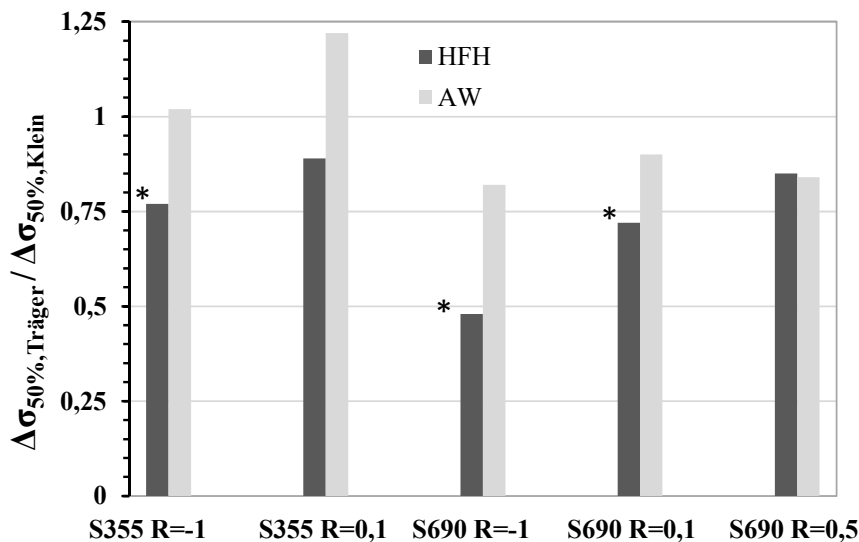


Bild 6-17: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger- und Kleinversuchsreihen am Detail Quersteife in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Stahlgüte



* enthält Versuchsdaten mit Grundmaterialbruch

Bild 6-18: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger- und Kleinversuchsreihen in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Werkstoffs

6.2.2.4 Mittelspannungseinfluss bei Trägerversuchen

Wertet man lediglich die Versuchsergebnisse ohne Fraktilwert aus, erhält man in Abhängigkeit der Streckgrenze und des Spannungsverhältnisses R das Haigh-Diagramm in Bild 6-19. Anhand der Ergebnisse entsteht der Eindruck, dass der Streckgrenzeinfluss bei Trägerversuchen geringer ausgebildet wird als bei Kleinversuchen.

Jedoch ist zu beachten, dass bei allen Versuchen mit der Stahlgüte S690 sowohl bei den Versuchen aus OptiBri [74] mit $R = 0,1$ als auch bei den beiden Versuchen von Dürr [46] mit $R = -1,0$, vermehrt Grundmaterialversagen auftrat und kein explizites Schweißdetailversagen der Quersteife. Für die Auswertung liegen diese Ergebnisse auf der konservativen Seite, da sie das Versagen als Minimalwert angeben. Mithilfe der Gleichungen (6.2) und (6.3) wird deshalb eine Abschätzung des Mittelwerts anhand der Ergebnisse mit Quersteifenversagen zurück gerechnet.

Interessant ist, dass die am stärksten belegte Versuchsserie $R = 0,1$ mit S355 mit einer Stichprobenmenge von 17 Versuchen die beste Übereinstimmung mit den korrespondierenden Kleinversuchsergebnissen zeigt. Die Abweichung der Trägerversuche liegt in diesem Fall nur bei 2 %.

$$\Delta\sigma_{0,1,S690} = \left(\frac{315}{\left(\frac{2.000.000}{242.468} \right)^{1/5}} \right) = 207 \quad (6.2)$$

$$\Delta\sigma_{-1,S690} = \left(\frac{226}{\left(\frac{2.000.000}{1.00.700} \right)^{1/5}} \right) = 197 \quad (6.3)$$

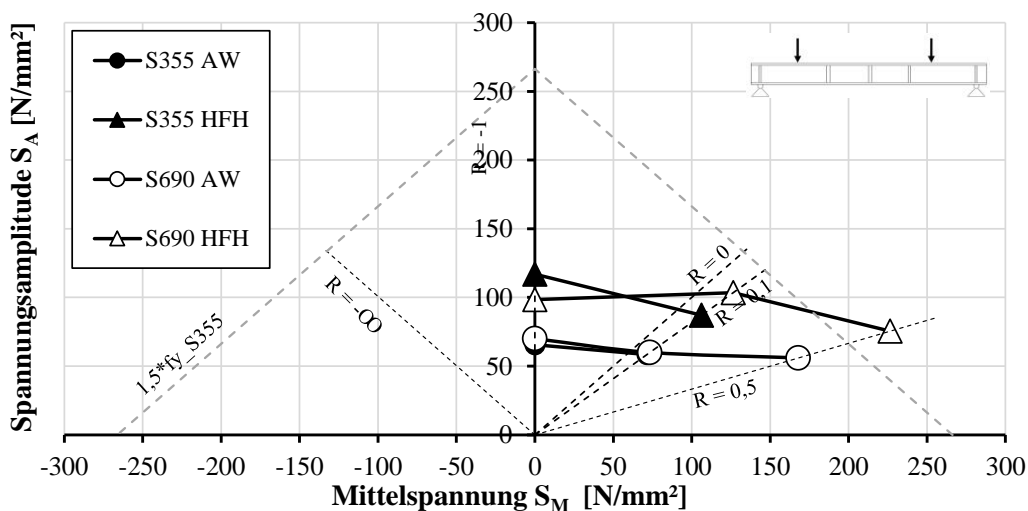


Bild 6-19: Mittelspannungseinfluss der Trägerverserien unter Berücksichtigung des Mittelwerts der Ermüdungsfestigkeit

6.2.2.5 Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse zu den empfohlenen Ermüdungsfestigkeiten

Bild 6-20 zeigt alle Trägerversuchsergebnisse mit eingeschweißter Quersteife im unbehandelten Zustand, die im Zusammenhang mit HFH-behandelten Trägern als Referenzversuche durchgeführt wurden. Aus der Datenbank liegen für die Stahlgüten S355 und S690 Datenpunkte vor, ebenso für die Spannungsverhältnisse $R = -1$, $R = 0,5$ und $R = 0,1$.

Die unbehandelten Trägerquersteifen liegen in jedem Fall deutlich über der nach DIN EN 1993-1-9 [28] für das Detail der unbelasteten Quersteife gegebenen Kerbfallklasse 80 und oberhalb Kerbfallklasse 90. Die Mehrzahl der Ergebnisse liegt über der Nennspannungswöhlerlinie 112. Selbst unter dem kritischen Spannungsverhältnis $R = 0,5$ zeigen sich die Ergebnisse über Kerbfall 90 bzw. 112.

Prinzipiell ist bei den, in DIN EN 1993-1-9 [28] gegebenen Kerbklassen, der Bauteileffekt über die Ermittlung des Fraktilwerts bei der statistischen Auswertung berücksichtigt.

Bild 6-21 stellt alle Trägerversuchsergebnisse mit HFH-behandelten Quersteifennähten in Abhängigkeit der Stahlgüte und Spannungsverhältnisse R dar. Die rot gefärbten Grenzen gelten für die Stahlgüte S690, die schwarz gefärbten Grenzen für die Stahlgüte S355 der IIW-Empfehlung [108], wobei die durchgezogenen Geraden die Grenzen für die Spannungsverhältnisse $R = 0,1$ und $R = -1,0$ und die gestrichelte Gerade die Grenze unter $R = 0,5$ darstellt. Die HFH-nachbehandelten Trägerversuchsergebnisse verhalten sich ähnlich gutmütig wie die unbehandelten, so dass die nach IIW-Empfehlung [108] gegebene Ermüdungsfestigkeit in nur einem Fall nicht erreicht werden kann. Lediglich ein Trägerversuch aus S690 unter Spannungsverhältnis $R = -1,0$ liegt unterhalb der empfohlenen Kerbkategorie 160 (durchgezogene rote Grenze). Grund dafür ist der Versagensort der Trägerversuche, der sich durch die Verbesserung des Quersteifen-Kerbdetails hin zur Längsnaht bzw. in den Lasteinleitungsbereich verlagert hat, siehe Dürr [46].

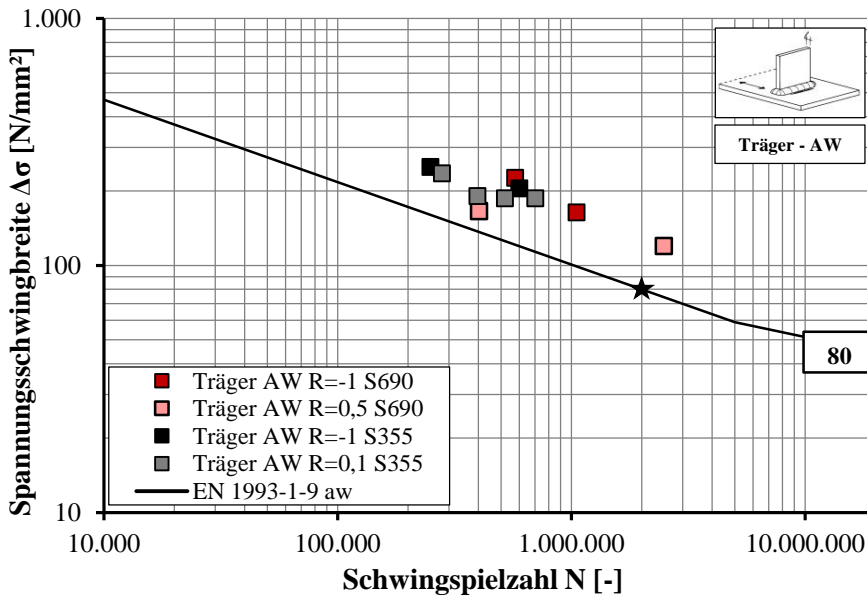


Bild 6-20: Einordnung der Trägerversuchsergebnisse im unbehandelten Zustand

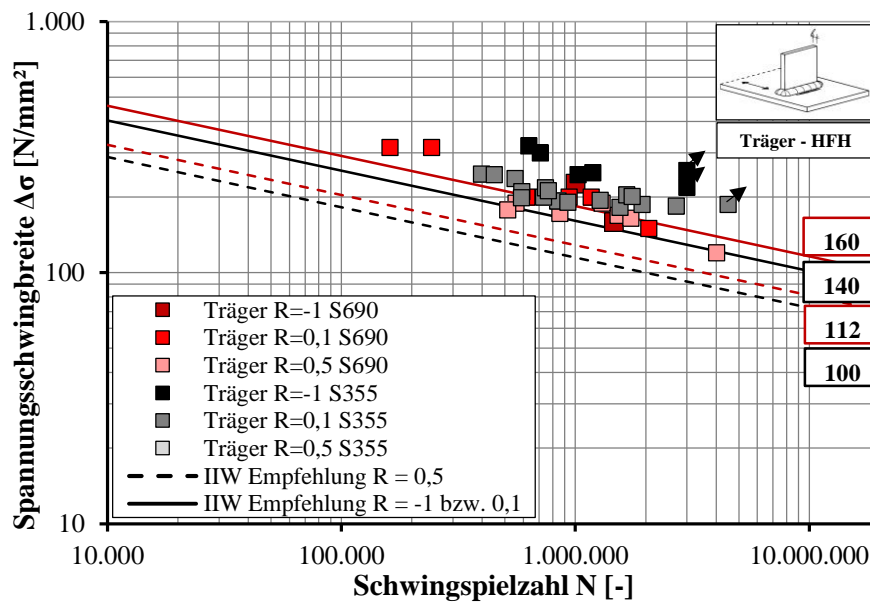


Bild 6-21: Einordnung der Trägerversuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand

6.2.3 Blechdickeneffekt

Aus Dürr [46], Leitner et al. [104] und Puthli et al. [129] stehen experimentelle Untersuchungen zum Einfluss geometrischer Parameter auf die Ermüdungsfestigkeit der unbelasteten Quersteife zur Verfügung. Die Versuche mit variiert Blechdicke des Grundblechs aus unterschiedlichen Stahlgüten sind im Folgenden, den vom IIW-vorgeschlagenen Bemessungswöhlerlinien für HFH-behandelte Quersteifen, gegenübergestellt.

Für die Stahlsorten S355 und S460 gelten nach IIW [108] die gleichen Bemessungswöhlerlinien, so dass die HFH-behandelten Versuche am S355 und S460 in einem Diagramm in Bild 6-22 zusammengefasst sind. Im Langzeitschwingfestigkeitsbereich ist kaum ein Unterschied zwischen den beiden Blechdicken $t = 5$ mm und $t = 12$ mm anhand des S355 zu erkennen. Die Wahrscheinlichkeit einer erhöhten Lebensdauer im Kurzzeitschwingfestigkeitsbereich für dünne Bleche besteht, kann allerdings aufgrund mangelnder Daten mit $t = 12$ mm nicht bestätigt werden.

Am S460 ist der Unterschied der beiden angewandten Blechdicken deutlich zu erkennen, wobei die Werte für die Blechdicke $t = 30$ mm erwartungsgemäß den kritischeren Fall darstellen.

Bis auf zwei Versuchsdaten aus S460 mit einer Blechdicke von $t = 30$ mm liegen die Ergebnisse deutlich über dem Bemessungsvorschlag von $\Delta\sigma_c = 140$ N/mm² nach IIW [108].

Bild 6-23 stellt die Versuchsergebnisse mit variiertender Blechdicke am S690 dar. Auch hier zeigt sich, dass die Abweichungen zwischen den Blechdicken $t = 12$ mm und $t = 25$ mm deutlicher sind als zwischen den dünneren Blechen $t = 5$ mm und $t = 12$ mm. Der Puffer gegenüber der Empfehlung nach IIW-Richtlinie [108] verringert sich mit zunehmender Blechdicke, die Versuchsdaten mit dicken Blechdicken liegen näher an der vorgeschlagenen Bemessungswöhlerlinie von 160 N/mm².

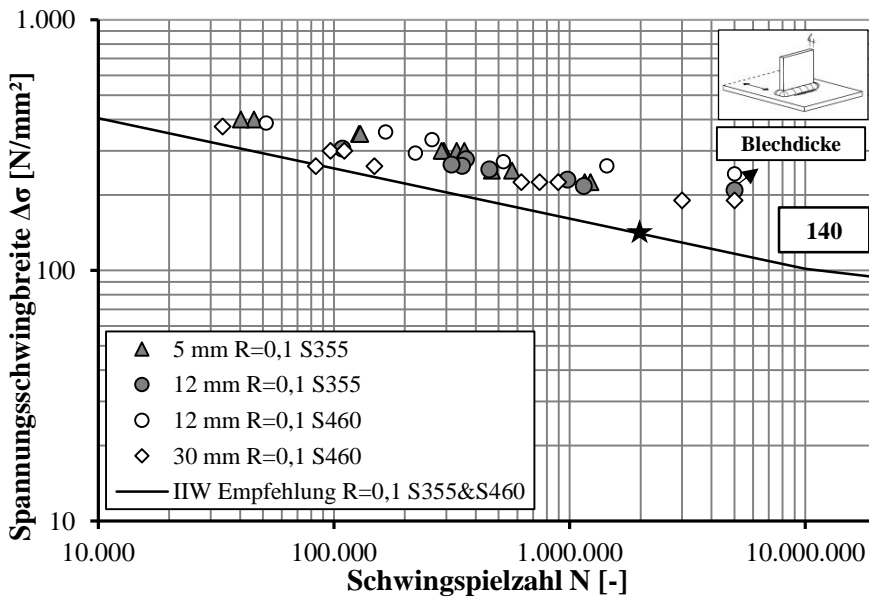


Bild 6-22: Einordnung der Versuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand unter Variation der Blechdicke an S355 und S460 im Vergleich zu IIW [108]

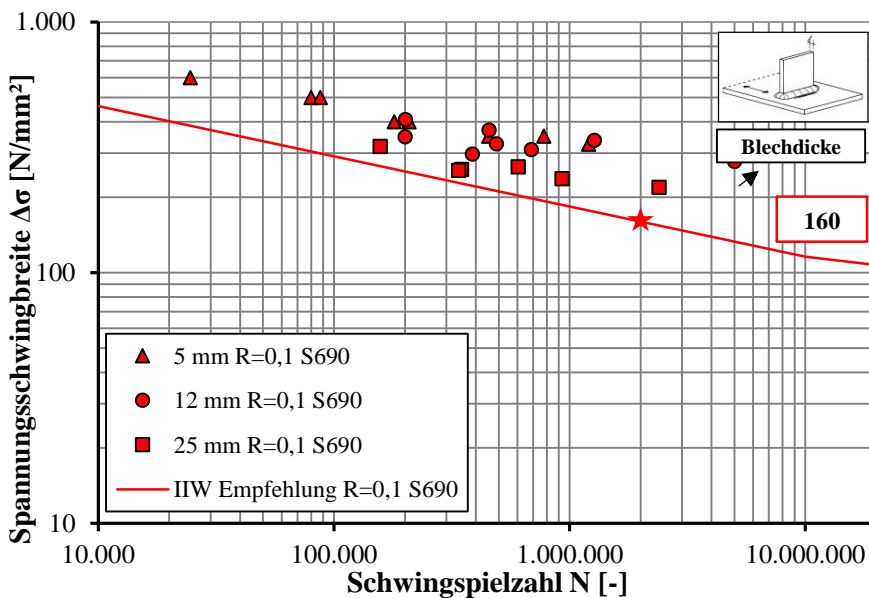
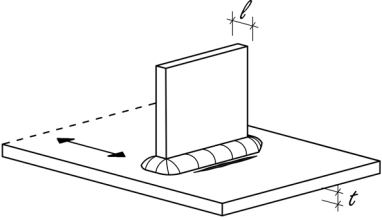


Bild 6-23: Einordnung der Versuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand unter Variation der Blechdicke an S690

In Tabelle 6-13 sind die Ergebnisse der Auswertung für den Referenzwert der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_c$ bei 2 Mio. Lastwechsel mit fester und variabler Wöhlerlinienneigung in Abhängigkeit der Blechdicke und Stahlgüte für die Quersteife gegeben. Die Ergebnisse zeigen eine klare Tendenz: Die Ermüdungsfestigkeit nimmt mit steigender Blechdicke ab. Nur in einem Fall (S690 HFH $t = 12$ mm) sticht die berechnete Spannungsschwingbreite aufgrund einer sehr steilen Wöhlerlinienneigung für HFH-nachbehandelte Versuche heraus.

Tabelle 6-13: Übersicht zur Auswertung des Blechdickeneinflusses der Quersteife

		Bezugswert der Spannungsschwingbreite bei 2×10^6 LW $\Delta \sigma_c$ [N/mm ²] (m) (N_{Versuche}) *Auswertung der vorliegenden Versuchsdaten nach Hinter- grunddokument [6] (exkl. DL, BT, TV)					m
		t [mm]					
Stahlgüte nach DIN EN 10025	Nachbehandlung	30	25	16	12	5	
S355	AW				78,7 (3,1)(18)		variabel
	HFH				186,7 (7,2)(11)	189,0 (5,3)(24)	
S460	AW	84,2 (3,2)(8)			77,4 (3,1)(18)		
	HFH	145,0 (6,1)(8)			195,5 (6,2)(11)		
S690	AW		97,2 (4,4)(5)		126,1 (4,1)(17)		
	HFH		179,4 (6,9)(6)		117,3 (2,8)(12)	251,4 (5,9)(8)	
S355	AW				76,4 (3)(18)		fest
	HFH				153,1 (5)(11)	182,6 (5)(24)	
S460	AW	79,7 (3)(8)			76,9 (3)(18)		
	HFH	125,7 (5)(8)			174,6 (5)(11)		
S690	AW		67,7 (3)(5)		92,8 (3)(17)		
	HFH		153,1 (5)(6)		182,7 (5)(12)	225,0 (5)(8)	

Für die Betrachtung der Tendenzen der ausgewerteten Serien, werden im Folgenden die Werte mit fester Neigung aus Tabelle 6-13 in Bild 6-24 übernommen. Für die Auswertung ist die variable Neigung interessant, jedoch ergibt sich durch die geringe Anzahl an Versuchsergebnissen je Serie und nur einer geringen Anzahl an getesteten Spannungsniveaus, oft ein verfälschtes Bild bei Auswertung mit freier Neigung. Ein weiterer Grund für eine abweichende Wöhlerlinienneigung kann auch durch die Versuchsergebnisse mit Grundmaterialversagen zurückzuführen sein.

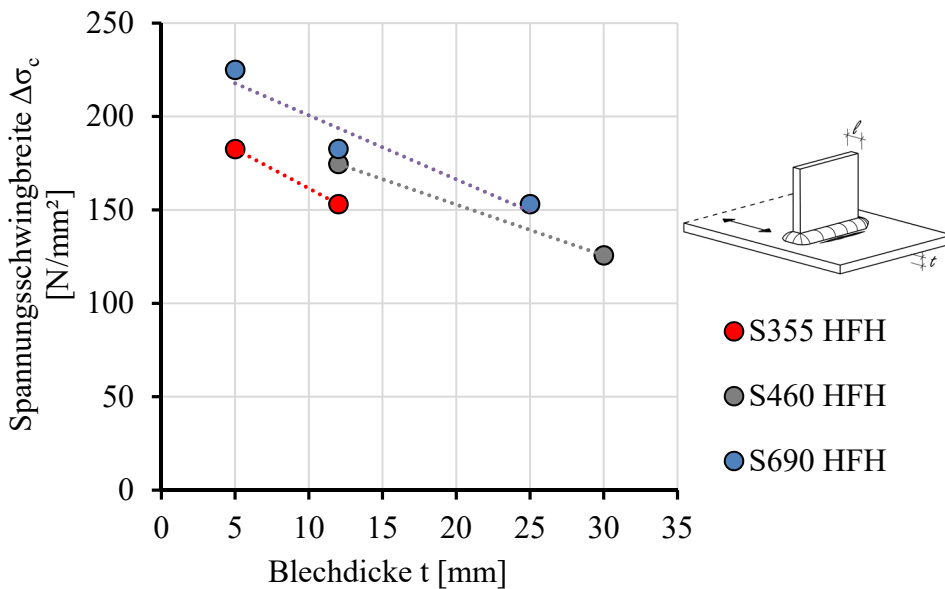


Bild 6-24: Blechdickeneinfluss an der HFH-behandelten Quersteife S355, S460 und S690 unter Auswertung der Ergebnisse aus der Datenbank mit fester Neigung

Zur besseren Sichtbarkeit wurden entsprechende Trendlinien eingefügt. Die Trendlinien des Blechdickeneffekts liegen für die Quersteife mit unterschiedlicher Stahlgüte relativ parallel zu einander. Demnach ist eine deutliche Tendenz in Abhängigkeit des Blechdickeneinflusses für alle Werkstoffgüten gleichermaßen sichtbar. Trotz der geringen Datenbasis lässt sich erkennen, dass es einen gewissen Blechdickeneffekt gibt. Ob dieser jedoch durch die Erhöhung der Blechdicke des Basisblechs t_b oder durch den vergrößerten Schweißnahtfußpunkt Abstand l verursacht wird, bleibt zu klären.

Diese beeinflussenden Blechdickeneffekte wurden im Rahmen des DAST-Forschungsprojekts [94] mittels Kerbspannungsbetrachtungen mit der Finiten Elemente Methode durch den Projektpartner KIT untersucht und identifiziert. Zwar lässt das Kerbspannungskonzept keine Aussage zur absoluten Ermüdungsfestigkeit zu, jedoch konnten Abschätzungen zur Kerbwirkung in Abhängigkeit der beiden Parameter Abstand der Schweißnahtfußpunkte l und Blechdicke t zuverlässig getroffen werden.

Die numerischen Untersuchungen durch das KIT am Schweißdetail der unbelasteten Quersteife zeigten, dass die Kerbfaktoren K_t mit zunehmender Blechdicke t anstiegen und gegen einen Maximalwert konvergierten. Der Abstand der Schweißnahtfußpunkte l bewirkte dabei den größeren Einfluss auf die Höhe von K_t . Es zeigte sich, dass die Blechdicke t nur einen Einfluss auf K_t hat, wenn l kleiner ist als t . Deshalb wurde das Konzept der Geometrieabhängigkeit wie es in DIN EN 1993-1-9 [28] für das Detail der Quersteife geregelt ist – also Kerbfall 80 für einen Abstand der Schweißnahtfußpunkte $l < 50$ mm und Kerbfall 71 für einen Abstand der Schweißnahtfußpunkte $50 < l \leq 80$ mm - für das HFH-behandelte Quersteifendetail in die DAST-Richtlinie 026 übernommen. Eine detaillierte Darstellung der Untersuchungen findet sich im Schlussbericht des DAST-Forschungsprojekts [94] Abschnitt 6.3.6.

6.3 Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Stumpfstoßversuche nach Einflusskriterien

6.3.1 Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss

Anhand der gesammelten Versuchsergebnisse an unbehandelten und HFH-behandelten querbelasteten Stumpfnahtdetails soll die Empfindlichkeit hinsichtlich der Mittelspannung bestimmt werden. Dazu gibt Tabelle 6-8 die Übersicht zur Datengrundlage. Es liegen für drei verschiedene Spannungsverhältnisse an S355 und S690 Versuchsdaten vor. Lediglich aus dem Werkstoff S460 existieren nur Zugschwellversuche unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$.

Die folgenden Wöhler-Diagramme zeigen in Abhängigkeit des Werkstoffs die in Tabelle 6-8 aufgelisteten Versuchsergebnisse, getrennt nach deren Nachbehandlungsstatus. Die schwarze Linie deutet die zugehörige Wöhlerlinie für die unverschiffene querbelastete Stumpfnaht nach DIN EN 1993-1-9 [28] mit ansetzbarer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 90 \text{ N/mm}^2$ an.

Bild 6-25 zeigt die Versuchsergebnisse im unbehandelten Zustand aus S355 und S690, hierfür liegen jedoch nur zugschwellbelastete Versuchsergebnisse mit dem Spannungsverhältnis $R = 0,1$ und $0,5$ vor, so dass kein Vergleich möglich ist. Jedoch wird anhand Bild 6-26 der Ermüdungsfestigkeitsverlust im nachbehandelten Zustand bei hoher Zugschwellbeanspruchung von $R = 0,5$ deutlich.

Bild 6-26 zeigt die Versuchsergebnisse drei verschiedener Spannungsverhältnisse an Kleinversuchen S690 in Abhängigkeit des Behandlungszustands. Zwar zeigt sich im unbehandelten Zustand eine Lebensdauererlängerung für wechselbeanspruchte querbelastete Stumpfstoße, jedoch ist der Unterschied der zwei unterschiedlichen Zugschwellbeanspruchungsniveaus $R = 0,1$ und $R = 0,5$ gering. Für den HFH-behandelten Zustand ergibt sich für die Zugschwellbeanspruchungsniveaus eine deutlichere Unterscheidung. Die Streubereiche der einzelnen Serien sind klar zu erkennen. Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch die HFH-Behandlung wird dennoch, auch im ungünstigen Fall, von $R = 0,5$ erreicht.

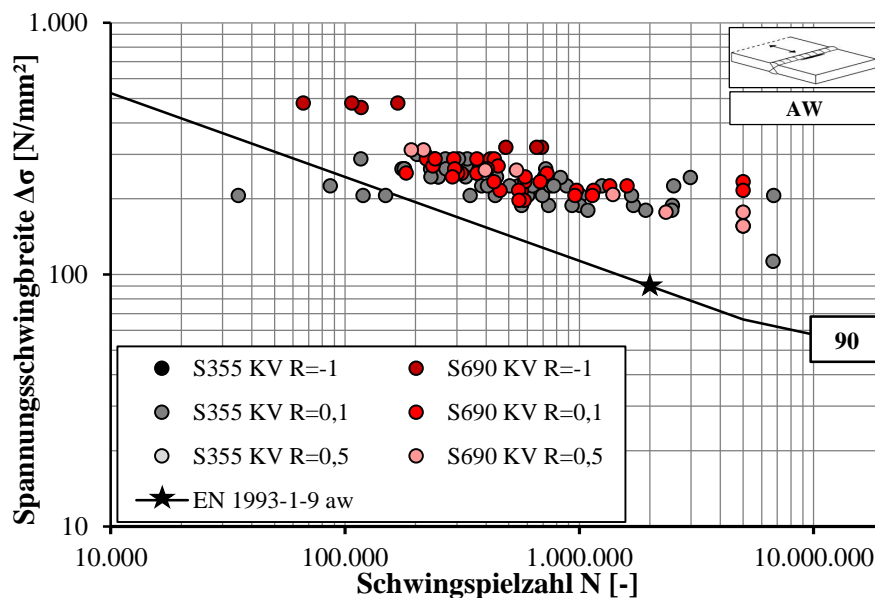


Bild 6-25: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am unbehandelten Stumpfstoß in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R und der Nennstreckgrenze f_y

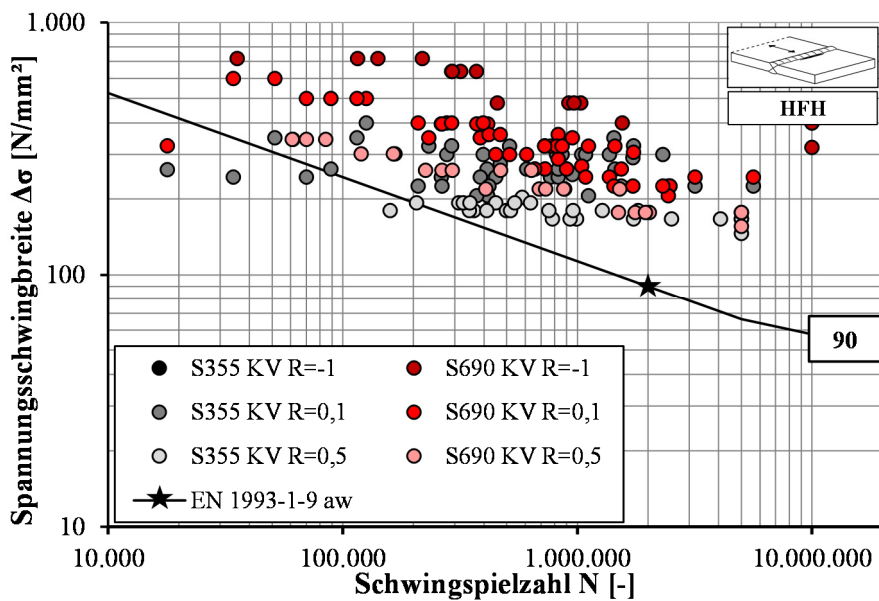
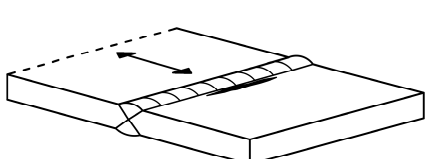


Bild 6-26: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am HFH-behandeltem Stumpfstoß in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R und der Nennstreckgrenze f_y

Tabelle 6-14: Auswertung des Mittelspannungs- und Streckgrenzeinflusses des Stumpfstoßes

		Bezugswert der Spannungsschwingbreite bei 2×10^6 Lastwechsel $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] (m) (N_{Versuche}) * Auswertung der vorliegenden Versuchsdaten nach Hinter- grunddokument [6] (exkl. DL*, BT*, TV*)			m
		R [-]			
Stahlgüte nach DIN EN 10025	Nachbehandlung	-1,0	0,1	0,5	
S355	AW		105,6 (3,5) (51)		variabel
	HFH		149,8 (4,5) (92)	138,4 (8,7) (23)	
S460	AW		90,4 (3,2) (8)		
	HFH		184,5 (6,8) (13)		
S690	AW	195,9 (4,3) (7)	114,4 (3,05) (31)	172,3 (4,4) (6)	
	HFH	359,1 (4,4) (9)	168,2 (3,7) (47)	158 (4,9) (22)	
S960	HFH		224,1 (6,9) (11)		
S355	AW		92,9 (3) (51)		fest
	HFH		158,3 (5) (92)	107,6 (5) (23)	
S460	AW		82,0 (3) (8)		
	HFH		145,5 (5) (13)		
S690	AW	122,0 (3) (7)	113,3 (3) (31)	119,2 (3) (6)	
	HFH	385,8 (5) (9)	195 (5) (47)	159,3 (5) (22)	
S960	HFH		166,3 (5) (11)		

*DL – Durchläufer, BT – Bauteilversuch, TV - Trägerversuch

Tabelle 6-14 zeigt die Übersicht über die Auswertung nach Hintergrunddokument [6], siehe Abschnitt 5.2, der gesammelten Versuchsergebnisse des Stumpfstoßes differenziert nach Auswertung mit fester und freier Wöhlerlinienneigung und Werkstoffgüte.

Das in Bild 6-27 dargestellte Haigh-Schaubild zeigt die ausgewerteten Serien des Stumpfstoßdetails unter variabler Wöhlerlinienneigung aus Tabelle 6-14. Auffallend ist – ähnlich wie bei dem Detail der unbelasteten Quersteife - der positive Effekt der Wechselbeanspruchung am, Stumpfstoß gegenüber den zugschwellbeanspruchten Serien $R = 0,1$ und $R = 0,5$ im unbehandelten wie im HFH-behandelten Zustand. Aufgrund der geringen Datenmenge des Stumpfstoßes unter Wechselbeanspruchung kann dieser positive Einfluss lediglich anhand der Stahlgüte S690 belegt werden.

Ähnlich wie bei der Quersteife kann ein negativer Einfluss durch das Spannungsverhältnis $R = 0,5$, wenn überhaupt, nur in geringem Maße bestätigt werden. Auch für die HFH-behandelten Serien S355 und S690 unter hoher Zugschwellbeanspruchung $R = 0,5$ werden verhältnismäßig hohe Festigkeiten erreicht. Eine deutliche Abminderung der Spannungsamplitude durch eine Zugschwellbeanspruchung unter $R = 0,5$ lässt sich anhand der ausgewerteten Serien nicht nachvollziehen.

Der Einfluss der variierenden Streckgrenze anhand der einzelnen Versuchsdaten ist in Bild 6-28 für den unbehandelten Zustand und in Bild 6-29 für den HFH-behandelten Zustand des Stumpfstoßes dargestellt. Die einzelnen Versuchsreihen in Bild 6-28 sind miteinander verschmiert und geben erwartungsgemäß keinen Aufschluss über eine zunehmende Lebensdauer bei steigender Streckgrenze.

Im Gegensatz dazu bietet Bild 6-29 mit den HFH-nachbehandelten Ermüdungsdaten eine differenziertere Darstellung. Anhand des Wöhlerdiagramms lässt sich ein Einfluss der Streckgrenze auf die Lebensdauer der Versuchsreihen ablesen.

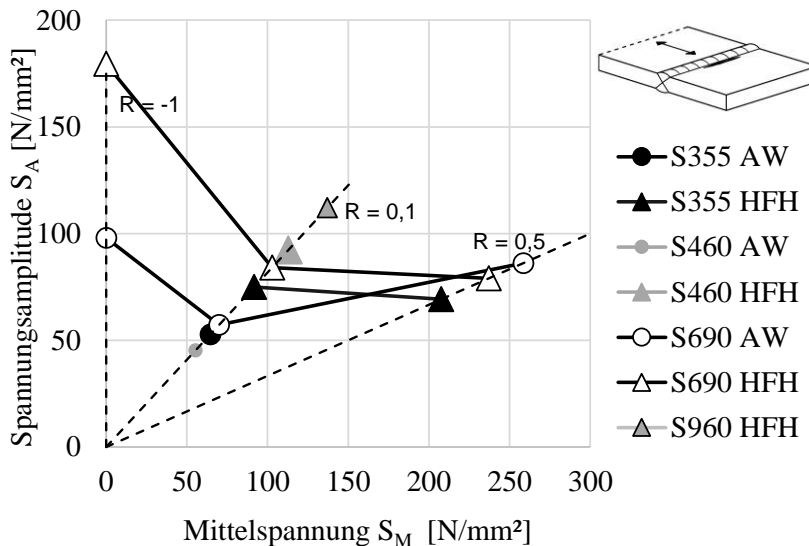


Bild 6-27: Haigh-Diagramm zum Mittelspannungseinfluss der Stumpfstoßserien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Nennstreckgrenze f_y ($m = \text{frei}$)

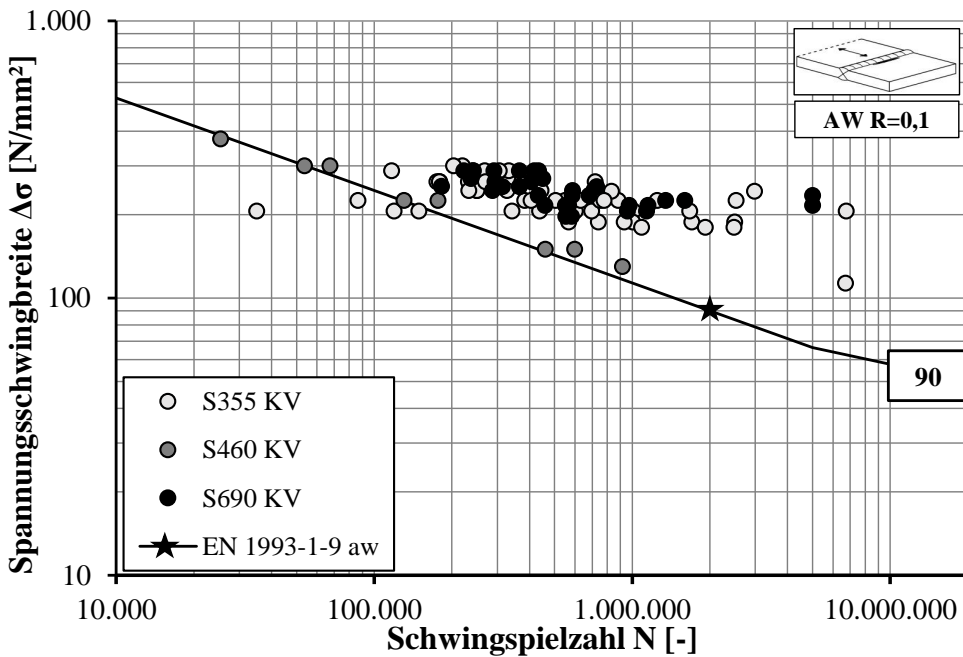


Bild 6-28: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am unbehandelten Stumpfstoß unter zugschwellender Beanspruchung von $R = 0,1$ für verschiedene Nennstreckgrenzen f_y

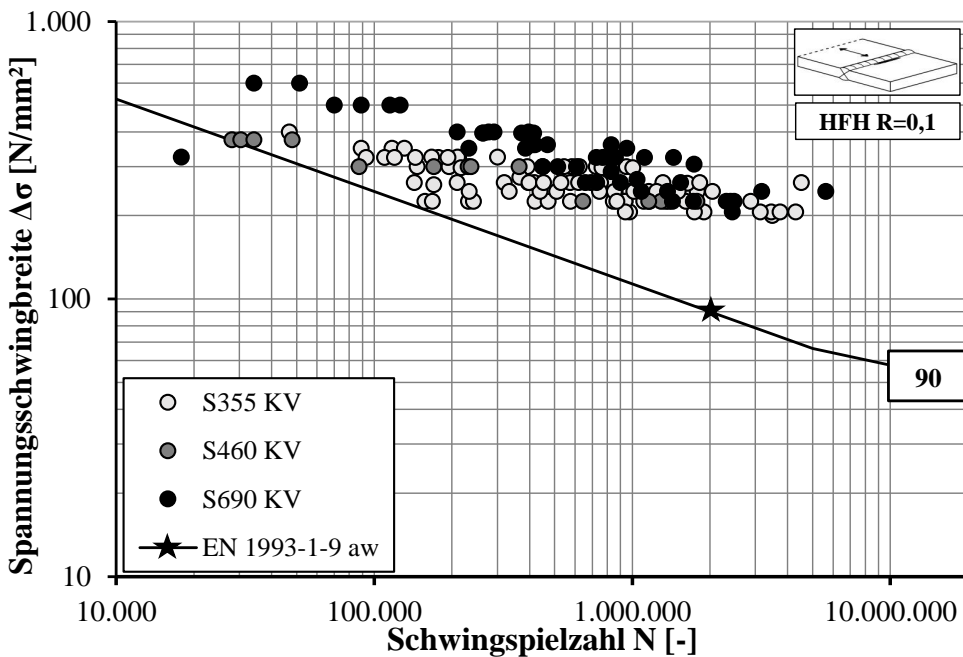


Bild 6-29: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am HFH-behandelten Stumpfstoß unter zugschwellender Beanspruchung von $R = 0,1$ für verschiedene Nennstreckgrenzen f_y

Bild 6-30 zeigt die Ergebnisse der statistischen Auswertung der Versuchsreihen in Abhängigkeit der eingesetzten Streckgrenze und des Behandlungszustands für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$, für das die größte Datenmenge vorliegt. Für die HFH-nachbehandelten Serien unter Auswertung einer freien Wöhlerlinienneigung ist ein deutlicher Ermüdungsfestigkeitszuwachs bei wachsender Streckgrenze zu erkennen. Der Zuwachs der unbehandelten Serien erscheint gering.

Die dünne Datenbasis unter Wechselbeanspruchung $R = -1,0$ am Stumpfstoß, lässt nur Aussagen für S690 zu, jedoch kann kein Vergleich zu geringen Streckgrenzen gezogen werden, siehe Bild 6-30.

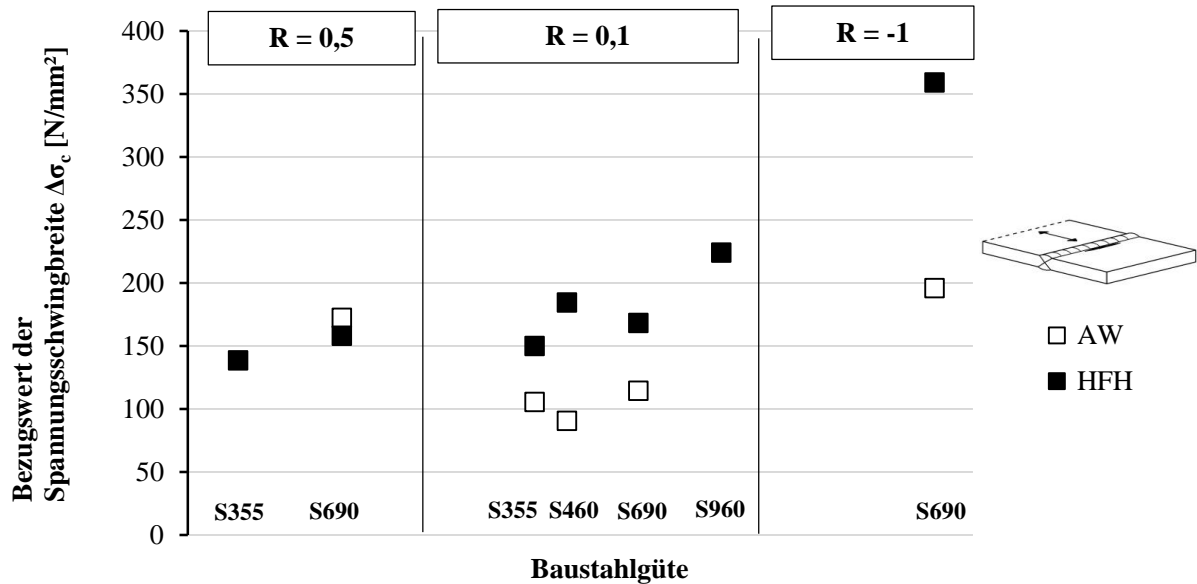


Bild 6-30: Streckgrenzeinfluss am unbehandelten und HFH-behandelten Stumpfstoß unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$, $R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung $m_{aw} = m_{HFH} = \text{frei}$

6.3.2 Bauteileffekt

Zur Beurteilung des Bauteileffekts des querbelasteten Stumpfstoßes standen keine Trägerversuche bzw. Bauteilversuche zur Verfügung, weshalb an dieser Stelle kein Vergleich hinsichtlich fertigungstechnischer Einflussparameter möglich ist.

6.4 Evaluierung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Längssteifenversuche nach Einflusskriterien

6.4.1 Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss

Tabelle 6-8 zeigt den Überblick über die statistische Auswertung der Daten zum Mittelspannungseinfluss der Längssteife. Wie bereits aus Abschnitt 6.1.2 hervorgeht, steht für die Längssteife verglichen mit unbelasteter Quersteife und Stumpfstoß die geringste Datenmenge zur Verfügung. Zum einen sind nicht alle betrachteten Spannungsverhältnisse durch die Daten abgedeckt, zum anderen sind die Stichproben kleiner. Die Versuchsdaten der Werkstoffe S690 und S700 wurden gemeinsam ausgewertet.

Bild 6-31 und Bild 6-32 zeigen die vorliegenden einzelnen Versuchsergebnisse der unbehandelten bzw. HFH-behandelten Längssteife am Werkstoff S355 und S690 im Vergleich zur nach DIN EN 1993-1-9 ansetzbaren charakteristischen Ermüdungsfestigkeit der Längssteife von $\Delta\sigma_c = 56 \text{ N/mm}^2$ bei einer Steifenlänge von $l > 100 \text{ mm}$. Es liegen keine Serien zum Spannungsverhältnis $R = 0,5$ vor.

Anhand Bild 6-31 fällt auf, dass die erzielten Ergebnisse - bis auf eine Ausnahme - über der nach Norm klassifizierten Kerbklasse 56 liegen. In Hinblick auf den Mittelspannungseinfluss lässt sich anhand Bild 6-31 feststellen, dass die Ergebnisse für die unbehandelten, wechselbeanspruchten Ergebnisse für S690 (dunkelrote Kreise) im unteren Streubereich der unter zugschwellbeanspruchten erzielten Ergebnisse liegen. Anhand der Versuchsergebnisse des unbehandelten Zustands wird die Stahlgütenunabhängigkeit ebenso wie die Mittelspannungsunabhängigkeit deutlich. Diese starke Unabhängigkeit gegenüber günstigen Spannungsverhältnissen und höheren Streckgrenzen ist begründet in der starken Kerbgrundschärfe der Längssteife. Die Spannungskonzentration und starke geometrische und metallurgische Kerbe dominieren das Ermüdungsverhalten.

Im HFH-behandelten Zustand zeigt sich ein differenziertes Bild. Bei den HFH-behandelten Versuchsdaten in Bild 6-32 liegen die wechselbeanspruchten Versuchsdaten erwartungsgemäß im oberen Streubereich der zugschwellbeanspruchten, nachbehandelten Versuche. Folglich bewirkt die Anwendung höherfester Stähle im HFH-behandelten Zustand deutlichere Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeitseigenschaften als bei Stählen geringerer Festigkeiten. Ähnlich günstig wirkten sich Beanspruchungszustände mit Druckspannungsanteilen auf die Lebensdauer der Versuche aus.

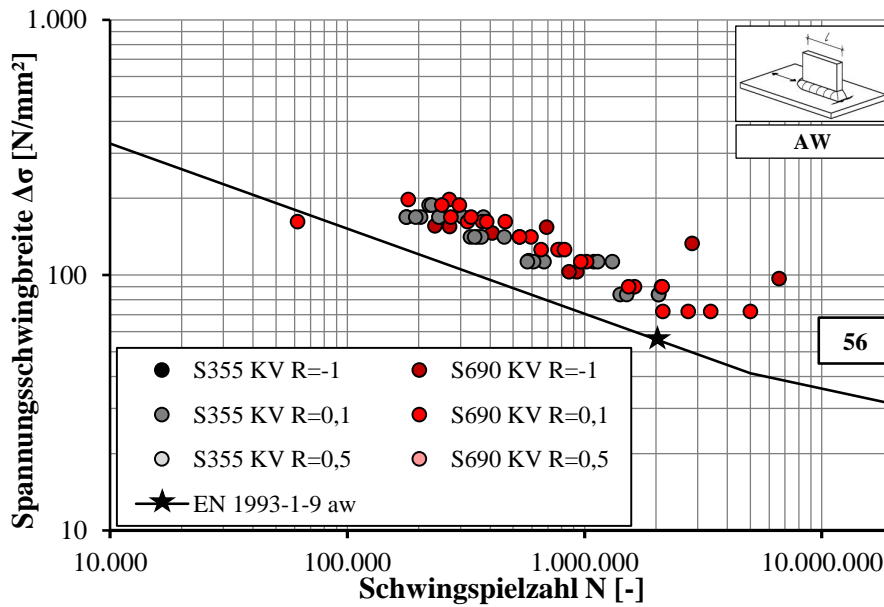


Bild 6-31: Einordnung der Versuchsergebnisse an unbehandelter Längssteife für S355 und S690 in Abhängigkeit von Spannungsverhältnis R und Streckgrenze

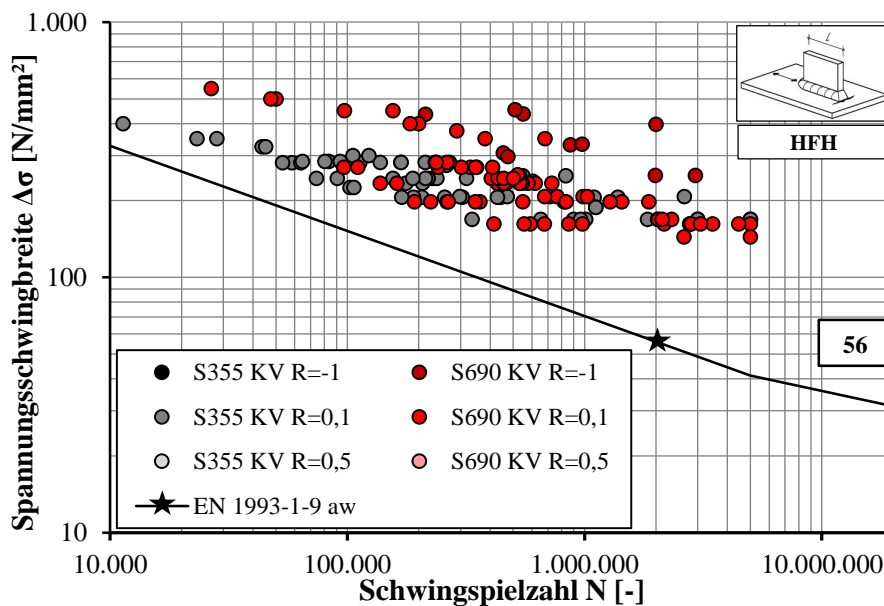


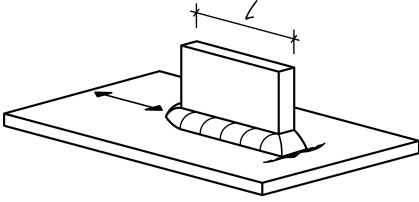
Bild 6-32: Einordnung der Versuchsergebnisse an HFH-behandelter Längssteife für S355 und S690 in Abhängigkeit von Spannungsverhältnis R und Streckgrenze

Prüfserien, die aufgrund abweichender Nahtgeometrie zu schlechteren Ergebnissen oder anderen Versagensformen führten, wurden explizit nicht mit in die Auswertung in Tabelle 6-15 aufgenommen. So beispielsweise Serie L2_S690_HFH mit breiterem Prüfquerschnitt aus [163]. Gerade bei Proben aus höherfesten Stahlgüten (S690) führte die HFH-Behandlung vermehrt zu Wurzelversagen. Diese lagen im zu erwartenden Bereich für Wurzelversagen zwischen 150 N/mm² und 160 N/mm² und sind deshalb in der Auswertung berücksichtigt. Ein als kritisch bewertetes Wurzelversagen der Längssteife ist damit für die S690 Serien in gewisser Weise in der statistischen Auswertung berücksichtigt. Der Anteil der Versuchssproben mit Wurzelversagen ist in Tabelle 6-15 gegeben.

Die Auswertung zeigt, dass die Verlagerung des Risswachstums vom Nahtübergang der Längssteife an die Nahtwurzel dennoch zu einer wesentlichen Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit führt. Näheres dazu ist im Schlussbericht des DAST-Vorhabens [94] zu finden.

Im Haigh-Diagramm (Bild 6-33) sind die mit variabler Wöhlerlinienneigung ausgewerteten Serien aus Tabelle 6-8 bzw. Tabelle 6-15 einzeln aufgetragen. Die positive Beeinflussung durch eine Wechselbeanspruchung kann anhand des in Bild 6-33 dargestellten Haigh-Diagramms am Konstruktionsdetail der Längssteife für den HFH-behandelten Zustand bestätigt werden. Auch die hohe Zugschwellbeanspruchung von $R = 0,5$ zeigt im HFH-behandelten Zustand ein ermüdungsfestigkeitsabminderndes, also typisches Verhalten. Gleichwohl kann dieser Mittelspannungseinfluss für die im Schweißzustand belassenen Prüfkörper nicht erkannt werden.

Tabelle 6-15: Auswertung des Mittelspannungs- und Streckgrenzeinflusses der Längssteife

		Bezugswert der Spannungsschwingbreite bei 2×10^6 Lastwechsel $\Delta \sigma_c$ [N/mm ²] (m) (N_{Versuche}) * Auswertung der vorliegenden Versuchsdaten nach Hintergrunddokument [6] (exkl. DL*, BT*, TV*)			m
		R [-]			
Stahlgüte nach DIN EN 10025	Nachbehandlung	-1,0	0,1	0,5	
S355	AW		65 (2,7) (23)		variabel
	HFH		114,9** (4,6) (57)		
S690/S700	AW	65,0 (4,7) (6)	67,9 (2,9) (31)		variabel
	HFH	171,5**** (4,2) (6)	132*** (3,2) (56)	81,7 (4,6) (8)	
S355	AW		69,5 (3) (23)		fest
	HFH		121,6** (5) (57)		
S690/S700	AW	44,9 (3) (6)	69,1 (3) (31)		fest
	HFH	197,6**** (5) (6)	148,8*** (5) (56)	89,9 (5) (8)	

*DL – Durchläufer, BT – Bauteilversuch, TV - Trägerversuch

** Anteil Wurzelversagen: 0%

*** Anteil Wurzelversagen: ca. 46%

**** Anteil Wurzelversagen: ca. 33%, Anteil GM-Versagen: ca. 33%

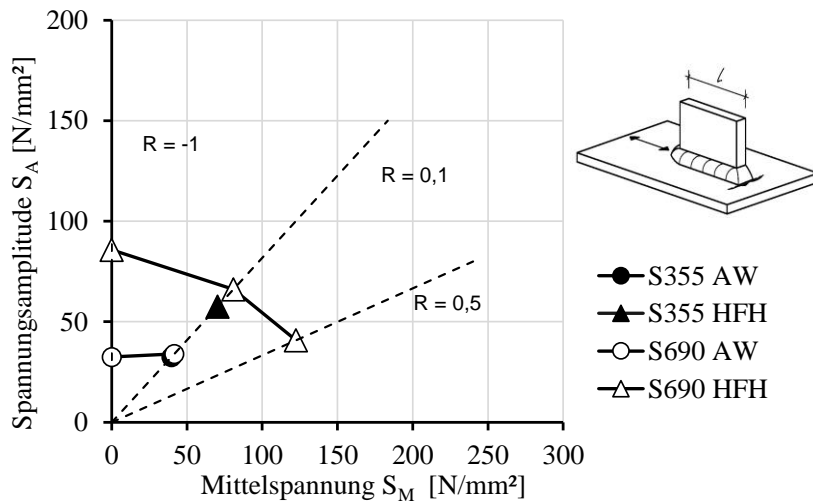


Bild 6-33: Haigh-Diagramm zum Mittelspannungseinfluss der Längssteifenserien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Nennstreckgrenze f_y ($m = \text{var}$)

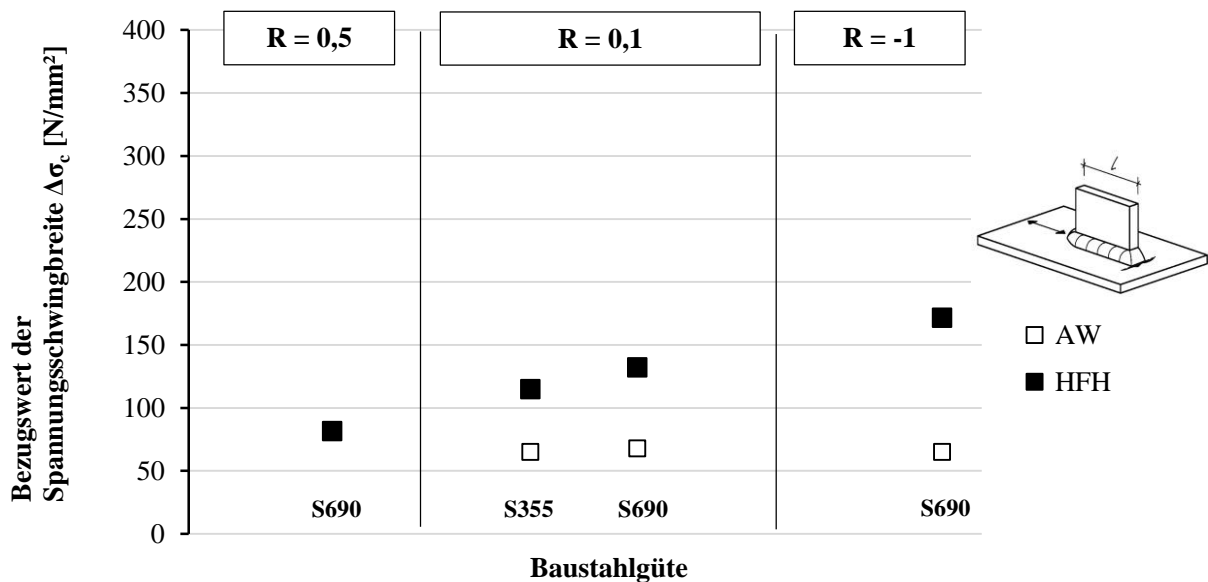


Bild 6-34: Streckgrenzeinfluss an un behandelter und HFH-behandelter Längssteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,5, R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung $m_{aw} = m_{HFH} = \text{frei}$

6.5 Weitere Beanspruchungszustände

6.5.1 Überlasten in Abhängigkeit der Streckgrenze

6.5.1.1 Einleitung

Wie in Abschnitt 3.3.2 und 4.4.1.2 bereits dargestellt, ist die Stabilität des durch die HFH-Anwendung eingebrachten Eigenspannungszustands entscheidend für das Erreichen der verbesserten Ermüdungsfestigkeit. Um Anwendungsgrenzen für die DASt-Richtlinie 026 [13] hinsichtlich einer Überbelastung HFH-behandelter Details in Abhängigkeit der Streckgrenze zu definieren, wurden im Rahmen des DASt-AiF-Projekts [94] experimentelle Untersuchungen unter zyklischer Blockvorbelastung am *Karlsruher Institut für Technologie* durchgeführt und ausgewertet, siehe Abschnitt 3.6 im Schlussbericht zu [94]. Im

Folgenden sind die Ergebnisse aufgrund der Relevanz für die in Abschnitt 7.1 gegebenen Anwendungsgrenzen wiedergegeben.

6.5.1.2 Experimentelle Untersuchungen zum Einfluss von Überlasten (mehrstufige Beanspruchung) des KITs im Rahmen des DAST-AiF-Projekts [94]

Die experimentellen Kleinversuchsserien der Quersteifenproben wurden unterteilt in Serien mit zugschwellender Vorbelastung und druckschwellender Vorbelastung, wobei die Vorbelastung aus 100 Schwingspielen mit einer Oberspannung σ_o der zugschwellend beanspruchten Versuche bzw. die Unterspannung σ_u der druckschwellend beanspruchten Versuche von 90 % der oberen Streckgrenze R_{eH} betrug, siehe Tabelle 6-16. Im Anschluss folgte der Ermüdungsversuch unter dem Spannungsverhältnis $R = 0,1$.

Jede dieser zwei Serien beinhaltete sowohl HFH-behandelte Proben der beiden Verfahren PIT und HiFIT als auch im Schweißzustand belassene (aw) Schweißnahtübergänge.

Tabelle 6-16: Versuchsprogramm aus DAST-AiF Nr. 17886 [94] zum Einfluss von Überlasten

Bezeichnung	Art	f_y	Zustand	Anzahl	Vorbelastung			R
					Anzahl der Schwingspiele (1.Block)	Beanspruchungsart	Höhe in Abhängigkeit der Streckgrenze R_{eH}	
Serie M1	Kleinversuche	S355	aw	6	100 LS	zugschwellend	$\sigma_o = 0,9 \times R_{eH}$	0,1
		S355	HiFIT	9	100 LS	zugschwellend	$\sigma_o = 0,9 \times R_{eH}$	0,1
		S355	PIT	9	100 LS	zugschwellend	$\sigma_o = 0,9 \times R_{eH}$	0,1
Serie M2	Kleinversuche	S355	aw	6	100 LS	druckschwellend	$\sigma_u = -0,9 \times R_{eH}$	0,1
		S355	HiFIT	9	100 LS	druckschwellend	$\sigma_u = -0,9 \times R_{eH}$	0,1
		S355	PIT	9	100 LS	druckschwellend	$\sigma_u = -0,9 \times R_{eH}$	0,1

Im Schweißzustand belassene Versuche. Die Versuchsergebnisse zeigten, dass die im Schweißzustand belassenen mehrstufig beanspruchten Versuche mit zugschwellender Blockvorbelastung (M1) gegenüber der Serie E2 (im Schweißzustand belassene und nur mit $R=0,1$ ermüdungsbeanspruchte Serie entsprechend Tabelle 5-1) eine höhere Ermüdungsfestigkeit erreichten. Die mit druckschwellender Blockvorbelastung (M2) unbehandelten Versuche erreichten gegenüber der Serie E2 eine geringere Ermüdungsfestigkeit, die deutlich unterhalb der „Soll-Ermüdungsfestigkeit“ also dem Kerbfall von 80 N/mm² lag. Dies zeigt, dass die gewählte Blockvorbelastung einen Extremwert darstellt, der sich selbst im unbehandelten Zustand bedeutend auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkt.

HFH-behandelte Versuche. Sowohl die mit hohen Zugspannungen (M1) als auch die mit hohen Druckspannungen (M2) blockvorbelasteten Versuche erreichten Ermüdungsfestigkeiten, die höher waren als der Referenzwert der unbehandelten Versuche. Im Falle der Zugvorbelastung lag die Ermüdungsfestigkeit der Serie bei 116,8 N/mm², die der druckvorbelasteten Versuche bei 108,3 N/mm² entsprechend der Auswertung in [94].

6.5.1.3 *Ergebnisse und Auswertung der Versuche hinsichtlich der Anwendungsgrenzen für die DASt-Richtlinie 026 [13]*

Bei der Auswertung zur Bestimmung der Anwendungsgrenzen für die DASt-Richtlinie 026 [13] wurden über die in Abschnitt 6.5.1.2 beschriebenen Versuchsergebnisse auch die in der Datenbank enthaltenen, relevanten Ergebnisse verwendet. So beinhaltet die im Schlussbericht zu DASt-Aif Nr. 17886 [94] gegebene Herleitung der Anwendungsgrenzen hinsichtlich der einwirkenden Ober- bzw. Unterspannung auch quasi-statisch beanspruchte Stumpfstöße aus S355J2 und S690QL aus dem Refresh-Projekt [163]. Die Auswertung in DASt-Aif Nr. 17886 [94] zeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit aller HFH-behandelten Versuche mit vorgeschalteter hoher Druckvorbelastung – analog zu den in Abschnitt 6.5.1.2 beschriebenen Versuchsergebnissen – geringere Werte erreicht als unter Zugvorbelastung. Hohe Drucküberlasten sind demnach kritischer einzustufen und müssen in Form der Anwendungsgrenzen berücksichtigt werden. Die Versuche mit hoher Zugvorbeanspruchung zeigten zwar geringere Ermüdungsfestigkeiten als ohne diese Vorbeanspruchung, jedoch lag die Ermüdungsfestigkeit noch über dem einzuhaltenden Referenzwert. Somit ergaben sich die in die in Abschnitt 7.1 gegebene Anwendungsgrenze entsprechend Gleichung (7.2).

6.5.2 **Biegebeanspruchte Bleche mit aufgeschweißten Steifen**

Einen Sonderfall der Beanspruchung stellen rein biegebeanspruchte Grundbleche mit aufgeschweißten Längs- bzw. Quersteifen dar. Grundsätzlich erfährt ein Blech in der Brückenbaupraxis die Biegebeanspruchung als Sekundärspannung infolge Imperfektionen nur in Kombination mit Druck- oder Zugnormalspannungen. Diese Sekundärspannungen sind bis zu einem gewissen Maß durch die Ermüdungsversuche, auf denen die Kerbfallzuordnung nach DIN EN 1993-1-9 [28] basiert, abgedeckt. Für den Zustand vorwiegend auf Biegung beanspruchter Basisbleche mit aufgeschweißten Längs- oder Quersteifen steht im Kerbfallkatalog nicht explizit eine Kerbfallkategorie zur Verfügung, weshalb für diese Beanspruchungssituation auf die – auf der sicheren Seite liegenden - Kerbfälle unter konstanter Normalspannungsbeanspruchung zurückgegriffen wird.

Ähnlich den Erkenntnissen aus Abschnitt 10.2 ergibt sich im Allgemeinen bei planmäßig biegebeanspruchten Blechen und Konstruktionsdetails eine günstigere Spannungsgradienten als für normalspannungsbeanspruchte Querschnitte. Bei Biegebeanspruchung verringert sich mit zunehmender Risstiefe die Spannung, so dass vor allem der Bereich des Rissfortschritts, der die Lebensdauer des Bauteils maßgeblich beeinflusst, ausgedehnter ist als bei reiner Normalspannungsbeanspruchung des Blechs.

Als Grenzfall ist diese Beanspruchungssituation sowohl hinsichtlich des Versagensmechanismus als auch der erreichbaren Ermüdungsfestigkeit im HFH-behandelten Zustand interessant. Für die Grenzbeurteilung werden deshalb Ermüdungsversuche von Bucak et al. [8] herangezogen und ausgewertet. Diese Auswertung stellt daher keine umfassende Betrachtung, sondern lediglich eine auf der sicheren Seite liegende Absicherung des Bemessungskonzepts für den Entwurf der DASt-Richtlinie 026 dar.

Ermüdungsversuche an Quer- und Längssteifenprüfkörpern mit unterschiedlichen Blechdicken zum Maßstabeffekt im Stahlbau wurden mit biegebeanspruchten Basisblechen von Bucak et al. [8] durchgeführt, siehe Bild 6-35. Je Blechdicke wurden ein bis drei Prüfkörper PIT oder HiFIT-nachbehandelt; es handelt sich also um eine relativ geringe Stichprobengröße im HFH-behandelten Zustand.

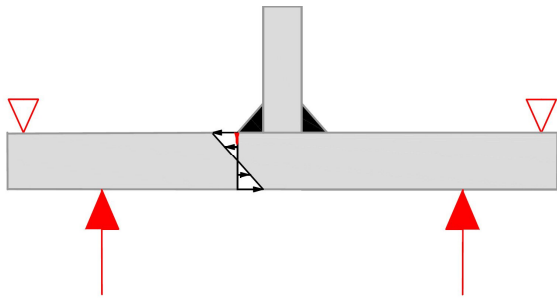


Bild 6-35: Biegebeanspruchte Prüfkörper aus Bucak et al. [8] und zugehöriger Nennspannungszustand

Der begünstigende Effekt einer Biegebeanspruchung für das HFH-behandelte Detail der unbelasteten Längssteife konnte durch die in Bucak et al. [8] durchgeführten Versuche nicht bestätigt werden. Es ergab sich gegenüber der im Schweißzustand belassenen Probekörperserie keine gesteigerte Ermüdungsfestigkeit durch die Anwendung des HFH-Verfahrens. Für das Detail der unbelasteten Quersteife, deren Basisblech auf Biegung beansprucht wurde, konnte eine Ermüdungsfestigkeitssteigerung durch die HFH-Behandlung nachgewiesen werden.

Bild 6-36 zeigt die Gegenüberstellung der axial- zu den biegebeanspruchten Basisblechen von HFH-behandelten Quer- und Längssteifenversuchen. Anhand des Wöhlerdiagramms für die Quersteifen wird deutlich, dass die biegebeanspruchten Versuche im unteren Streubereich angesiedelt sind, jedoch bis auf einen Fall über dem Vorschlag der DAST-Rili von 140 N/mm^2 für Quersteife aus S690 mit Spannungsverhältnis $R = 0,25$ (interpoliert) liegt. Da viele der Quersteifenversuche als Durchläufer deklariert sind, bleibt es bei einer Gegenüberstellung der Ergebnisse.

Ein deutlicherer Unterschied zeigt sich bei den Längssteifenversuchen. Es trat bei den biegebeanspruchten Versuchen ausschließlich Wurzelversagen auf. Bei Gegenüberstellung mit den Ermüdungsversuchen aus der Datenbank und dem DAST-Vorschlag, der bei 112 N/mm^2 für das Spannungsverhältnis $R = 0,25$ liegt, zeigt sich eine leichte Verschlechterung der biegebeanspruchten gegenüber den axial-beanspruchten Versuchen.

Aufgrund dieser Ergebnisse wird für die DAST-Richtlinie 026 für vorwiegend biegebeanspruchte Längssteifen der Hinweis gegeben, die Kerbfallklasse um eine Stufe zu reduzieren. Für biegebeanspruchte Quersteifenbasisbleche ergibt sich keine weitere Abminderung durch den Beanspruchungszustand.

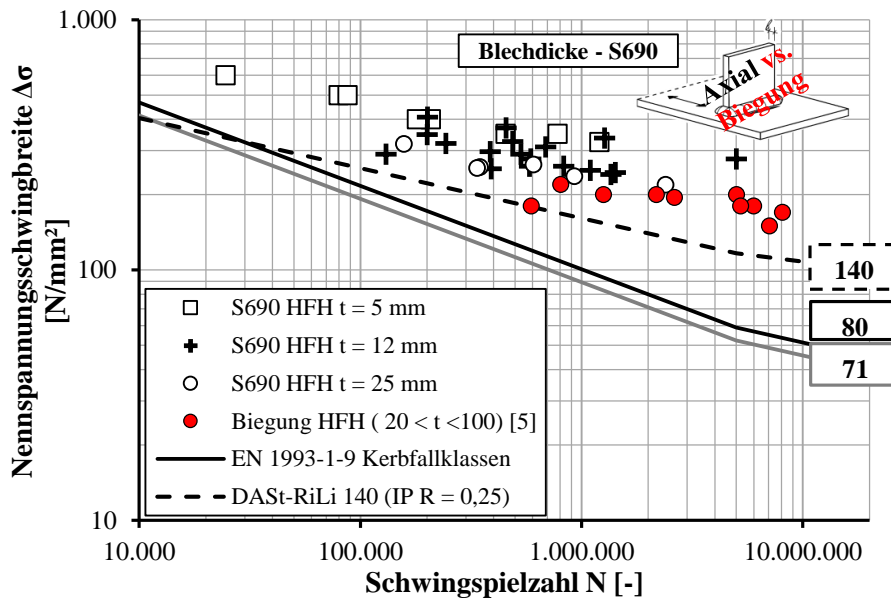


Bild 6-36: Vergleich der biegebeanspruchten HFH-behandelten Quersteife aus Bucak et al. [8] mit axialbeanspruchten Ermüdungsversuchen aus der Datensammlung (siehe Tabelle 6-2) am Werkstoff S690

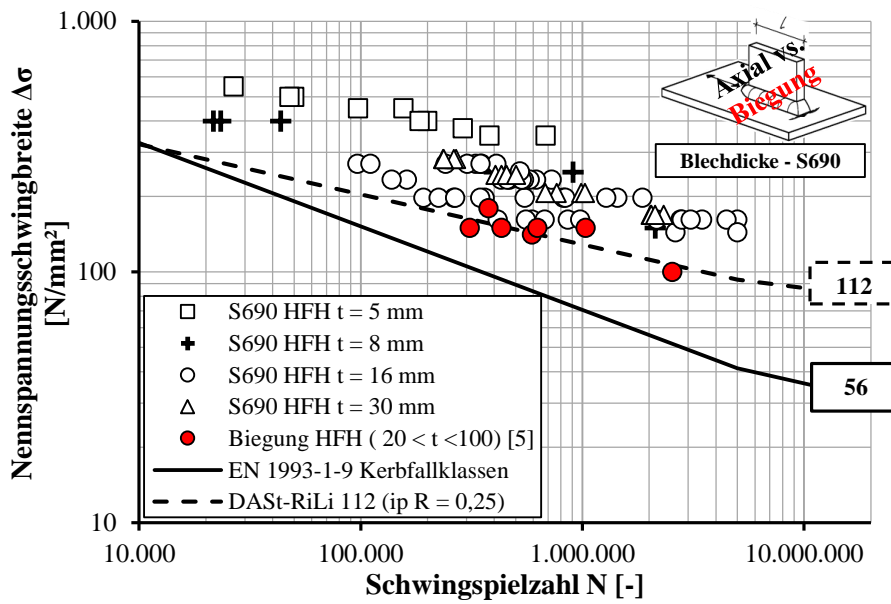


Bild 6-37: Vergleich der biegebeanspruchten HFH-behandelten Längssteife aus Bucak et al. [8] mit axialbeanspruchten Ermüdungsversuchen aus der Datensammlung (siehe Tabelle 6-2) am Werkstoff S690

7 Nachweis HFH-behandelter Kerbdetails entsprechend der DAST-Richtlinie 026 [13]

7.1 Verbesserte Ermüdungsfestigkeiten für HFH-behandelte Kerbdetails Quersteife, Stumpfstoß und Längssteife

Innerhalb des DAST-Forschungsprojekts [94] und mit der Evaluierung der ermüdungsfestigkeitsbeeinflussenden Faktoren in Kapitel 6 dieser Arbeit wurden die Bemessungswerte für die DAST-Richtlinie 026 “Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren” [13] hergeleitet. Die detaillierte Beschreibung der Anwendung ist der Richtlinie [13] bzw. dem Schlussbericht [94] zu entnehmen.

Basis des Bemessungsvorschlags ist der Ermüdungsnachweis mit Gleichung (3.1) entsprechend DIN EN 1993-1-9 [28] im Rahmen des Nennspannungskonzepts. Für den Nachweis mit geschweißten, entsprechenden HFH-nachbehandelten Schweißdetails sind die aus Tabelle 7-1 bis Tabelle 7-3 ermittelten Werte $\Delta\sigma_{C,HFH}$ in die Nachweisgleichung (7.1) für die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ auf der Widerstandsseite einzusetzen.

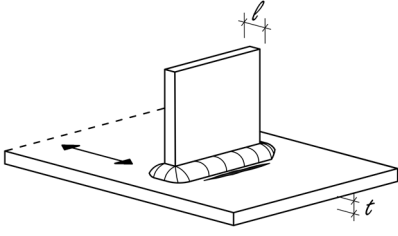
$$\frac{\gamma_{Ff}\Delta\sigma_{E,2}}{\Delta\sigma_{C,HFH}/\gamma_{Mf}} \leq 1 \quad (7.1)$$

mit $\Delta\sigma_{C,HFH}$ nach Tabelle 7-1 bis Tabelle 7-3.

Jede Tabelle enthält durch die jeweiligen Fußnoten Informationen zu Anwendungsgrenzen und Interpolationshinweise. Die Anwendungsgrenzen hinsichtlich der einwirkenden Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und der Unter- bzw. Oberspannung wurden durch systematische Auswertung der vorliegenden Daten innerhalb des DAST-Forschungsprojekts [94] festgelegt. Die Hintergründe sind in Abschnitt 6.5.1 hergeleitet.

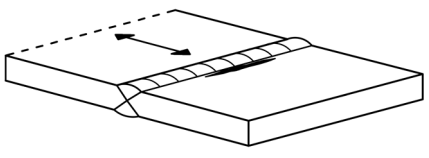
$$-0,8 \cdot f_y \leq \sigma \leq 1,0 \cdot f_y \quad (7.2)$$

Tabelle 7-1: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der unbelasteten Quersteife entsprechend [13]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept ^{1), 3), 4)}		
	$\Delta\sigma_{c,HFH}$ [N/mm ²] R [-] ²⁾		
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0	0,1	0,5
S235 ≤ S < S355	100	100	80
S355 ≤ S < S550	160	140	90
S550 ≤ S ≤ S700	160	160	125

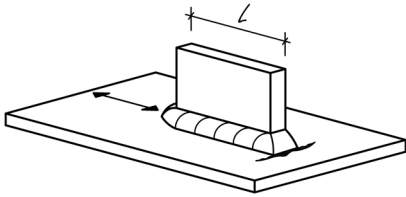
- 1) Tabelle gilt für $l \leq 50\text{mm}$; falls $50 < l \leq 80\text{ mm}$, muss $\Delta\sigma_{c,HFH}$ um eine Kerbfallklasse abgemindert werden.
- 2) Für abweichende Spannungsverhältnisse R darf eine lineare Interpolation für $\Delta\sigma_{c,HFH}$ erfolgen, wenn nicht der jeweils ungünstigere Grenzwert gewählt wird.
- 3) Anwendungsbereich begrenzt auf: $\Delta\sigma \leq 1,5 f_y$
- 4) Anwendungsbereich begrenzt auf: $-0,8 f_y < \sigma \leq f_y$

Tabelle 7-2: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der querbelasteten Stumpfnahse entsprechend [13]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept ^{3), 4), 5)}		
	$\Delta\sigma_{c,HFH}$ [N/mm ²] R [-] ²⁾		
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0	0,1	0,5
S235 ≤ S < S355	1)	1)	1)
S355 ≤ S < S550	160	140	100
S550 ≤ S ≤ S700	160	160	140

- 1) Keine verbesserte Ermüdungsfestigkeit, da unzureichende Datenbasis.
- 2) Für abweichende Spannungsverhältnisse R darf eine lineare Interpolation für $\Delta\sigma_{c,HFH}$ erfolgen, wenn nicht der jeweils ungünstigere Grenzwert gewählt wird.
- 3) Anwendungsbereich begrenzt auf: $\Delta\sigma \leq 1,5 f_y$
- 4) Anwendungsbereich begrenzt auf: $-0,8 f_y < \sigma \leq f_y$
- 5) Falls $t > 25\text{ mm}$, muss $\Delta\sigma_{c,HFH}$ mit $k_s = (25/t)^{0,2}$ abgemindert werden.

Tabelle 7-3: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der unbelasteten Längssteife entsprechend [13]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept ^{1), 4), 5), 6)}		
	$\Delta\sigma_{c,HFH}$ [N/mm ²] R [-] ³⁾		
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0	0,1	0,5
S235 ≤ S < S355	2)	2)	2)
S355 ≤ S < S550	112	112	80
S550 ≤ S ≤ S700	125	125	80

- 1) Tabelle gilt für Basiskerbfall 56, sowie für alle weiteren Kerbfälle mit geringerer Steifenlänge; aufgrund unzureichender Datenbasis für kürzere Steifengeometrien konnten keine verbesserten Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für diese Fälle bestimmt werden, so dass konservativ Tabelle 7-3 auch für kürzere Steifenlängen anzuwenden ist.
- 2) Keine verbesserte Ermüdungsfestigkeit, da unzureichende Datenbasis.
- 3) Für abweichende Spannungsverhältnisse R darf eine lineare Interpolation für $\Delta\sigma_{c,HFH}$ erfolgen, wenn nicht der jeweils ungünstigere Grenzwert gewählt wird.
- 4) Anwendungsbereich begrenzt auf: $\Delta\sigma \leq 1,5 f_y$
- 5) Anwendungsbereich begrenzt auf: $-0,8 f_y < \sigma \leq f_y$
- 6) Bei unbelasteter Längssteife unter planmäßig **reiner Biegebeanspruchung** des Grundblechs ist die ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ um eine Kerbfallklasse zu reduzieren.

Durch die Wöhlerlinienneigung von $m = 5$ im HFH-behandelten Zustand ergibt sich, im Vergleich zur ursprünglichen Kerbfalkennlinie im unbehandelten Zustand ein Schnittpunkt der beiden Bemessungsgeraden, siehe Bild 7-1. Dieser Schnittpunkt, in Bild 7-1 mit einem schwarzen Punkt dargestellt, definiert die Mindestschwingspielzahl $N_{min,HFH}$ und die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_s$. Für alle der drei Kerbdetails wurden die Schnittpunkte der ursprünglichen mit der verbesserten Bemessungswöhlerlinie mathematisch bestimmt und werden in Form der Mindestlastwechselzahl $N_{min,HFH}$ im Anschluss an die Bemessungstabellen gegeben, siehe Tabelle 7-4, Tabelle 7-5 und Tabelle 7-6.

Anhand der Darstellung in Bild 7-1 wird deutlich, dass sich für Schwingspielzahlen größer $N_{min,HFH}$, eine HFH-Behandlung eine Wöhlerlinie (grün durchgezogen) oberhalb der ursprünglichen Kerbkennlinie (rot gestrichelt) ergibt. Für Schwingspielzahlen N größer als die Mindestschwingspielzahl $N_{min,HFH}$ ist die HFH-Behandlung also sinnvoll. Im Bereich von $N < N_{min,HFH}$ ist durch eine HFH-Nachbehandlung (grün gestrichelt dargestellt) keine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem Zustand as-welded ansetzbar. Es ergeben sich in Abhängigkeit des nachbehandelten Konstruktionsdetails unterschiedliche Kennlinienschnittpunkte, die für das jeweilige Detail in Tabelle 7-4 bis Tabelle 7-6 tabelliert sind.

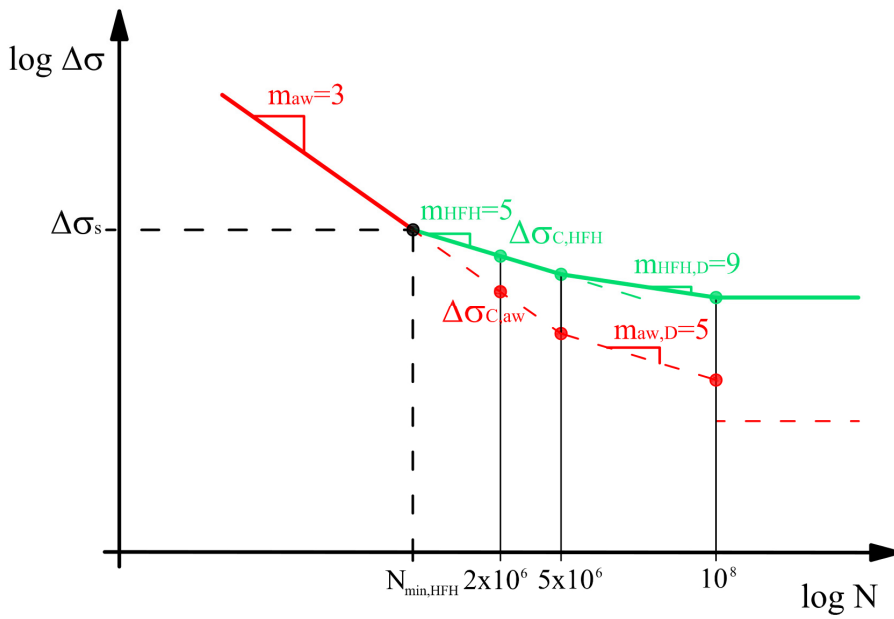


Bild 7-1: Darstellung des Schnittpunkts der verbesserten mit der ursprünglichen Bemessungswöhlerlinie zur Bestimmung der Mindestlastwechselzahl $N_{\min, HFH}$

Tabelle 7-4: Mindestlastwechselzahlen $N_{\min, HFH}$ entsprechend der DASt-RiLi [13] aus Tabelle 7-1 der unbelasteten Quersteife

Ursprüngliche Kerbfallklasse	Verbesserte Kerbfallklasse	Spannungsschwingbreite	Mindestlastwechselzahl	Ursprüngliche Kerbfallklasse	Verbesserte Kerbfallklasse	Spannungsschwingbreite	Mindestlastwechselzahl
$\Delta\sigma_{C,aw}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{C,HFH}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_s$ [N/mm ²]	$N_{\min, HFH}$ [-]	$\Delta\sigma_{C,aw}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{C,HFH}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_s$ [N/mm ²]	$N_{\min, HFH}$ [-]
71 ¹⁾ 50 < l ≤ 80 mm	80	96	817.100	80 ¹⁾ l ≤ 50 mm	90	107	826.600
	90	128	337.800		100	140	375.000
	100	167	153.250		112	186	160.300
	112	222	65.500		125	244	70.350
	125	292	28.750		140	324	30.100
	140	388	12.300		160	453	11.050
	160	542	4.500				

1) Für die Bemessung HFH-behandelter Details, die in Tabelle 9.8 nach DIN EN 1993-2:2010-12 geregelt sind, gilt der in DIN EN 1993-2 Tabelle 9.8 angegebene Kerbfall als Ausgangswert.

Tabelle 7-5: Mindestlastwechselzahlen $N_{\min, \text{HFH}}$ entsprechend der DAST-RiLi [13] aus Tabelle 7-2 der querbeanspruchten Stumpfnaht

Ursprüngliche Kerbfallklasse $\Delta\sigma_{C,aw}$ [N/mm ²]	Verbesserte Kerbfallklasse $\Delta\sigma_{C,HFH}$ [N/mm ²]	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_s$ [N/mm ²]	Mindestlastwechselzahl $N_{\min, \text{HFH}}$ [-]
90 ¹⁾	100	117	907.200
	112	155	387.900
	125	205	170.200
	140	272	72.750
	160	379	26.750

1) Für die Bemessung HFH-behandelter Details, die in Tabelle 9.8 nach DIN EN 1993-2:2010-12 geregelt sind, gilt der in DIN EN 1993-2 Tabelle 9.8 angegebene Kerbfall als Ausgangswert.

Tabelle 7-6: Mindestlastwechselzahlen $N_{\min, \text{HFH}}$ entsprechend der DAST-RiLi [13] aus Tabelle 7-4 der unbelasteten Längssteife

Ursprüngliche Kerbfallklasse $\Delta\sigma_{C,aw}$ [N/mm ²]	Verbesserte Kerbfallklasse $\Delta\sigma_{C,HFH}$ [N/mm ²]	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_s$ [N/mm ²]	Mindestlastwechselzahl $N_{\min, \text{HFH}}$ [-]
56 ¹⁾	80	137	137.800
	90	183	57.000
	100	239	28.850
	112	317	11.050
	125	417	4.850

1) Für die Bemessung HFH-behandelter Details, die in Tabelle 9.8 nach DIN EN 1993-2:2010-12 geregelt sind, gilt der in DIN EN 1993-2 Tabelle 9.8 angegebene Kerbfall als Ausgangswert.

7.2 Vergleich zu IIW-Recommendations

Innerhalb dieses Abschnitts werden die größtmöglichen erreichbaren Kerbfälle der DASt-Richtlinie den Ermüdungsklassen der IIW-Empfehlung [108], die bereits in Abschnitt 3.1.4 dargestellt wurden, gegenübergestellt. Ein wesentlicher Unterschied der Bemessungsklassen liegt in der weiteren Differenzierung für die Spannungsverhältnisse $R = 0,1$ und $R = -1$ beim DASt-Richtlinienkonzept.

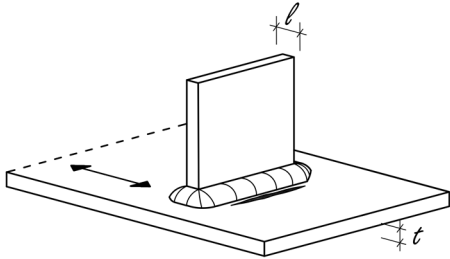
Die Anwendungsbereiche auf der Einwirkungsseite wurden bereits in Abschnitt 3.1.4 bzw. 7.1 aufgeführt und werden im Folgenden nicht diskutiert. Auf die Fußnoten im Zusammenhang mit den Anwendungsgrenzen und den Spannungsverhältnissen gemäß Tabelle 7-1, Tabelle 7-2, Tabelle 7-3 wird aufgrund des konkreten Vergleichs verzichtet.

Für die folgenden Diagramme sind die Kennlinien der DASt-Richtlinie durchgezogen und für die IIW-Empfehlung gestrichelt dargestellt.

Tabelle 7-7 zeigt den quantitativen, Bild 7-2 den grafischen Vergleich der maximal erreichbaren Kerbfallklassen für das Konstruktionsdetail unbelastete Quersteife unter Variation der Streckgrenze f_y .

Im unteren Streckgrenzenbereich ab S235 verhält sich die DASt-Richtlinie konservativer als die Ermüdungsfestigkeiten nach IIW Richtlinie. Für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ bzw. $-1,0$ äußert sich das in Form einer 2 Klassen geringeren, bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ in einer um eine Klasse geringeren Festigkeit für die DASt-Richtlinie. Im mittleren Streckgrenzenbereich von S355 bis kleiner S550 sind die Festigkeitswerte für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ gleich, für Spannungsverhältnis $R = 0,5$ ist der Wert der DASt-Richtlinie eine Klasse geringer. Für die Wechselbeanspruchung ergibt sich bei der DASt-Richtlinie eine um eine Klasse erhöhte Festigkeit. Im Streckgrenzenbereich S550 bis einschließlich S700 besteht nur ein Unterschied beim Spannungsverhältnis $R = 0,5$. Die DASt-Richtlinie liegt eine Kerbklasse über der IIW-Richtlinie.

Tabelle 7-7: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C, HFH}$ für das Nennspannungskonzept für die unbelastete Quersteife mit $l \leq 50\text{mm}$ mit dem Vorschlag nach IIW-Empfehlungen [108]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept					
	$\Delta\sigma_{C, HFH}$ [N/mm ²]					
	R [-]					
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0		0,1		0,5	
	DASt RiLi	IIW	DASt RiLi	IIW	DASt RiLi	IIW
$S235 \leq f_y < S355$	100	125	100	125	80	90
$S355 \leq f_y < S550$	160	140	140	140	90	100
$S550 \leq f_y \leq S700$	160	160	160	160	125	112

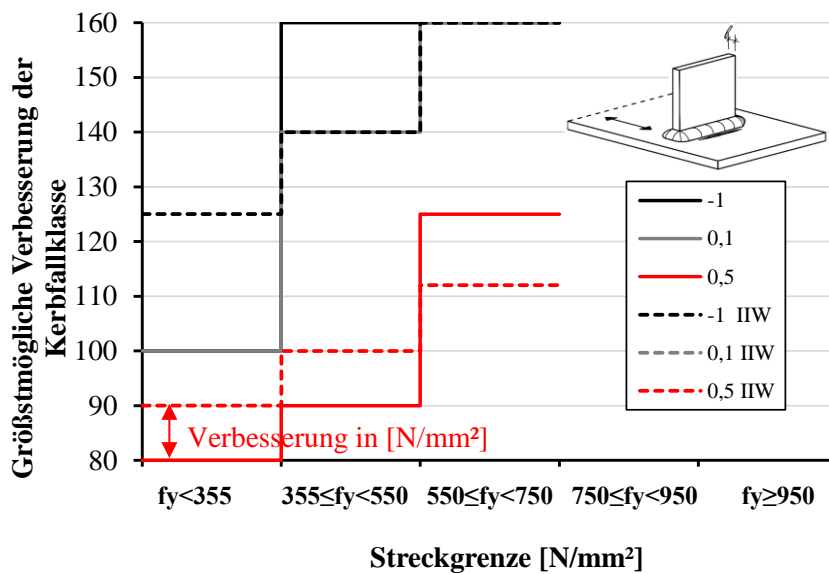
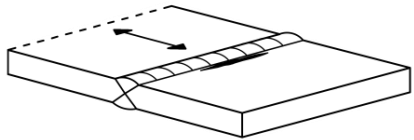


Bild 7-2: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für die unbelastete Quersteife nach IIV-Empfehlung [108] und DAST-Richtlinie [13] in [N/mm²] gegenüber dem Referenzkerbfall 80 N/mm²

Tabelle 7-8 zeigt den quantitativen, Bild 7-3 den grafischen Vergleich der maximal erreichbaren Kerbfallklassen für das Konstruktionsdetail querbelasteter Stumpfstoß unter Variation der Streckgrenze f_y . Analog zu unbelasteten Quersteife sind die Ermüdungsfestigkeiten für den unteren Streckgrenzenbereich konservativ gegenüber dem Vorschlag der IIV-Empfehlung [108]. Der Stumpfstoß aus S235 wird für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ bzw. $R = -1,0$ um 3 Klassen besser und für das Spannungsverhältnis $R = 0,5$ um 2 Klassen besser bewertet. Für den mittleren Streckgrenzenbereich werden beim IIV sowohl für Spannungsverhältnis $R = -1,0$ und $R = 0,1$ der Grundmaterialwert von 160 N/mm² erreicht, wobei die DAST-Richtlinie nur für das Spannungsverhältnis $R = -1,0$ den Bestwert zulässt. Auch beim querbelasteten Stumpfstoß im Streckgrenzenbereich S550 bis einschließlich S700 besteht nur ein Unterschied beim Spannungsverhältnis $R = 0,5$. Die DAST-Richtlinie liegt hier analog eine Kerbfallklasse über der IIV-Richtlinie.

Tabelle 7-8: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C, HFH}$ für das Nennspannungskonzept für den querbelasteten Stumpfstoß mit dem Vorschlag nach IIV-Empfehlungen [108]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept ¹⁾					
	$\Delta\sigma_{C, HFH}$ [N/mm ²]					
	R [-]					
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0		0,1		0,5	
	DAST RiLi	IIV	DAST RiLi	IIV	DAST RiLi	IIV
$S235 \leq f_y < S355$	¹⁾	140	¹⁾	140	¹⁾	100
$S355 \leq f_y < S550$	160	160	140	160	100	112
$S550 \leq f_y \leq S700$	160	160	160	160	140	112

1) Keine verbesserte Ermüdungsfestigkeit, da unzureichende Datenbasis.

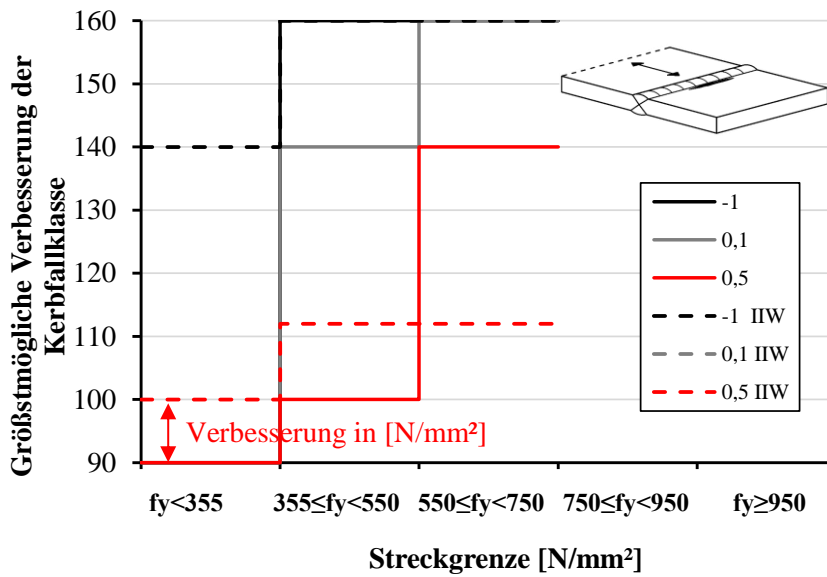
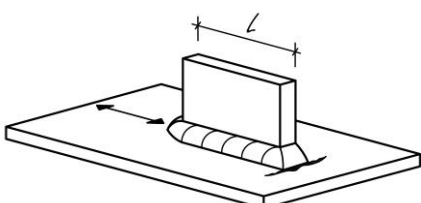


Bild 7-3: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für den querbelasteten Stumpfstoß nach IIW-Empfehlung [108] und DASt-Richtlinie [13] gegenüber dem Referenzkerbfall 90 N/mm²

Tabelle 7-9: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C, HFH}$ für das Nennspannungskonzept für die unbelastete Längssteife mit dem Vorschlag nach IIW-Empfehlungen [108]

	Durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserte Ermüdungsfestigkeit für das Nennspannungskonzept ^{1), 6)}					
	$\Delta\sigma_{C, HFH}$ [N/mm ²]					
	R [-]					
Stahlgüte nach DIN EN 10025	-1,0		0,1		0,5	
	DASt RiLi	IIW	DASt RiLi	IIW	DASt RiLi	IIW
$S235 \leq f_y < S355$	2)	90	2)	90	2)	63
$S355 \leq f_y < S550$	112	100	112	100	80	71
$S550 \leq f_y \leq S700$	125	112	125	112	80	80

- 1) Tabelle gilt für Basiskerbfall 56, sowie für alle weiteren Kerbfälle mit geringerer Steifenlänge; aufgrund unzureichender Datenbasis für kürzere Steifengeometrien konnten keine verbesserten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{C, HFH}$ für diese Fälle bestimmt werden, so dass konservativ Tabelle 7-9 auch für kürzere Steifenlängen anzuwenden ist.
- 2) Keine verbesserte Ermüdungsfestigkeit, da unzureichende Datenbasis.
- 6) Bei unbelasteter Längssteife unter planmäßig **reiner Biegebeanspruchung** des Grundblechs ist die ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C, HFH}$ um eine Kerbfallklasse zu reduzieren.

Tabelle 7-9 zeigt den quantitativen, Bild 7-4 den grafischen Vergleich der maximal erreichbaren Kerbfallklassen für das Konstruktionsdetail unbelastete Längssteife unter Variation der Streckgrenze f_y .

Da für den unteren Streckgrenzenbereich an der unbelasteten Längssteife keine Versuchsdaten vorlagen, wird innerhalb der DAST-Richtlinie auf eine Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit für diesen Streckgrenzenbereich verzichtet. Im mittleren Streckgrenzenbereich von S355 bis kleiner S550 sind die Festigkeitswerte der DAST-Richtlinie jeweils eine Kerbfallklasse günstiger als bei dem Vorschlag der IIW-Empfehlung. Für den Streckgrenzenbereich von S550 bis einschließlich S700 ist auch die Festigkeit der DAST-Richtlinie um eine Klasse höher, nur bei dem Spannungsverhältnis $R = 0,5$ unterscheiden sich die Festigkeiten der Richtlinien nicht.

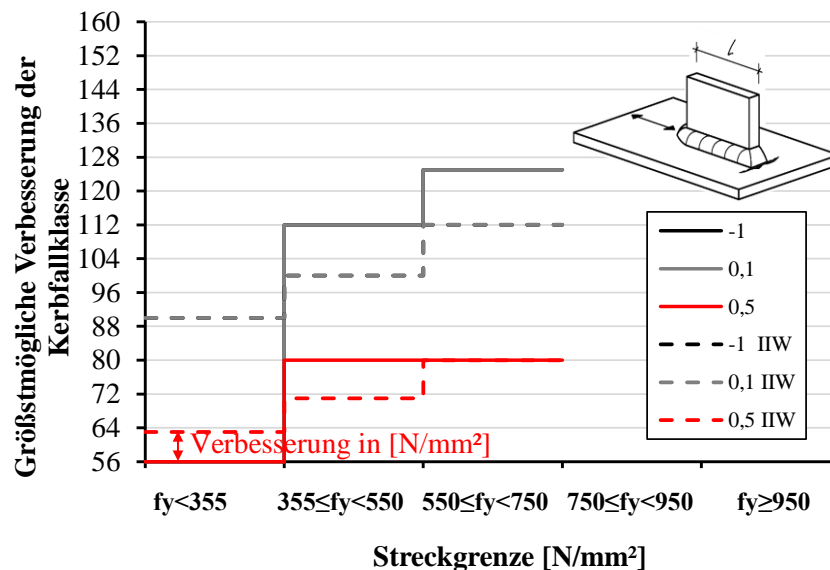


Bild 7-4: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für die unbelastete Längssteife nach IIW-Empfehlung [108] und DAST-Richtlinie [13] gegenüber dem Referenzkerbfall 56 N/mm²

7.3 Betriebsbeanspruchung von Brückenbauwerken und die Berücksichtigung des Spannungsverhältnisses

7.3.1 Allgemeines

Grundlage der Ermüdungsfestigkeit für den Nachweis mittels Nennspannungskonzepts mithilfe der Kerbfallkategorien in DIN EN 1993-1-9 [28] ist der *Wöhler*versuch. Dieser unterscheidet sich von realen ermüdungsbeanspruchten Bauwerken unter Betriebsbeanspruchung durch eine Vereinfachung des Lastkollektivs. Die aufgebrachte Spannungsamplitude entspricht beim typischen Wöhlerversuch einem Einstufenkollektiv.

Die Berücksichtigung einer tatsächlichen Betriebsbeanspruchung, wie sie auf Brückenbauwerke durch unterschiedliche Verkehrsaufkommen und variierende Fahrzeuggewichte aufgebracht wird, muss deshalb, um mit dem klassischen Wöhlerversuch vergleichbar zu sein, umgerechnet werden in ein Einstufenkollektiv. Hierzu dienen in DIN EN 1993-2 [29] die Schadensäquivalenzfaktoren λ , mit denen die berechneten Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$, die aus dem Ermüdungslastmodell resultieren, multipliziert werden, siehe Bild 7-5. So wird auf Basis der erzeugten Schädigung eines Mehrstufenkollektivs die Spannungsschwingbreite in ein Einstufenkollektiv umgewertet, das wiederum mit der Wöhlerlinie verglichen werden kann.

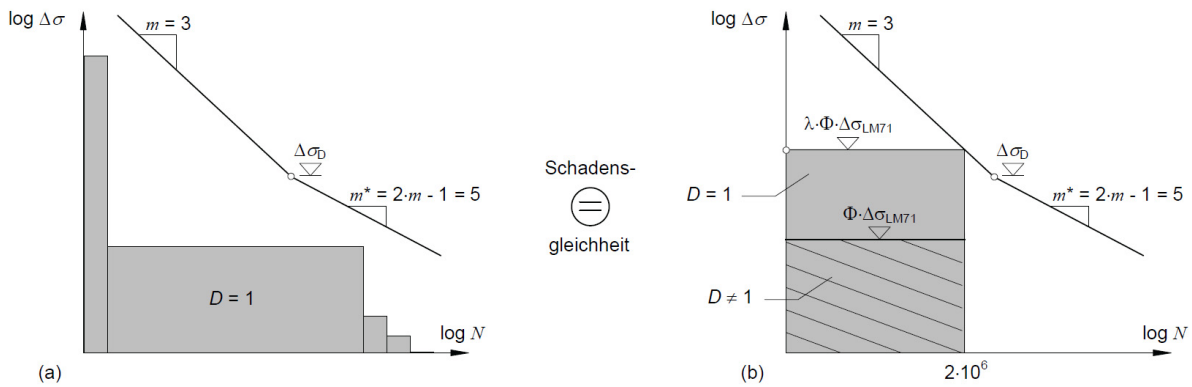


Bild 7-5: Auszug aus DASt-Bericht [95] zum realen mehrstufigen Spannungskollektiv (a) und dem schadens-äquivalenten Einstufenkollektiv (b)

7.3.2 Betriebsbeanspruchung einer typischen Eisenbahnbrücke mit kurzer Spannweite

7.3.2.1 Allgemeines

Nachfolgend wird entsprechend der Berechnungsgrundlagen der „Eisenbahnüberführung Hausberger Straße“ – deren Daten im Zuge des FOSTA-Forschungsprojekts [91] durch das Büro Meyer+Schubart übergeben [14] wurden - das erzeugte Mehrstufenkollektiv für das Detail der unbelasteten Quersteife berechnet. Ziel dabei ist es die Betriebsbeanspruchung hinsichtlich des einwirkenden Spannungsverhältnis R abzuschätzen. Weitere Untersuchungen zum Brückentyp der Dickblech-Trogbrücke folgen ab Kapitel 9.

7.3.2.2 Ermittlung des Mehrstufenkollektivs für die Dickblech-Trogbrücke aus Betriebszügen entsprechend 25 t-Mix nach DIN EN 1991-2 [23]

Mittels Stabstatik werden die einwirkenden Momente entsprechend der angegebenen Verkehrszusammensetzung nach DIN EN 1991-2 [23] ermittelt. Anschließend werden mit Hilfe der Rainflow Methode die Spannungsschwingbreiten sowie die Schwingspiele je Überfahrt gezählt und auf die Lebensdauer der Brücke hochgerechnet.

Als Verkehrsart zur Bemessung ist der Schwerlastverkehr (25t-Mix) nach DIN EN 1991-2 [23] angegeben, der sich aus den Betriebszügen 5, 6, 11 und 12 zusammensetzt, siehe Tabelle 7-10. Die relevanten Zugtypen sind in Bild 7-6 dargestellt.

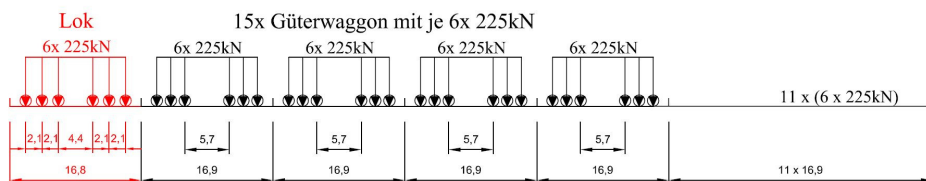
Die dynamische Erhöhung für die Betriebszugbeanspruchung wird entsprechend Anhang D nach DIN EN 1991-2 [23] mit Gleichung (7.3) berücksichtigt.

$$1 + \frac{1}{2}(\varphi' + \frac{1}{2}\varphi'') = 1,67 \quad (7.3)$$

mit $\varphi' = \frac{K}{1-K+K^4} = 1,32$ und $K = \frac{v}{160} = 1,32$

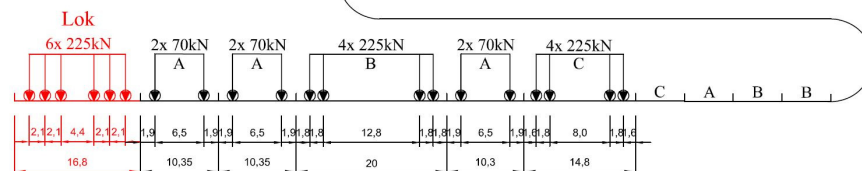
und $\varphi'' = 0,56 e^{-\frac{L_{\Phi}^2}{100}}$

Typ 5 (Lokgezogener Güterzug)



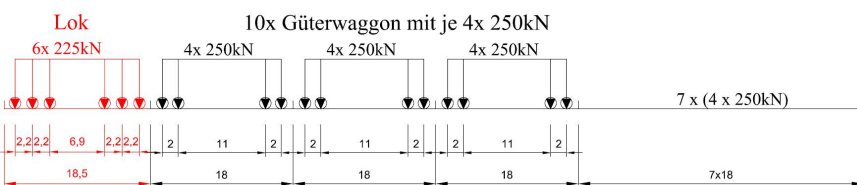
$\Sigma Q = 21.600 \text{ kN}$
 $V = 80 \text{ km/h}$
 $L = 270,30 \text{ m}$
 $q = 80,0 \text{ kN/m}$

Typ 6 (Lokgezogener Güterzug):



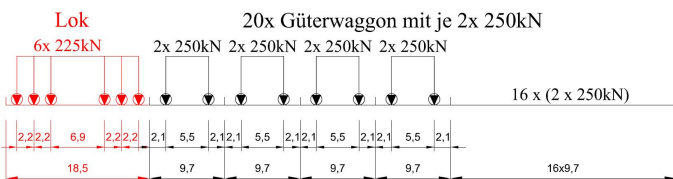
$\Sigma Q = 14.310 \text{ kN}$
 $V = 100 \text{ km/h}$
 $L = 333,10 \text{ m}$
 $q = 43,0 \text{ kN/m}$

Typ 11 (Lokgezogener Güterzug):



$\Sigma Q = 11.350 \text{ kN}$
 $V = 120 \text{ km/h}$
 $L = 198,50 \text{ m}$
 $q = 57,2 \text{ kN/m}$

Typ 12 (Lokgezogener Güterzug):



$\Sigma Q = 11.350 \text{ kN}$
 $V = 100 \text{ km/h}$
 $L = 212,50 \text{ m}$
 $q = 53,4 \text{ kN/m}$

Bild 7-6: Betriebszüge entsprechend 25t-EC-Mix nach DIN EN 1991-2 [23]

Tabelle 7-10: Schwerlastverkehr mit 25t (250kN) Achslast nach DIN EN 1991-2 [23]

Zugtyp	Zuganzahl je Tag	Zuggewicht [t]	Verkehrsvolumen [10 ⁶ t/Jahr]
5	6	2.160	4,73
6	13	1.431	6,79
11	16	1.135	6,63
12	16	1.135	6,63
	51		24,78

Der Vergleich am Beispiel des Trogbüchensversuchs in Abschnitt 11.6.3 und 11.11.5.2 zeigt, dass die numerisch ermittelten Spannungen ein Abfallen der Dehnung vor der Quersteife berücksichtigen, die durch die Stabstatik nicht ermittelt werden können. Für die Ermittlung des Mehrstufenkollektivs werden die Spannungen auf Basis der Stabstatik ermittelt, somit liegt die Berechnung auf der sicheren Seite. Mithilfe der in Tabelle 7-11 dokumentierten Querschnittswerte wurden die Spannungen ermittelt.

Tabelle 7-11: Querschnittswerte zur Bestimmung der Längsspannung σ_x auf Höhe der Untergurtoberkante

I_y [cm ⁴]	3.701.770
$W_{y,QS}$ [cm ³]	189.835

In Bild 7-7 zeigt exemplarisch den Momentenzeitverlauf aus der Beanspruchung durch eine Überfahrt des Betriebszugs 5. Die daraus resultierenden Längsspannungen σ_x auf Höhe der Quersteife in Feldmitte sind in Bild 7-8 dargestellt. Entsprechend ergeben sich in Bild 7-9 die Spannungsschwingbreiten aus einer Überfahrt des Betriebszugs 5. Für den Betriebszug 11 ist der Momentenzeitverlauf in Bild 7-10 und die Spannungsschwingbreiten aus einer Überfahrt in Bild 7-11 dargestellt.

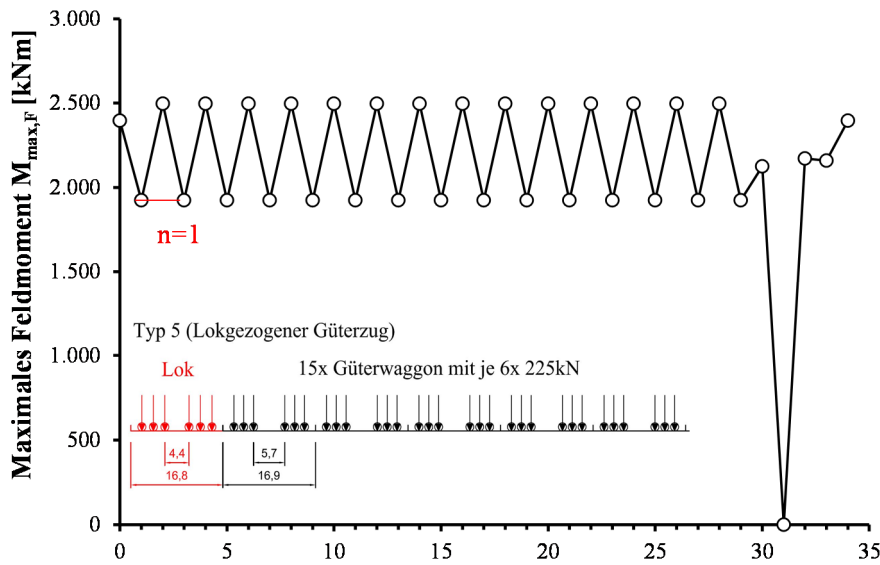


Bild 7-7: Zeitverlauf der Momentenbeanspruchung in Feldmitte infolge Zugüberfahrt des Betriebszugs 5 auf Einfeldträger der Länge $l = 15$ m

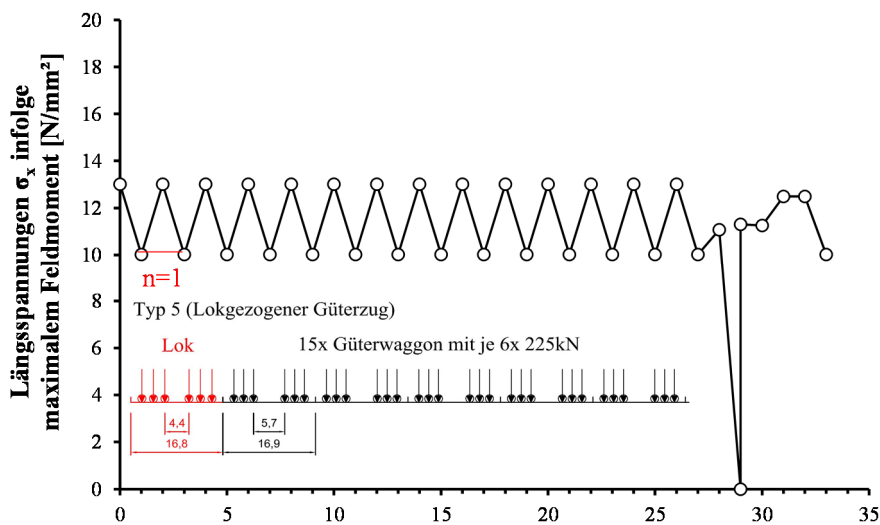


Bild 7-8: Zeitverlauf der Längsspannungen auf Höhe der Quersteife infolge Überfahrt des Betriebszugs 5 auf Einfeldträger der Länge $l = 15$ m

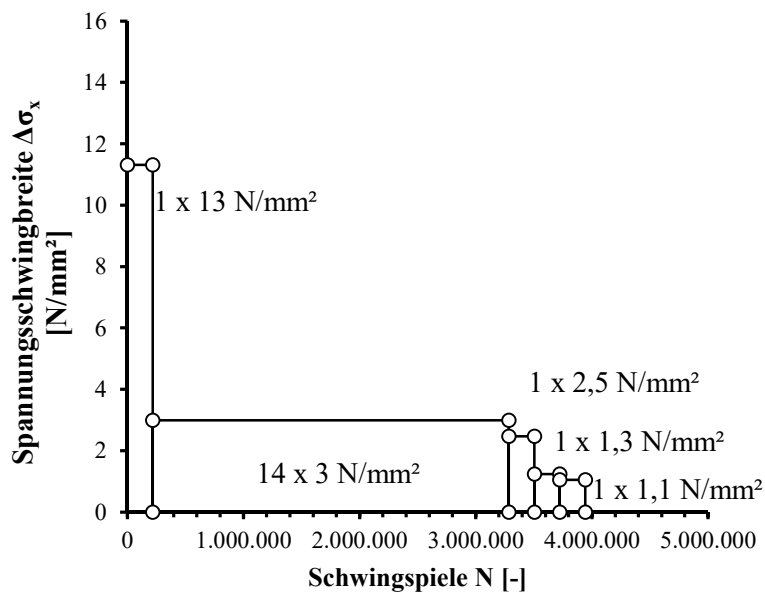


Bild 7-9: Spannungsschwingbreiten auf Höhe der Quersteife für Zugüberfahrt von Betriebszug 5 in 100 Jahren

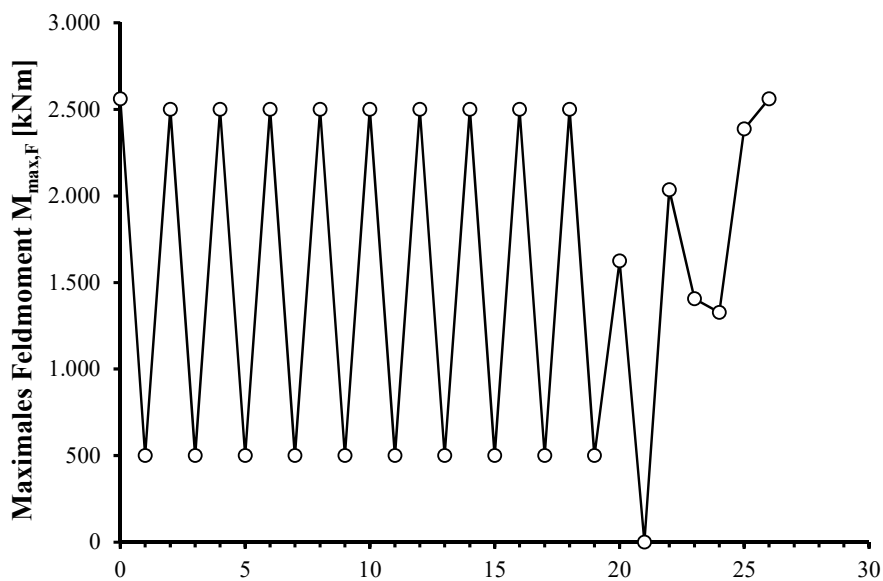


Bild 7-10: Zeitverlauf der Momentenbeanspruchung in Feldmitte infolge Zugüberfahrt des Betriebszugs 11 auf Einfeldträger der Länge $l = 15$ m

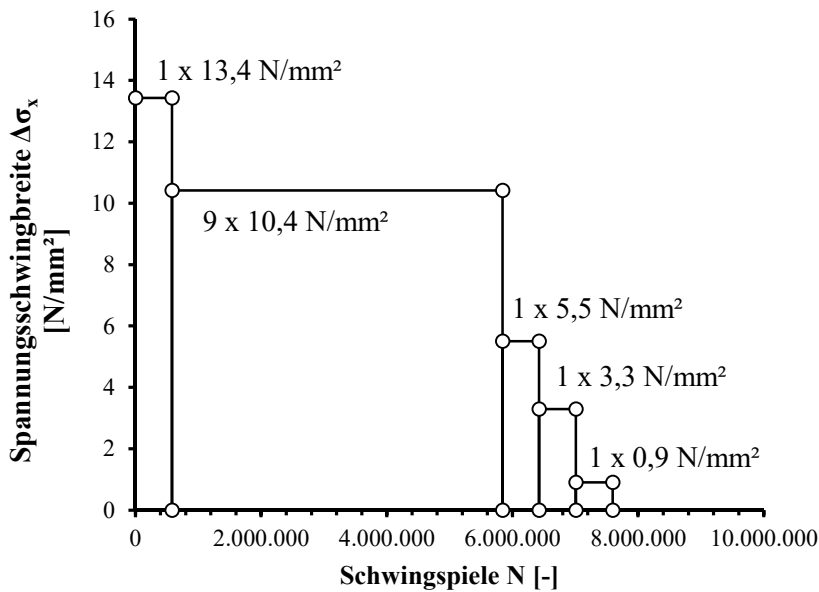


Bild 7-11: Spannungsschwingbreiten auf Höhe der Quersteife für Zugüberfahrt von Betriebszug 11 in 100 Jahren

7.3.2.3 Ermittlung des Spannungsverhältnisses am Beispiel der Dickblech-Trogbrücke

In der Bemessungspraxis ist die Ermittlung des Spannungsverhältnisses R in der Regel nicht relevant, da entsprechend der Kerbfälltabellen nach DIN EN 1993-1-9 [28] nicht unterschieden wird zwischen den unterschiedlichen Beanspruchungsarten. Das Bemessungskonzept entsprechend Abschnitt 7.1 differenziert den Ermüdungsfestigkeitszuwachs allerdings in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R . Im Folgenden wird daher das Spannungsverhältnis unter Betriebsbeanspruchung für das Detail der HFH-behandelten unbelasteten Quersteife in Feldmitte für die Betriebszüge 5 und 11 ermittelt, da diese sich hinsichtlich der Höhe der Spannungen am meisten unterscheiden.

Hierzu wurde die 15 m Dickblech-Trogbrücke unter Eigengewicht angenommen, um die Unterspannung σ_u zu ermitteln. Ausbaulasten wurden für das Beispiel vernachlässigt. In Feldmitte beträgt die Längsspannung $\sigma_{u,x}$ auf Höhe der Oberkante Untergurt unter Eigengewicht knapp 4 N/mm².

Die Spannung σ_x an der gleichen Stelle beträgt bei Beanspruchung durch den Betriebszug 5, siehe Bild 7-7 zwischen 3 N/mm² zehn mal je Überfahrt und maximal 13 N/mm² ein mal je Überfahrt. Durch Addition der Eigengewichtsspannung erhält man die Oberspannung $\sigma_{o,x}$ zu 7 N/mm² bis maximal 17 N/mm².

Nach Gleichung (7.4) ergibt sich ein Spannungsverhältnis R für die Quersteife zwischen 0,24 und 0,57. Mithilfe der DASt-Richtlinie 026 [13] lässt sich die Ermüdungsfestigkeit für Spannungsverhältnisse $R > 0,5$ nicht interpolieren, da die zu Grunde gelegten Versuchsdaten keine Versuchsergebnisse mit größeren Spannungsverhältnissen R boten. Es stellt sich bei Betrachtung der berechneten Oberspannungen allerdings die Frage, welche aus dem Spannungskollektiv die „bemessungsmaßgebenden“ für die Ermittlung des Spannungsverhältnisses wären.

Bei Beanspruchung durch den Betriebszug 11 beträgt die Spannung σ_x an der Quersteife in entsprechend Bild 7-7 zwischen 10,4 N/mm² neun mal je Überfahrt und maximal 13,4 N/mm² ein mal je Überfahrt. Durch Addition der Eigengewichtsspannung erhält man die Oberspannung $\sigma_{o,x}$ zu 14,4 N/mm² bis maximal 17,4 N/mm².

Nach Gleichung (7.5) ergibt sich ein Spannungsverhältnis R für die Quersteife zwischen knapp 0,23 und 0,28. Demnach bewegt sich die Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Quersteife in Feldmitte zwischen 112 N/mm^2 entsprechend den Ermüdungsfestigkeiten nach Tabelle 7-1 und der linearen Interpolation für S355 mit Gleichung (7.6).

$$R (\text{Betriebszug } 5) = \frac{\sigma_{u,x}}{\sigma_{o,x}} = \frac{4 \text{ N/mm}^2}{7 \text{ bis } 17 \text{ N/mm}^2} = 0,24 \text{ bis } 0,57 \quad (7.4)$$

$$R (\text{Betriebszug } 11) = \frac{\sigma_{u,x}}{\sigma_{o,x}} = \frac{4 \text{ N/mm}^2}{14,4 \text{ bis } 17,4 \text{ N/mm}^2} = 0,23 \text{ bis } 0,30 \quad (7.5)$$

$$f(0,3) = f + \frac{f_1 - f_0}{x_1 - x_0} (x - x_1) = 115 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2} \quad (7.6)$$

\rightarrow nächstkleinere Kerbfallklasse $112 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$

Anhand des Eisenbahnbrücken-Beispiels wird deutlich, dass die Beanspruchungssituation nicht zu einem konstanten ableitbaren Spannungsverhältnis R führt, das für die Bemessung mittels der DAST-Richtlinie 026 [13] herangezogen werden kann. Wie am Beispiel der Betriebszüge 5 und 11 dargestellt, führt die Berechnung der Mehrstufenkollektivs des jeweiligen Betriebszugs zu einem Spektrum an Spannungsverhältnissen für nur eine Zugüberfahrt.

Hieraus wird ersichtlich, dass Untersuchungen für Straßen- und Eisenbahnbrücken hinsichtlich ihrer Beanspruchungssituation erforderlich sind, um zusätzlich zur Unterscheidung der Spannungsverhältnisse auf der Widerstandsseite, Regeln und Randbedingungen hinsichtlich der Berücksichtigung des Spannungsverhältnis auf der Einwirkungsseite zu entwickeln.

7.3.3 Untersuchungen zur Ermittlung der Beanspruchung an Straßenbrücken nach Shams-Hakimi [147]

Der Fokus der vorliegenden Arbeit und des DAST-AiF-17886-Projekts [94] lag auf der Bestimmung der verbesserten Bemessungswiderstände durch die HFH-Behandlung und deren beeinflussenden Faktoren. Untersuchungen auf Seite der Einwirkungen wurden nicht durchgeführt.

Im Folgenden, werden über das Rechenbeispiel der Dickblech-Trogbrücke unter Eisenbahnverkehr hinaus, Erkenntnisse aus Shams-Hakimi [147] aufgeführt, der sich mit der Betriebsbeanspruchung von Straßenbrücken in Verbund- und Massivbauweise beschäftigt hat. Im Gegensatz zur reinen Stahlbauweise wurden, infolge des höheren Eigengewichtsanteils, für die genannten Brückentypen besonders hohe und somit ungünstige Spannungsverhältnisse ermittelt.

Im Fokus der Messungen und Simulation der realen Betriebsbeanspruchung standen vier existierende schwedische Straßenbrücken in Verbund- und Massivbauweise. Es konnte gezeigt werden, dass die schadensanfälligen Bereiche, die sich bei allen Bauwerken in Feldmitte befanden, ausschließlich zugbeansprucht wurden. Wie zu erwarten war, ist das Spannungsverhältnis jedoch nicht konstant. Inwieweit ein variierendes Spannungsverhältnis bei der Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von HFH-nachbehandelten Stahl- und Verbundbrücken berücksichtigt werden sollte, wurde deshalb in [147] untersucht.

Ein weiterer Fokus der Untersuchungen lag auf Brückenabschnitten mit hohen Druckbeanspruchungszuständen, wo die Stabilität der durch die HFH-Behandlung eingebrachten Druckeigenstressungen nicht mehr gewährleistet sein könnte. Die druckbeanspruchten Bereiche waren überwiegend durch konstante kleine Mittelspannungen sowie niedrigere Spannungsschwingbreiten geprägt, im Vergleich zu den scha-

densanfälligeren zugbeanspruchten Bereichen. Shams-Hakimi [147] konnte zeigen, dass, wenn die Zugspannungen innerhalb der Anwendungsgrenzen des IIW liegen, die Druckspannungen einen verhältnismäßig geringen Anteil der Streckgrenze ausmachen. Shams-Hakimi [147] geht deshalb davon aus, dass die in Stahlverbundbrücken unter Betrieb auftretenden Druckspannungen als unkritisch betrachtet und somit vernachlässigt werden können.

Analog zu den in Abschnitt 6.5.1.2 erläuterten Versuchen aus dem DASt-AiF-17886-Projekt [94] wurden in [147] Versuchsserien mit Vorbelastung (Drucküberlasten) und sehr hohen Mittelspannungen mit realen Spannungsschwingbreiten durchgeführt und festgestellt, dass dies zu einer deutlichen geringeren Ermüdungsfestigkeit gegenüber den Referenzversuchen führte. Dies bestätigt wiederum die ermittelten Anwendungsgrenzen aus Abschnitt 7.1, die durch die am *KIT* durchgeführten und ausgewerteten Überlast-Versuche im DASt-AiF-17886-Projekt [94] ermittelt werden konnten.

Zwar traten anhand der vier untersuchten Brückenbeispiele in [147] infolge Betriebsbeanspruchung solche Drucküberlasten nicht auf, allerdings müssen, wie bereits in Abschnitt 4.4.1.2 erwähnt, speziell bei Brücken mit HFH-behandelten Nähte die Bau- und Montagezustände auf hohe Überlasten überprüft und vermieden werden.

Um zu klären, in wie weit variable Spannungsamplituden und variierende Spannungsverhältnisse die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit herabsetzen, wurden in [147] u.a. Versuche an HFH-nachbehandelten Quersteifen unter variablen Amplituden durchgeführt.

Weiterer Untersuchungsgegenstand in [147] war die Berücksichtigung von hohen Mittelspannungen und variierenden Spannungsverhältnisse. Im Gegensatz zur DASt-Richtlinie, verfolgt [147] den Ansatz die einwirkende Spannungsschwingbreite durch einen entsprechenden Faktor zu erhöhen.

Mithilfe der durchgeführten Ermüdungsversuche in [147] konnte gezeigt werden, dass bei geringen variierenden Mittelspannungen ($R \approx 0,1$) die Ermüdungsfestigkeit vergleichbar oder sogar besser ist als bei konstanten Amplituden mit $R = 0,1$. Folglich erfahren Brücken mit HFH-behandelten unbehandelten Quersteifen keine zusätzliche Schädigung durch variable Amplituden bei kleinem Spannungsverhältnis im Vergleich zu konstanten Beanspruchungsamplituden. Allerdings konnte durch die Ergebnisse der Ermüdungsversuche auch die nachteilige Wirkung der hohen Zugspannungen infolge des Eigengewichts, also unter sehr hohen Mittelspannungen ($R \approx 0,5 - 0,8$), was die auf der Widerstandsseite durchgeführten Untersuchungen in Abschnitt 6.2.1 bestätigt.

Für die Einwirkungsseite wurde in prEN 1993-1-9 [127] deshalb eine Modifizierung der schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{E,2}$ zur Berücksichtigung der variierenden Mittelspannungen in Form eines zusätzlichen Schadensäquivalenzfaktors λ_{HFMI} für Straßenbrücken nach [147] ergänzt.

Der Einfluss der ungünstigen höheren Mittelspannung unter variablen Amplituden ist im Anhang zur HFH-Nachbehandlung in prEN 1993-1-9 [127] mit einer innerhalb [147] entwickelten, ergänzenden Gleichung für den Einwirkungsbereich berücksichtigt.

7.4 Zusammenfassung

Mit Abschnitt 7.1 wurde der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Kerbdetails entsprechend der innerhalb vom DASt-AiF-Projekt [94] und im Rahmen dieser Arbeit entwickelten DASt Richtlinie 026 [13] vorgestellt. Mit den in Tabellenform gegebenen, durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeiten für das Nennspannungskonzept und den enthaltenen Anwendungsgrenzen wurden für jedes Detail übersichtliche Tabellen zur Ermüdungsbemessung auf Basis des Nennspannungskonzepts geschaffen. Ergänzungen weiterer Kerbdetails sowie Erweiterungen hinsichtlich der Spannungsverhältnisse oder Stahlgüten sind durch die offene Gestaltung möglich und sinnvoll.

Der Vergleich der Ermüdungsfestigkeiten der DAST-Richtlinie 026 [13] und etwaige Unterschiede zu dem aktuellen Ansatz der IIW-Recommendations [108] wurde in Abschnitt 7.2 gezeigt. Darüberhinaus wurde in Abschnitt 7.3 ein Eisenbahnbrückenbeispiel unter Betriebszugbeanspruchung hinsichtlich des auftretenden Spannungsverhältnisses an der Quersteife in Feldmitte diskutiert und offene Fragestellungen formuliert.

Der Exkurs in Abschnitt 7.3.3 zu Untersuchungen im Rahmen der Dissertation von Shams-Hakimi [147] zu Betriebsbeanspruchungen von Straßenbrücken gibt einen Ausblick zu Ansätzen zur Berücksichtigung des Spannungsverhältnisses auf der Einwirkungsseite, die nicht Gegenstand dieser Arbeit waren.

Im nachfolgenden Kapitel wird die Fragestellung nach einem Qualitätssicherungskonzept bei HFH-behandelten Schweißnähten vorgestellt. Bisherige Ansätze werden erläutert und basierend auf Eigenspannungsmessungen und Ermüdungsversuchen wird ein erster Ansatz zur Qualitätssicherung hergeleitet.

8 Qualitätssicherung

8.1 Erfordernis eines Qualitätssicherungskonzepts

Maßnahmen zur Überprüfung einer bestimmten geforderten, bzw. erforderlichen Qualität bei der Anwendung von Fertigungsverfahren sind in der Stahlbaufertigung weit verbreitet. Im Bereich der Schweißtechnik stehen sowohl zerstörende als auch zerstörungsfreie Verfahren zur Überprüfung einer bestimmten Schweißnahtqualität zur Verfügung. Ebenso ergibt sich der Bedarf eines solchen Prüfverfahrens für die Höherfrequenten Hämmerverfahren, die die Ermüdungsfestigkeit einer Schweißnaht steigern und somit für die Bemessung angesetzt werden sollen. In der Vergangenheit gab es stetig Bemühungen ein Qualitätssicherungsverfahren für die Höherfrequenten Hämmerverfahren zu entwickeln.

Scholtes stellt in [140] die charakteristischen Randschichteigenschaften und deren Verlauf nach einer mechanischen Randschichtverformung in die Tiefe des Werkstücks anhand Bild 8-1 schematisch dar. So kann die veränderte Bauteiltopografie mittels der Rauigkeitsmaße R_t und R_a beschrieben werden. Neben dem Eigenspannungsverlauf in Längs- und Querrichtung ($\sigma_l^{ES}(z)$ und $\sigma_q^{ES}(z)$) und der Halbwertsbreite $HWB(z)$, beschreibt der Härteverlauf $HV(z)$ die Veränderung durch eine randschichtverändernde Bearbeitung. Demnach können auch die eingebrachten Härtewerte und deren Tiefenverlauf als Beleg für eine korrekte HFH-Nachbehandlung dienen.

Im Folgenden werden einige Ansätze vorgestellt und beurteilt.

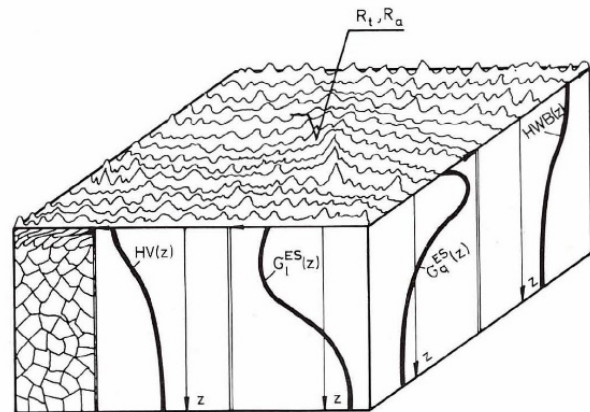


Bild 8-1: Schematischer Verlauf charakteristischer Randschichteigenschaften nach einer mechanischen Randschichtverformung nach Scholtes [140]

8.2 Bisherige Ansätze der Qualitätssicherung für HFH-Verfahren

8.2.1 Almen-Streifen-Test

Als alternatives, jedoch weniger wirksames Schweißnahtnachbehandlungsverfahren findet das Kugelstrahlen heutzutage seine Anwendung im Stahlbau, aber auch im Massivbau für die Oberflächenvorbereitung von Betonflächen. Ähnlich wie beim Höherfrequenten Hämmern werden kugelförmige Teilchen durch Druckluft oder Zentrifugalkräfte beschleunigt auf eine Oberfläche geschossen, um dort plastische Verformungen an der Oberfläche zu erzeugen. Dadurch entstehen, ähnlich wie beim Hämmern, Druckeigenspannungen an der Oberfläche.

Um sowohl die Einstellungen der Strahlanlage als auch das beschleunigte kugelförmige Strahlmittel zu überprüfen, wurde der sogenannte „Almen-Test-Streifen“ entwickelt. Hierbei wird eine definierte Federstahlplatte auf einem definierten Untergrund fixiert und kugelgestrahlt. Anschließend wird das verformte Plättchen vermessen. Anhand der Biegeverformung können Rückschlüsse auf die Einstellparameter und die Wirksamkeit festgestellt werden. Untersuchungen im Rahmen der FOSTA-Kurzstudie

[164] für die Anwendung der HFH-Verfahren haben jedoch gezeigt, dass der Almen-Test für diese Verfahren ungeeignet ist. Das Testergebnis ergibt sich aus der Formänderung des Teststreifens und diese Formänderung ist durch die Geräteführung des Anwenders stark beeinflussbar und somit manipulierbar.

8.2.2 Spurtiefenmessung

8.2.2.1 Allgemeines

Parallel zur Quantifizierung der verbesserten Ermüdungsfestigkeit wurde die Geometrie des Eindrucks der Hammerspur vielfach untersucht. In der Literatur sind diverse geometrische Parameter zur Beschreibung der durch HFH-Anwendung erreichten Eindruckgeometrie zu finden. Einige ausgewählte sind in Bild 8-3 entsprechend eines HFH-behandelten Versuchskörpers in Bild 8-2 dargestellt.

So werden neben der Eindringtiefe des Basisblechs (a , e_v und D_b) und die äußere Begrenzung des Eindrucks (a , e_a , D_w) auch der Radius des Eindrucks sowie die Spurbreite (b_h und W) als Indikator für eine gelungene Nachbehandlung herangezogen.

Allerdings sei angemerkt, dass die erzeugte Spurtiefe abhängig von dem Material, der vorliegenden Schweißnahtkerbe und auch dem angewandten HFH-Verfahren ist. Somit ist eine allgemeine Angabe von Grenzwerten für die Spurtiefe nur bedingt aussagekräftig.

Innerhalb des Refresh-Projekts [163] wurde eine Tiefenlehre zur Überprüfung der erforderlichen Eindringtiefe bezogen auf das Basisblech (siehe Bild 8-3 Eindringtiefen b , e_v und D_b) der erzeugten Hammerspur entwickelt. Sie ist derart konzipiert, dass die auf dem Basisblech aufliegende Kante bei einer Mindesteindringtiefe von 0,2 mm plan auf dem Werkstück aufliegt.

Die Tiefenlehre wird in den IIW-Empfehlungen [108] zur Überprüfung der Eindringtiefe als quantitative Messmethode zur Qualitätssicherung empfohlen. Die dort angegebenen Grenzwerte reichen von 0,2 bis 0,6 mm für den Parameter „ b “ in Bild 8-3. Für die optimale Spurbreite „ b_h “ bzw. „ W “ ist ein Bereich von 3 bis 6 mm gegeben.

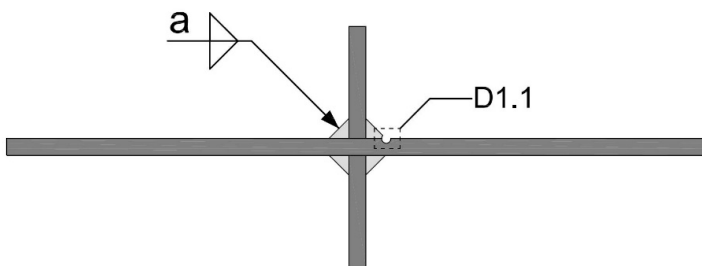


Bild 8-2: Übersicht des Versuchskörpers mit HFH-behandelter Spur aus unterschiedlichen Untersuchungen

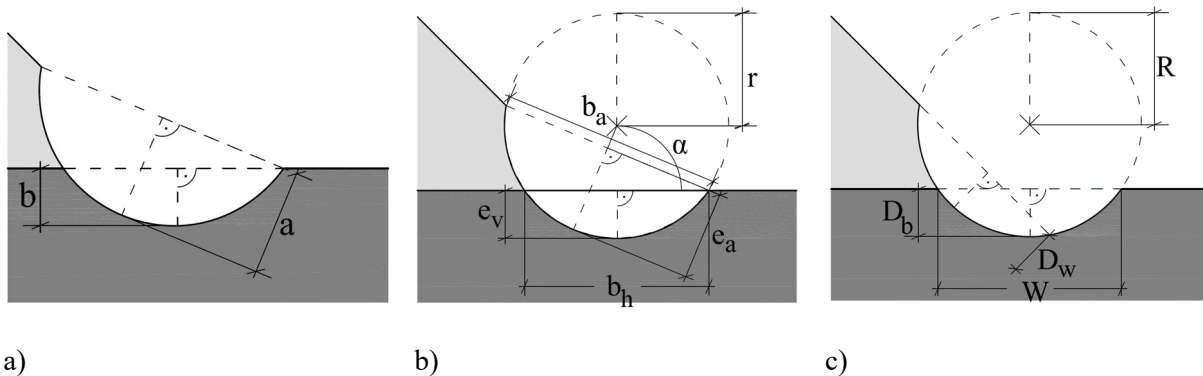


Bild 8-3: Geometrische Parameter an Versuchskörper aus unterschiedlichen Untersuchungen: a) BAW [96], b) FOSTA-Kurzstudie P872 [164], c) Ghahremani et al. [61]

8.2.2.2 Eigene Untersuchungen im Rahmen von NaBrüEIS [91]

Im Rahmen des Forschungsprojekts NabrüEIS [91] wurden Ermüdungsversuche an PIT-behandelten Stegblechanschlüssen mit Doppelkehlnähten durchgeführt, siehe Abschnitt 10.3. An diesen Versuchskörpern aus S355 wurden zur Dokumentation der Hammerspur Silikonabdrücke und 3D-Scans hergestellt.

3D-Messungen. Für die 3D-Scans kam der Streifenprojektionsscanner der Firma Steinbichler vom Typ L3D 5M zum Einsatz. Bei einem Messfeld von 250 mm lieferte der Scanner einen Punkteabstand von 100 μm . Dadurch ergaben sich 100 Messpunkte/ mm^2 . Die Messparameter des gewählten Scanners führten bei der Messung der gehämmerten Nahtübergänge zu einem Glätten der Hammerspur. Die Messparameter sind also ungeeignet für die Identifizierung der Hammerspur, so dass ggf. auf genauere Messverfahren, die mit höheren Kosten verbunden sind, zurückgegriffen werden sollte.

Silikonabdrücke. An vier PIT-nachbehandelten Versuchskörpern (Serie 100.4.x) wurden in Versuchskörpermitte 200 mm lange Silikonabdrücke zur Erfassung der Eindringtiefe hergestellt. Alle 20 mm wurden die Eindruckgeometrien im Querschnitt analog zur Skizze in Bild 8-4 links vermessen. Auffällig war bei der Vermessung der Eindrücke der weiche Übergang zum Basisblech bzw. zur Schweißnaht hin, so dass das Maß „b“, siehe Bild 8-3 nach [96] bzw. gemäß der Forderung nach IIW [108] nicht ermittelt werden konnte, sondern ausschließlich die Gesamteindrückung „a“.

Die Eindringtiefe a_{Steg} des HFH-nachbehandelten versagensrelevanten Nahtübergangs, siehe Abschnitt 10.3.6.3, ist in Bild 8-4 dargestellt. Es liegen Eindringtiefen a_{Steg} von knapp unter 0,4 mm bis über 1,0 mm vor. Die Messwerte streuen sowohl innerhalb eines Versuchskörpers als auch zwischen den verschiedenen Versuchskörpern. Die Wirksamkeit der Nachbehandlung auf dem Detail der biegebeanspruchten Doppelkehlnaht konnte anhand der Ermüdungsversuche bestätigt werden, siehe Abschnitt 10.3.6.3, so dass die Messwerte für eine gute PIT-Nachbehandlung stehen. Auch passen die erfassten Eindringtiefen „a“ sehr gut zu den Werten der Querstreifen mit normal HFH-nachbehandelten Parametern, siehe 8.4.3. Es kann von einer erfolgreichen und korrekt durchgeführten HFH-Nachbehandlung mit dem PIT-Verfahren ausgegangen werden, obwohl das Maß „b“ gemäß Bild 8-3 aufgrund der geringen Größe nicht gemessen und somit auch nicht die Einhaltung der Mindestanforderungen nach [108] nachgewiesen werden konnte. Das Maß „b“ eignet sich folglich aus Sicht der Autorin nicht als ein geeignetes Qualitätssicherungsmerkmal für eine PIT-Nachbehandlung.

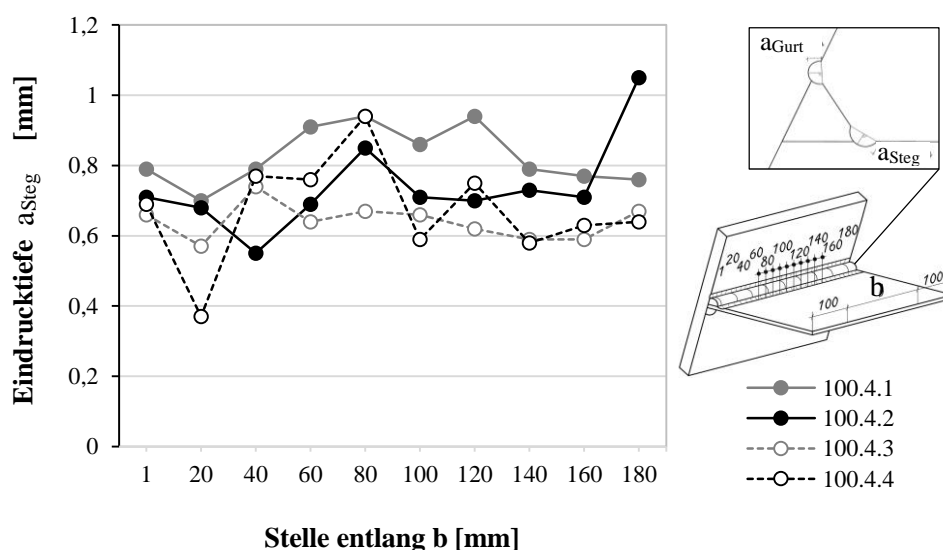


Bild 8-4: Eindringtiefe a_{Steg} der HFH-Spur am Nahtübergang zum Stegblech entlang der Prüfkörperbreite b [91]

8.2.2.3 Eindringtiefe entsprechend der Untersuchungen der FOSTA-Kurzstudie P872 [164]

Im Rahmen der FOSTA-Kurzstudie P872 [164] wurden die Eindrücktiefen „ e_v “ und „ e_a “ nach Bild 8-3 sowohl von PIT als auch von HiFIT-behandelten Quersteifen-Probekörpern aus S235 identifiziert. Die vertikale Eindringtiefe „ e_v “ lag dabei um ca. 0,05 bis 0,1 mm, wobei die PIT-Spur geringere Werte aufwies. Bei Auswertung der Eindringtiefe in Anstellrichtung „ e_a “ hat sich gezeigt, dass vor allem das PIT-Verfahren eine größere Streuung aufweist und Werte von knapp über 0,4 bis knapp über 1,4 mm erreicht wurden. Die Ergebnisse der HiFIT-behandelten Eindrücktiefen e_a wies nur eine geringe Streuung auf und die Werte lagen im Bereich zwischen 0,45 mm und 0,6 mm.

Zusätzlich fand innerhalb der FOSTA-Kurzstudie P872 [164] eine Beurteilung der in Abschnitt 8.5.2 näher betrachteten Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität am Grundmaterial für das HiFIT-Verfahren statt. Beide Eindringtiefenparameter e_a und e_v zeigten einen Zusammenhang zur gewählten Intensitätseinstellung A, B oder C. Im Gegensatz zu den Ergebnissen der Härtewerte bei Anwendung variierender Intensität des PIT-Verfahrens, konnte solch ein Zusammenhang nicht bei den stationär gemessenen Härtewerten für die HiFIT-Anwendung bestätigt werden, siehe Abschnitt 8.5.2.

Sowohl die Eindringtiefen, als auch die Härtemessungen scheinen abhängig vom gewählten HFH-Verfahren zu sein.

8.2.2.4 Ghahremani – UIT [61]

Ghahremani et al. haben in [61] die Versuchskörper aus [157] hinsichtlich der geometrischen Parameter untersucht und 3D-Laser Scans und Silikonabdrücke angefertigt. Mithilfe des Geräts *EXAscans* Hand Laser Scanner von *Creaform* mit einer Messgenauigkeit von $40 \mu\text{m} = 0,040 \text{ mm}$ wurden Punktwolken aufgenommen, in Segmente aufgeteilt und getrimmt, so dass eine überschaubare und beurteilbare Linie pro Segment übrigblieb, die bewertet werden konnte. Anhand der Messungen der mit unterschiedlicher Qualität durchgeführten UIT-Nachbehandlung, konnten folgende geometrische Beobachtungen gemäß den Bezeichnungen in Bild 8-3 rechts abgeleitet werden:

- Die Eindringbreite W betrug immer ca. 5 mm. Es konnte keine Abweichung vom Parameter W für die unterschiedlichen Qualitätsstufen beobachtet werden. Folglich schien W als Qualitätsparameter ungeeignet.
- Der Nahtübergangsradius R wies, unabhängig von der angewandten Nachbehandlung, eine große Streuung auf und ließ ebenso keinen Rückschluss auf die Nachbehandlungsqualität zu.
- Die grundblechseitigen Eindrücktiefen D_b unterschieden sich kaum, so dass auch hier keine Aussage zur Qualität der Nachbehandlung getroffen werden konnte.
- Die nahtseitigen Eindrücktiefen D_w lieferten zum einen eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Silikonabdrücken und den Werten aus den Lasermessungen. Zum anderen liess sich eine direkte Beziehung zwischen Eindringtiefe und Nachbehandlungsstärke herstellen.

Zusammenfassend konnte anhand der umfassenden Geometrieuntersuchungen in [61] festgestellt werden, dass die Eindringtiefe auf Seite der nachbehandelten Schweißnaht D_w die Nachbehandlungsintensität im Falle von UIT abbildete.

8.2.2.5 Einfluss der Eindringtiefe und Ausrundungsradius auf den Kerbradius und Eigenspannungsverlauf (UIT)

Numerische Untersuchungen nach Weich et al. [171] zeigen die Auswirkungen der variierenden Eindrücktiefen am Grundwerkstoff auf den Eigenspannungsverlauf und den Kerbfaktor.

Die FE-Modellierung zur Bestimmung des Kerbfaktors k_f für den Stumpfstoß (Nahtanstiegswinkel $\theta = 20^\circ$) und für die Quersteife (Nahtanstiegswinkel $\theta = 40^\circ$) ergab, dass der Kerbfaktor prinzipiell mit steigendem Kerbradius des Schweißnahtübergangs sinkt. Theoretisch gilt: je größer der Ausrundungsradius,

desto kleiner wird der Kerbfaktor k_f . Bei größer werdender Eindrucktiefe, kann jedoch ein Hinterschnitt/Unterschnitt entstehen, der sich wiederum negativ auf den Kerbfaktor auswirkt.

Aufgrund des relativ geringen Kerbfaktors ($k_f = 1,9$) für die Stumpfnaht führt beispielsweise ein Ausrundungsradius von 2 mm nur ohne Eindrückung zu einer Verbesserung des Kerbfaktors. Bei einem Ausrundungsradius von 4 mm am Stumpfstoß zeigt auch eine Eindrucktiefe von 0,5 mm noch eine Verbesserung des Kerbfaktors. Durch den höheren Kerbfaktor der Quersteife von k_f etwas über 2,4, bedingt durch den steileren Anstiegswinkel, ist eine Verbesserung des Kerbfaktors hier bis zu einem Radius von 2 mm mit einer Eindrucktiefe von 0,5 mm möglich. Prinzipiell gilt entsprechend diesen numerischen Parameterstudien in [171] die Empfehlung, bei dem durchschnittlichen Ausrundungsradius von 1,5 bis 2,0 mm die Eindrucktiefe in Hinblick auf den Kerbfaktor so eben wie möglich zu halten. Jedoch konnte auch mehrfach gezeigt werden, dass die Verbesserung der HFH-behandelten Ermüdungsversuche nicht auf die geometrische Veränderung der Schweißnahtkerbe zurückzuführen ist.

Eigenspannungen. Genauso wurde der Einfluss unterschiedlicher Eindrücktiefen auf die Eigenspannungsverläufe am Stumpfstoß von S355 und S690 betrachtet. Die Variation der Eindrucktiefe hat nur Auswirkungen auf die Eigenspannungen senkrecht zur Naht, die Eigenspannungen in Längsrichtung zeigen kaum Veränderungen. Bei den Eigenspannungen quer zur Naht nimmt die Druckfestigkeit mit zunehmender Eindrucktiefe ab, wirkt sich also theoretisch negativ aus. Die Reduktion der Druckspannungen betrifft vor allem den Bereich in der Mitte des Eindrucks.

Insgesamt führten diese Ergebnisse zu einem empfohlenen Ausführungsbereich für die Eindrucktiefe von 0,15 bis 0,25 mm für die betrachteten Stahlgüten mit dem UIT-Verfahren.

Es ist aber darauf hinzuweisen, dass der Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit von den hohen Druckeigenspannungen ausgeht und nicht wesentlich durch die geometrischen Veränderungen des Kerbradius hervorgerufen werden.

8.3 Existierende Ermüdungsversuche mit unterschiedlicher Qualität der Nachbehandlung

8.3.1 Allgemeines

Nachfolgend werden Erkenntnisse aus verschiedenen Untersuchungen an unterschiedlichen Nachbehandlungsparametern durchgeführten Versuche vorgestellt und bewertet.

Tabelle 8-1 zeigt die Übersicht der betrachteten Projekte und der zugehörigen untersuchten Parametern.

Tabelle 8-1: Überblick über Projekte mit variierten HFH-Nachbehandlungsparameter

Projekt	HFH-Verfahren	Detail	Stahlgüte	Variation	Art der Untersuchungen
Fatweld HSS [167]	UIT	Längssteife			
DURIMPROVE [3]	PIT	Längssteife	S700, S420	Pin-Durchmesser, Luftdruck, Frequenz	Ermüdungsversuche
Yekta et al. [157]	UIT	Quersteife	S355		Ermüdungsversuche etc.
FOSTA P872 [164]	PIT, HiFIT	Quersteife	S235	Nachbehandlungsdauer	Härteuntersuchungen
DASSt-RiLi HFH [94]	PIT, HiFIT	Quersteife	S355	Nachbehandlungsdauer	Ermüdungsversuche

8.3.2 FATWELDHSS [167]

Untersuchungen im RFCS-Projekt FATWELDHSS [167] dienten u.a. dem Ziel, verschiedene Möglichkeiten zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Details zu bestimmen. Hierzu wurden Versuchskörper des Details der unbelasteten Längssteife aus höherfesten Stählen u.a. mit dem HFH-Verfahren UIT nachbehandelt. Zur Ermittlung der optimalen Nachbehandlungsparameter für den vorliegenden Baustahl wurden der Pin-Radius und die Pin-Anzahl variiert.

Es wurden die typischen Parametereinstellungen für die UIT-Behandlung ausgewählt. Variiert wurden der Pin-Radius (C2) und das Amplitudenniveau (C3). Außerdem wurde eine Serie (C4) mit zwei Nachbehandlungsstufen unterschiedlicher Radien durchgeführt.

Innerhalb des Projekts [167] konnten neben den Einflüssen aus variiertem Spannungsverhältnis R keine weiteren Einflüsse bestimmt werden. Die große Streuung aller Versuchsergebnisse mit unterschiedlichen HFH-Parametern ließ keine präzisere Aussage hinsichtlich der variierten Parameter zu.

8.3.3 DURIMPROVE [3]

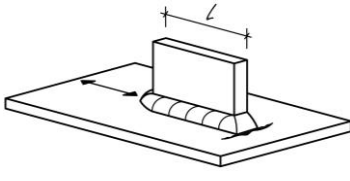
Im Rahmen des RFCS-Projekts DURIMPROVE [3] wurde das PIT-nachbehandelte Längssteifendetail mit einer Steifenlänge von 150 mm untersucht. Unter Variation des Pin-Radius, der Hämmerfrequenz und des aufgebrachtten Luftdrucks wurde eine von den Optimal-Parametern abweichende Nachbehandlung geprüft. Tabelle 8-2 zeigt die geprüften Konstellationen des Versuchsprogramms. Alle Nachbehandlungsstufen wurden an zwei Stahlgüten mit zwei unterschiedlichen Blechdicken durchgeführt.

Bild 8-5 zeigt die PIT-nachbehandelten Versuchsergebnisse mit variiierenden Parametern am Werkstoff S420 mit einer Blechdicke von 5 mm im Vergleich zur Nennspannungswöhlerlinie der unbehandelten Längssteife nach DIN EN 1993-1-9 [28] und der verbesserten Ermüdungsfestigkeit für die HFH-behandelte Längssteife aus S420 nach DASSt-Richtlinie 026 [13].

Tabelle 8-2: Versuchsprogramm nach DURIMPROVE [3]

Serie	Zustand	Stahlgüte	t [mm]	
AW	As-welded	S420	5 & 10	-
		S700	5 & 10	
PIT 1	6 bar, 90 Hz, r = 2 mm	S420	5 & 10	normal
		S700	5 & 10	
PIT 2	6 bar, 90 Hz, r = 4 mm	S420	5 & 10	
		S700	10	
PIT 3	6 bar, 90 Hz, r = 1,5 mm	S420	5 & 10	
		S700	5 & 10	
PIT 4	6 bar, 120 Hz, r = 2 mm	S420	5	Überbe- handlung
		S700	10	
PIT 5	4 bar, 90 Hz, r = 2 mm	S420	5 & 10	Unterbe- handlung
		S700	5 & 10	

Tabelle 8-3: Untersuchungsgegenstand nach EN 1993-1-9 [28] von DURIMPROVE [3]



Kerbfall	Geometrie
80	$L \leq 50$ mm
71	$50 < L \leq 80$ mm
63	$80 < L \leq 100$ mm
56	$L > 100$ mm

Eine verhältnismäßig große Streuung der PIT-nachbehandelten Versuchsergebnisse mit variierenden Parametern lässt sich erkennen. Das betrifft sowohl die Variation des Pin-Durchmessers, als auch die Variation der Druckluft und der Frequenz. Im Vergleich zur vorgeschlagenen Nennspannungswöhlerlinie 112 gemäß der DASt-Richtlinie 026 [13] liegt nur ein Versuchsergebnis auf der unsicheren Seite. Anhand Bild 8-6 sind die Versuchsergebnisse der Serien aus S700 mit einer Blechdicke von 5 mm dargestellt. Gegenüber den mit „richtigen Parametern“ durchgeführten PIT-nachbehandelten Versuchen liegt bei Variation der Parameter eine große Streuung vor, dennoch liegen alle Versuchsergebnisse mindestens auf der Bemessungswöhlerlinie 125 gemäß der Ermüdungsfestigkeit für HFH behandelte Längssteifen aus S700 nach DASt-Richtlinie 026 [13].

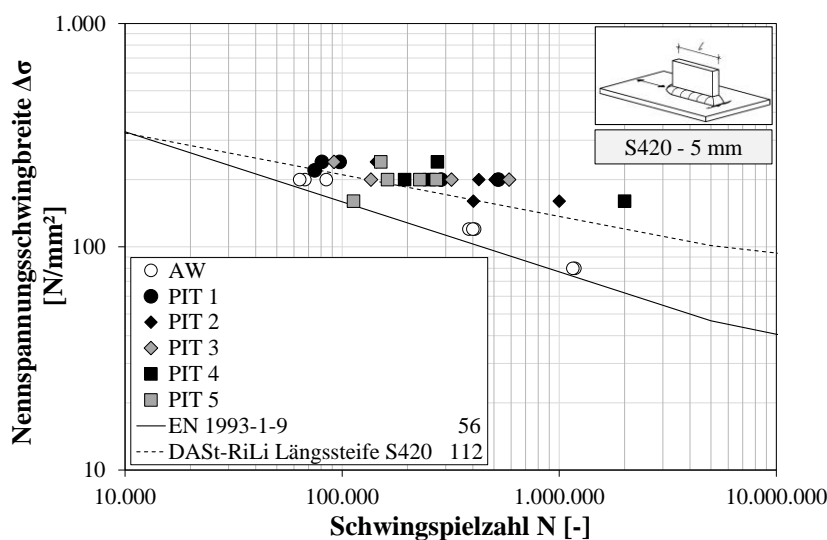


Bild 8-5: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S420 mit Blechdicke 5 mm

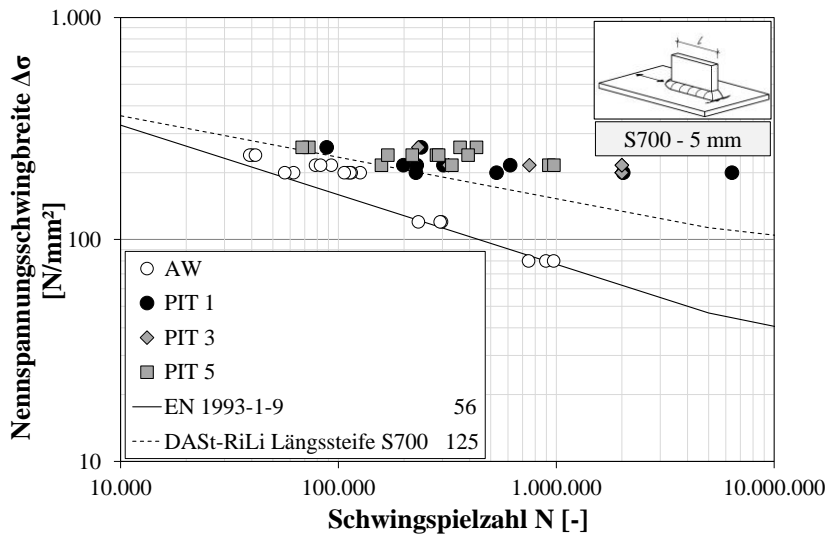


Bild 8-6: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S700 – 5 mm

Bei Bild 8-7 wird die Tendenz der variierten Parameter gegenüber der PIT 1-Reihe, die die korrekte Anwendung widerspiegelt, deutlich. Es wird anschaulich, dass die Reihe PIT 1 die besten Ergebnisse liefert, die „Unterbehandlung“ mit 4 bar (PIT 5) erreicht die schlechtesten Ermüdungsfestigkeiten, die Reihe PIT 3 mit kleinerem Pin-Durchmesser bewegt sich zwischen den beiden Versuchsreihen mit relativ großer Streubreite.

Anhand von Bild 8-8 wird deutlich, dass mit steigender Blechdicke und auch Streckgrenze der Ermüdungsfestigkeitsergebnis größer wird. Der Einfluss einer vom Optimum abweichenden Nachbehandlung wird geringer. Es ist deutlich erkennbar, dass bereits die Versuchskörper im unbehandelten Zustand (AW) höhere Laufzeiten erreichen.

Aufgrund der Ergebnisse wird ersichtlich, dass die Ansätze gemäß der DAST-Richtlinie 026 [13] für alle Versuchsergebnisse auf der sicheren Seite liegen. Die Versuche liegen im Streuband des Fraktilwertes. Insgesamt lässt sich als Tendenz festhalten, dass je größer die Streckgrenze, desto größer die Verbesserung und geringer der Einfluss von abweichenden Parameter.

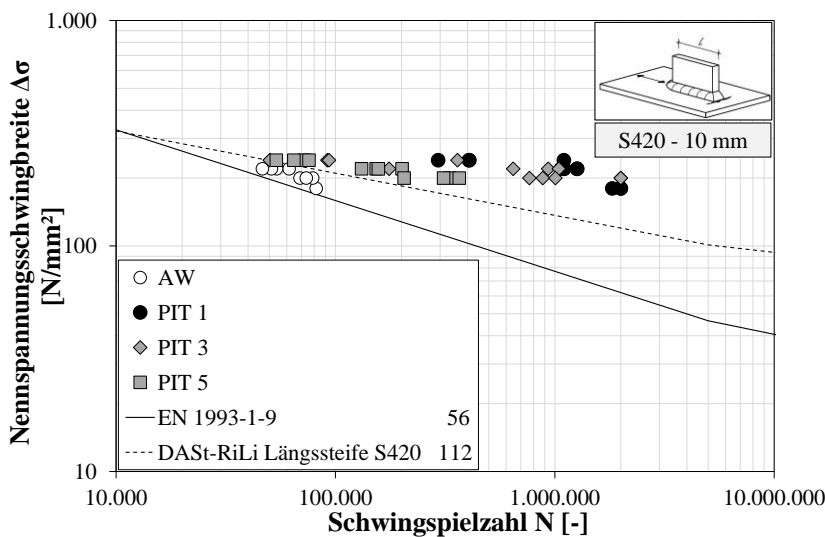


Bild 8-7: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S420 – 10 mm

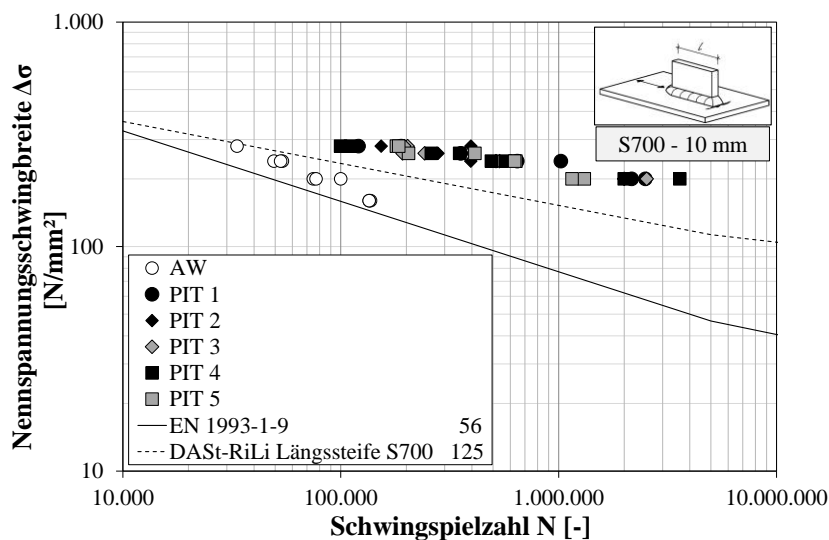


Bild 8-8: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S700 – 10 mm

8.3.4 Untersuchungen zur variierenden Qualität von UIT-Behandlung der University Waterloo (Rana Tehrani Yekta) [157]

8.3.4.1 Allgemeines

Die Untersuchungen nach Yekta et al. [157] wurden an Versuchskörpern der Quersteife aus dem Werkstoff CSA G40.21 350W - vergleichbar mit S355 - aus Blechdicken $t = 9,5$ mm durchgeführt. Die Schweißnahtnachbehandlung wurde mit dem UIT-Verfahren vorgenommen. Neben dem Einfluss der Qualität der Nachbehandlung wurde die Belastung der Ermüdungsversuche variiert, wobei die Hälfte der Versuche mit konstanter Amplitude (CA) und die andere Hälfte mit konstanter Amplitude und vorge-schalteten Schwingspielen im Druckbereich in Höhe der darauf folgenden Zugspannung (CA-UL) ge-prüft wurde. Hierbei sollten neben der Nachbehandlungsqualität der Einfluss von Drucklasten auf die Stabilität der Eigenspannungen hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit geprüft werden.

Im Folgenden werden nur die unter konstanter Amplitude geprüften Probekörper betrachtet. In Tabelle 8-4 ist das Versuchsprogramm dargestellt. Ebenso wie in den für die DAST-Richtlinie 026 [13] durchge-führten und in [164] beschriebenen Versuche zur Qualität, wurde die Nachbehandlungsdauer variiert, um eine Unter- und Überbehandlung (Serie C und D) zu erzielen. Eine weitere Form der Unterbehand-lung (Serie B) wurde durch eine geringere Intensität herbeigeführt. Es sei hervorgehoben, dass die Serien mit variiertem Qualität durch einen Roboter nachbehandelt wurden. Eine Serie ohne UIT-Nachbehand-lung und eine Serie mit normaler manuell durchgeführter UIT-Nachbehandlung wurden als Referenzse-rien durchgeführt.

Tabelle 8-4: Versuchsprogramm nach Yekta et al. [157]

Serie	Zustand		Anzahl der Versuche
A	aw	-	3
B	Unterbehandelt (geringe Intensität)	Roboter	3
C	Unterbehandelt (Nachbehandlungsdauer)	Roboter	3
D	Überbehandelt (Nachbehandlungsdauer)	Roboter	3
E	Normal	Roboter	3
F	Normal	manuell	3

8.3.4.2 Ermüdungsversuche

Alle unter konstanter Amplitude geprüften Versuchsergebnisse aus [157] sind in Bild 8-9 dargestellt. Die unbehandelte Referenzserie (A) tritt deutlich, vor allem durch die steilere Wöhlerlinienneigung, hervor. Eine Verbesserung des Kerbfalls durch die konventionelle Nachbehandlungstufen (E) bzw. (F) wird durch die Versuche bestätigt. Die große Streubreite der Serien mit variiertes Nachbehandlung (B), (C) und (D) erschwert es, eindeutige Aussagen zu treffen.

Bild 8-10 zeigt die unbehandelte Serie (A) im Vergleich zu optimal UIT-nachbehandelten Serien E und F in Relation zur ursprünglichen Nennspannungswöhlerlinie des Kerbfalls 80, als auch zur verbesserten Nennspannungswöhlerlinie gemäß der DASt-Richtlinie 026 ($\Delta\sigma_{imp} = 140 \text{ N/mm}^2$) [13]. Die Versuchsergebnisse zeigen Ermüdungsfestigkeiten, die weit über der in der DASt-Richtlinie 026 [13] vorgeschlagenen Wöhlerlinie liegen. Bei Betrachtung der nicht sachgemäß UIT-nachbehandelten Versuchsergebnisse im Vergleich zur ursprünglichen und zur Ermüdungsfestigkeit nach DASt-Richtlinie 026 [13] anhand des Diagramms in Bild 8-11 verringert sich der Abstand zwischen dem Vorschlag der Ermüdungsfestigkeit [13] und den Versuchsreihen. Die vorgeschlagene Nennspannungswöhlerlinie liegt für die hier geprüften abweichenden Qualitätsparameter auf der sicheren Seite und deckt Ausführungsunsicherheiten, die in dem vorliegenden Fall zu einer größeren Streubreite der Ergebnisse führt, ab.

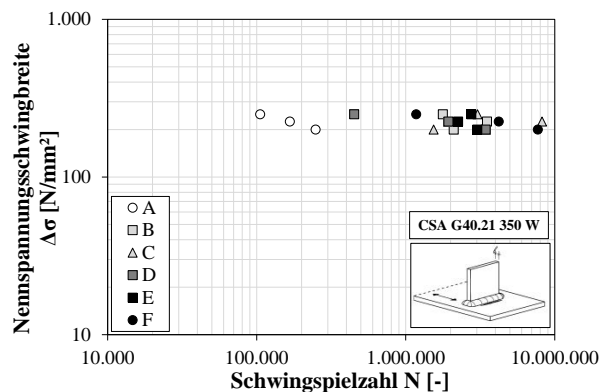


Bild 8-9: Versuchsergebnisse aller Serien mit konstanter Amplitude aus Yekta et al. [157]

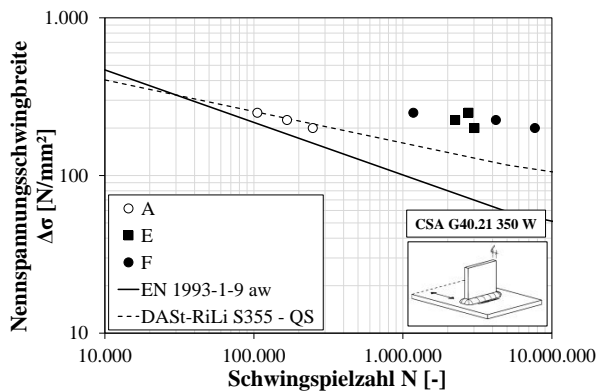


Bild 8-10: Versuchsergebnisse der unbehandelten (A) und optimal UIT-behandelten (E, F) Serien aus Yekta et al. [157]

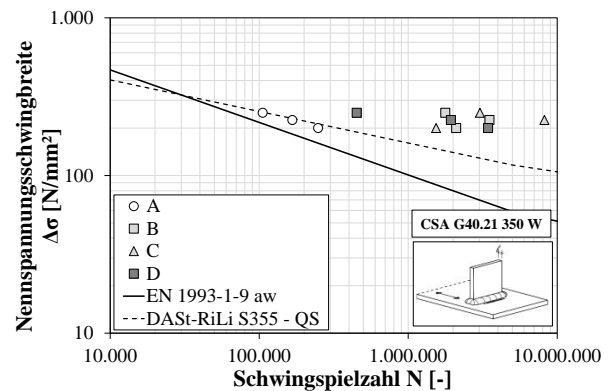


Bild 8-11: Versuchsergebnisse aller nicht sachgemäßen UIT-behandelten Serien (B, C, D) aus Yekta et al. [157]

Die Auswertung seitens Yekta et al. [157] zeigt, dass die angemessen UIT-nachbehandelte Serie bei der statistischen Auswertung mit $\Delta\sigma_{c, 95\%, E \text{ und } F} = 185 \text{ N/mm}^2$ die besten Ergebnisse liefert. Die unsachgemäß UIT-nachbehandelten Serien führen für sich betrachtet ($\Delta\sigma_{c, 95\%, B \text{ bis } D} = 154 \text{ N/mm}^2$) zu schlechteren Ergebnissen als alle UIT-nachbehandelten Serien gemeinsam ausgewertet mit $\Delta\sigma_{c, 95\%, B \text{ bis } F} = 170 \text{ N/mm}^2$. Die Ermüdungsfestigkeit der unzureichend UIT-nachbehandelten Serien erreichen somit 83 % der richtig durchgeführten Nachbehandlung. Das entspricht immer noch einer Verbesserung von 55 % gegenüber dem unbehandelten Ursprungszustand (A).

8.3.4.3 Eindringtiefmessung

Die Untersuchungen zur Bestimmung und Aussagekraft der Eindringtiefe wurde in Abschnitt 8.2.2 aufgearbeitet.

8.3.4.4 Härtemessungen

In Yekta et al. [157] wurden Härtemessungen von der Oberfläche bis in eine Tiefe von 2,1 mm am polierten Querschnitt für jede Nachbehandlungsqualität an jeweils drei Prüfstücken mit einer Schrittweite von 0,2 mm durchgeführt. Die Härteverläufe zeigten, dass mit zunehmender Tiefe die Härtewerte abnehmen. Lediglich im Fall der fehlenden Nachbehandlung (A) und der Nachbehandlung mit variiertem Geschwindigkeit (C) veränderten sich die Werte im Verlauf kaum und waren über die Tiefe annähernd konstant.

Die Härtewerte der Gruppen B, C, E und F streuen nur wenig. Lediglich Gruppe D ergibt ein großes Spektrum an Härtewerten. Die Gruppen E und F zeigen die größten Härtewerte an der Oberfläche.

8.3.4.5 Eigenspannungsmessungen

In Yekta et al. [157] wurden Eigenspannungsmessungen mittels Röntgendiffraktometrie an geprüften Querstreifenproben durchgeführt, siehe Bild 8-12. Der Anriss an der Oberfläche des Prüfkörpers führte zu einem veränderten Spannungszustand direkt an der Oberfläche bis zu ca. 0,3 mm Tiefe. Spätestens mit der Rissinitiation wurde die Streckgrenze weit überschritten, so dass der Eigenspannungszustand im oberflächennahen Bereich relaxiert wurde.

Für alle UIT-nachbehandelten Serien zeigten sich Druckeigenstressungen. Diese variierten jedoch stark zwischen -80 N/mm^2 bis -620 N/mm^2 . Fraglich bleibt, weshalb die Serie A (unbehandelt) Druckeigenstressungen zwischen -90 und -120 N/mm^2 auch unterhalb des rissbeeinflussten Bereichs von $0,3 \text{ mm}$ zeigte.

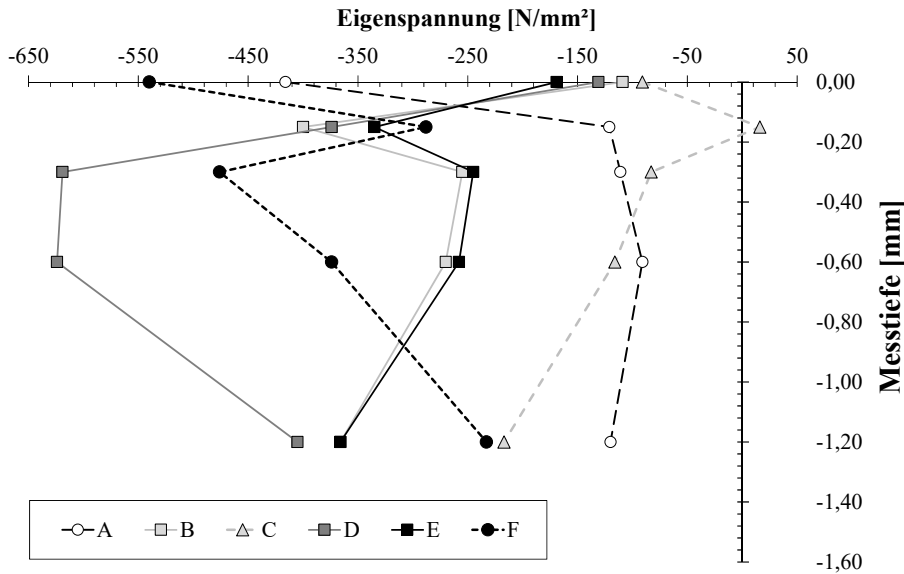


Bild 8-12: Vergleich der Eigenstressungsmessungen nach Durchführung der Versuche aus Yekta et al. [157]

8.3.4.6 Numerische Untersuchungen zum Kerbfaktor

Anhand der erfassten Eindruckgeometrien wurden in Yekta et al. [157] 2D-Modelle für die jeweiligen Zustände abgebildet. Dabei erreichte der Kerbfaktor für die as-welded Variante (A) einen Höchstwert von 2,99. Die normale UIT-Behandlung führte zu einem Kerbfaktor von 2,09 (Roboter, E) bzw. 2,12 in manueller Ausführung (F), also zu einer deutlichen Verbesserung. Ebenso führte die UIT-Unterbehandlung der Gruppen B und C zu ähnlichen Werten von 2,02 und 2,03. Den größten Wert im UIT-behandelten Zustand erreichten dagegen die überbehandelten Modelle mit einem Wert im Bereich der unbehandelten Proben von 2,82. Nach [157] ist die Überbehandlung also im Gegensatz zur Unterbehandlung in Hinblick auf die Kerbgeometrie vergleichbar mit dem unbehandelten Zustand. Es sei in diesem Zusammenhang nochmals darauf hingewiesen, dass die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Details nicht auf die verbesserte Kerbgeometrie zurückzuführen ist.

8.3.4.7 Zusammenfassung der Untersuchungen

Es zeigten sich kaum Unterschiede in Ermüdungsverhalten durch Variation der Qualität, obwohl Unterschiede in den Begleituntersuchungen, beispielweise anhand der Härtewerte, deutlicher hervortraten.

Anhand der Eigenstressungsmessungen an bereits geprüften und somit angerissenen Versuchskörpern hat sich gezeigt, dass Messungen direkt an der Oberfläche aufgrund der Relaxation der Eigenstressungen wenig sinnvoll waren. Ab einer Tiefe von $0,3 \text{ mm}$ schienen Eigenstressungswerte wieder unbeeinflusst vom Oberflächenriss.

Ergänzend zum Versuchsprogramm aus Ermüdungsversuchen, geometrischen und metallurgischen Untersuchungen wurden auf numerischer Basis die erfassten Einflüsse bruchmechanisch mittels FE-Modellierung untersucht. Den größten Einfluss nach den bruchmechanischen Untersuchungen hatten der Eigenstressungsverlauf sowie die Anfangsfehlertiefe.

8.4 Ermüdungsversuche an mit unterschiedlicher Qualität nachbehandelten Versuchskörpern der Quersteife

8.4.1 BAW Projekt [90]

Aufgrund von ersten Tastversuchen im Rahmen des DAST-AiF Forschungsprojekts [94] wurde ein Forschungsprojekt mit finanzieller Unterstützung der Bundesanstalt für Wasserbau (BAW) initiiert mit dem Ziel, die Effektivität einer variierenden Nachbehandlung auf die Ermüdungsfestigkeit zu identifizieren. Bild 8-13 zeigt die Fertigung der Quersteifenprobekörper, die im Anschluss an den Schweißvorgang in 60 mm breite Prüfkörper zersägt wurden. Eine anschließende Bearbeitung der Kanten durch Fräsen ermöglichte kerbfreie Versuchskörperkanten, so dass die Gefahr des Versagens vom Versuchskörperperrand aus verringert wurde.

Die Materialeigenschaften der verwendeten Bleche aus S235J2 sind Tabelle 8-5 zu entnehmen.

Tabelle 8-5: Materialeigenschaften entsprechend dem Abnahmeprüfzeugnis 3.1 nach DIN EN 10204 [35]

Chargen-Nr.	Hersteller	R_{eH} [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	R_e/R_m [-]	Kerbschlagarbeit [+20°]
1	TATA Steel	289	436	31,6	0,66	205, 223, 200, 209



Bild 8-13: Schweißen der Kehlnähte

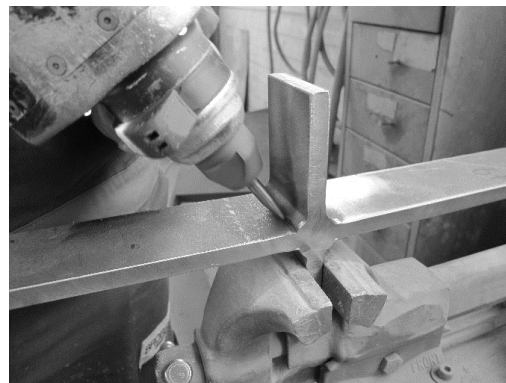


Bild 8-14: Anwendung des HFH-Verfahrens

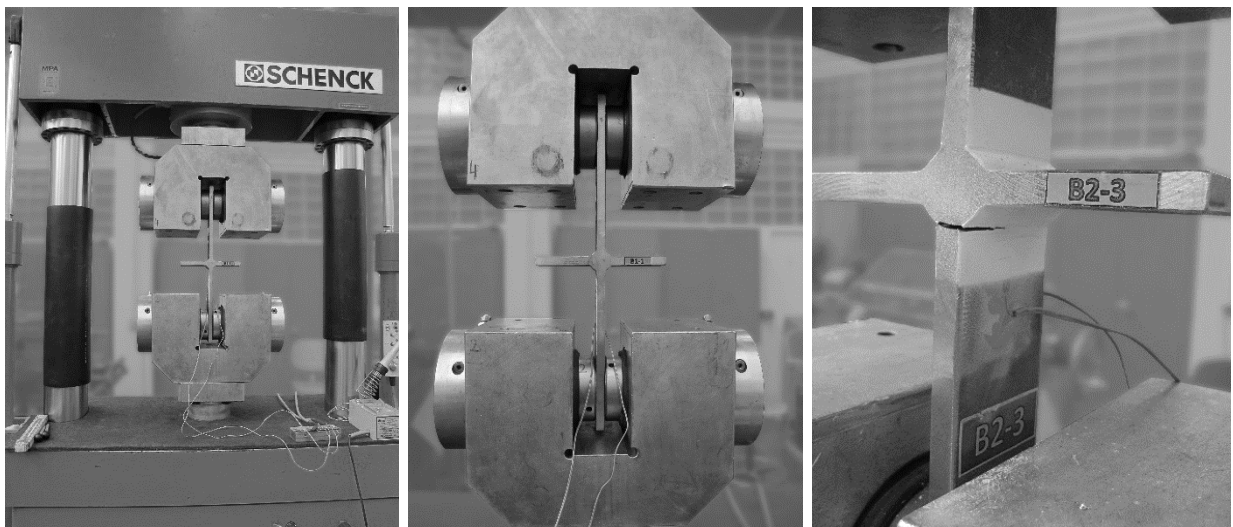


Bild 8-15: Versuchsdurchführung in Schenk 400

8.4.2 Variation der Nachbehandlung

Wie sich in Yekta et al. [157] gezeigt hat, ist der einflussreichste Parameter der variierenden Nachbehandlung die Nachbehandlungsdauer bzw. Nachbehandlungsgeschwindigkeit, im Folgenden mit v_{HFH} abgekürzt. Diese wird von PITec [126] für die Anwendung des PIT-Verfahrens mit ca. 20 cm/min bzw. 3,3 mm/s angegeben, kann aber in Abhängigkeit der Beschaffenheit der Schweißnaht nur ein Richtwert sein.

Bei der Nachbehandlung der Versuchskörper wurde die durchschnittliche Behandlungsdauer für eine „normale Behandlung“ an den ersten drei Prüfstücken ermittelt und die normale Nachbehandlungsgeschwindigkeit mit $v_{\text{HFH, normal}} = 1,5$ mm/s festgelegt. Eine Überbehandlung wurde mit der doppelten Dauer also einer Behandlungsgeschwindigkeit von $v_{\text{HFH, hoch}} = 0,75$ mm/s simuliert und eine Unterbehandlung mit einer Nachbehandlungsgeschwindigkeit zu $v_{\text{HFH, gering}} = 4$ mm/s. Tabelle 8-6 listet die einzelnen Versuchskörper für die Ermüdungsversuche (B-Serien) und für die Eigenspannungsmessungen (ES-Serien) mit deren jeweiliger Nachbehandlungsdauer t_{HFH} auf. Das Versuchsprogramm ist in Tabelle 8-7 gegeben und Bild 8-14 zeigt die Nachbehandlung der Schweißnahtübergänge mit dem PIT-Gerät.

Tabelle 8-6: Nachbehandlungsparameter der Versuchskörper für Ermüdungsversuche und Begleituntersuchungen

Bezeichnung	t _{HFH} [s/60mm]	Bezeichnung	t _{HFH} [s/60mm]
B2.1	40	ES2.1	60
B2.2	40	ES2.2	60
B2.3	40	ES4.1	80
B2.4	40	ES4.2	80
B2.5	40	ES4.3	80
B4.1	80	ES4.4	80
B4.2	80	ES4.5	80
B4.3	80	ES4.6	80
B4.4	80	ES4.7	80
B4.5	80	ES4.8	80
B4.6	80	ES2.3	40
B4.7	80	ES2.4	40
B4.8	80	ES2.5	40
B4.9	80	ES2.6	40
B4.10	80	ES2.7	40
B2.6	15	ES2.8	40
B2.7	15	ES3.1	15
B2.8	15	ES3.3	15
B2.9	15	ES3.4	15
B2.10	15	ES3.5	15
B3.1	15	ES3.6	15
B3.2	15	ES3.7	15
B3.5	15	ES3.8	15
B3.6	15		
B3.7	15		

Tabelle 8-7: Nachbehandlungsparameter der Versuchskörper für Ermüdungsversuche

Status	Anzahl n	v _{HFH} [mm/s]	t _{HFH} [s/60mm]
aw	5	-	-
HFH normal	5	1,5	40
HFH gering	10	4	15
HFH hoch	10	0,75	80

8.4.3 Eindrücktiefenbestimmung

Mithilfe von Silikonabformmasse wurden ausgewählte Schweißnahtübergänge einiger Probekörper vor und nach der HFH-Nachbehandlung ausgegossen und damit die HFH-Behandlungsspur dokumentiert, siehe Bild 8-16. Im Anschluss wurden diese Abdrücke in 10 mm dicke Scheiben geschnitten, eingescannt und in der AutoCad-Software vermessen. Mittlerweile haben sich in der Literatur unterschiedliche Möglichkeiten der Eindrücktiefenmessung etabliert, die im Folgenden beschrieben werden, siehe Bild 8-17:

- A = Tangentiale Eindrücktiefe
- B = Vertikale Eindrücktiefe im Basisblech
- r = Radius des Eindrucks
- k = Restkerbtiefe

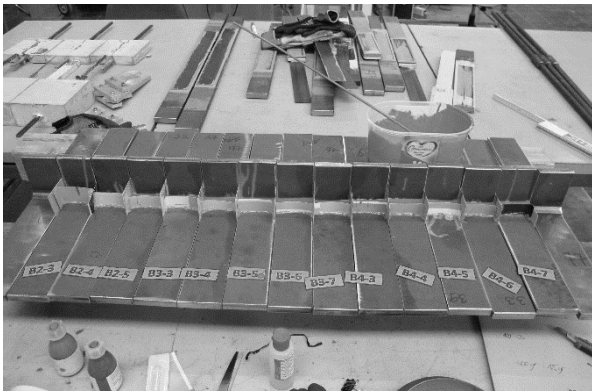


Bild 8-16: Anfertigen der Silikonabdrücke vor Anwendung des Hämmerverfahrens

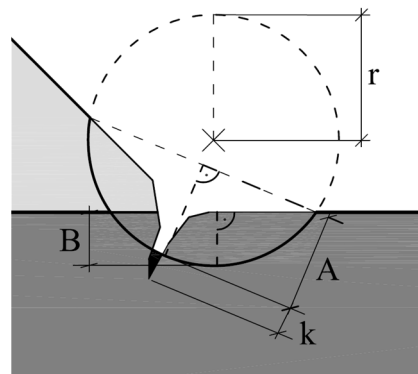


Bild 8-17: Skizze zu Eindringtiefen A, B und Restkerbentiefe k am HFH-behandelten Nahtübergang

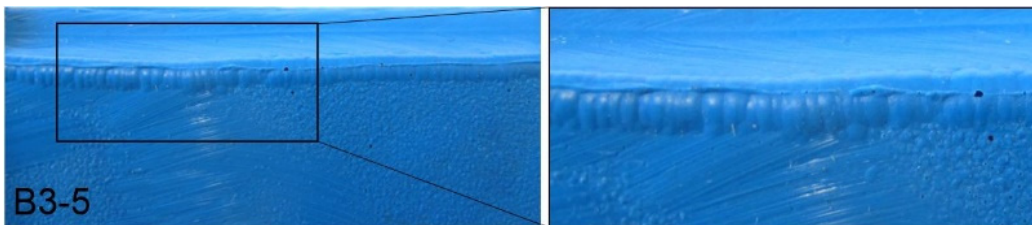


Bild 8-18: 60 mm langer Silikonabdruck und Detailansicht nach der HFH-Behandlung von B3-5 mit deutlicher Restkerbe

Bild 8-19 zeigt die Auswertung der Eindringtiefen A und B, nach Definition in Bild 8-17 normal HFH-behandelter Schweißkerben der Querstreifen-Versuchskörper. Zusätzlich sind die Mittelwerte der Eindringtiefe A bzw. B der mit PIT-behandelten Proben des vorhergehenden BAW Projekts [96] und der im NaBrüEIS-Projekt [91] ermittelten Silikonabdrücke dargestellt. Sowohl die Eindrücke der BAW Proben [96] als auch die der NaBrüEIS Proben [91] liegen in der gleichen Größenordnung wie die der Proben aus dem BAW-Projekt 2018 [90].

Die direkte Gegenüberstellung der Mittelwerte aller mit unterschiedlicher Intensität behandelten Abdrücke zeigten, dass die gering- und die normal-nachbehandelten Eindringtiefen sehr dicht beieinander zwischen 0,5 mm und 0,7 mm liegen. Lediglich die mit hoher Intensität nachbehandelten Spuren zeigen etwas tiefere Eindrücke mit im Mittel zwischen 0,7 und 0,8 mm.

Anhand der Silikonabdrücke haben sich trotz HFH-Behandlung Rückstände der geometrischen Kerbe erfassen lassen, siehe Bild 8-18. Gerade bei den Serien der gering-nachbehandelten Prüfkörper lassen sich Restkerben erkennen, wie diese am Versuchskörper B3-5, siehe Bild 8-18.

Bild 8-20 zeigt die Eindringtiefen A und B in Abhängigkeit der Nachbehandlungsqualität der Proben aus BAW 2018 [90]. Die Abdrücke aus hoher Intensität liegen über den normal- und gering-nachbehandelten Werten und erreichen für A Werte von bis zu 1 mm und für B knapp 0,3 mm. Die Werte für die gering- und die normal-HFH-behandelten Eindrücke ähneln sich stark. Die Werte für die normal-HFH-behandelten Eindrücke liegen in einem engeren Streuband, für A von 0,45 bis 0,75 als die gering-HFH-behandelten Eindrücke, jedoch finden sich unter den normal-HFH-behandelten Eindringtiefen mehr Ausreißer als für die gering- und die hoch-HFH-behandelten Spuren.

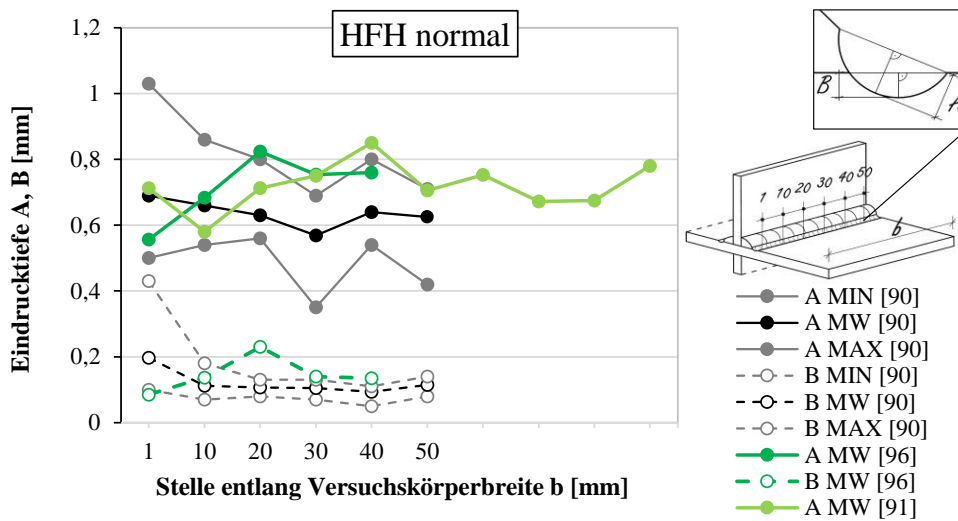


Bild 8-19: Eindrucktiefen A und B normal-nachbehandelter Schweißkerben aus den Projekten BAW 2013 [96], BAW 2018 [90] und NaBrüEIS [91]

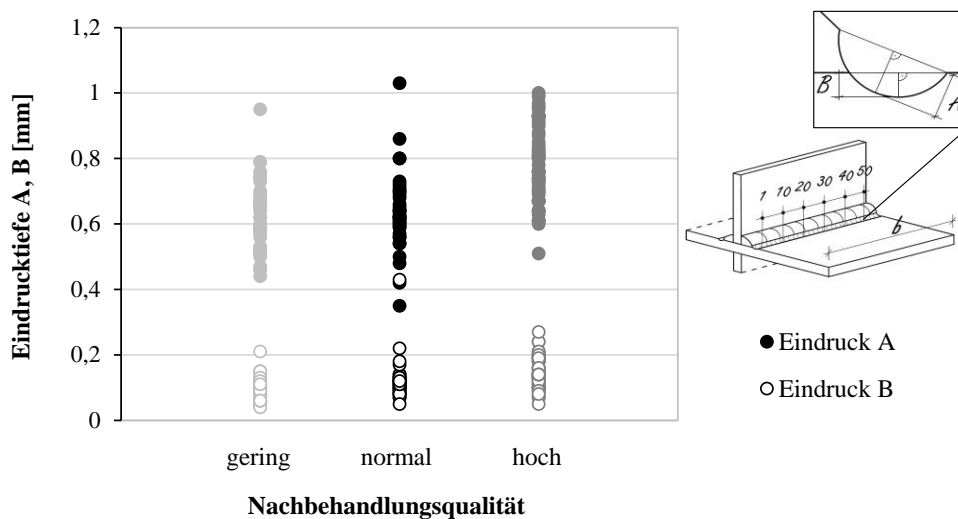


Bild 8-20: Eindrucktiefen A und B unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]

Dagegen scheint die Aussagekraft des vermessenen Eindrückungsradius r , der in Bild 8-22 dargestellt ist, relativ gering. Sowohl die gering- als auch die hoch-HFH-behandelten Spuren weisen Werte im Bereich von 1,9 mm bis 2,75 mm auf. Nur die normal-HFH-behandelten Spuren zeigen einen etwas geringeren Streubereich von 1,9 mm bis 2,5 mm.

Bild 8-23 zeigt die Tiefen der Restkerbe für die Prüfkörper, an denen durch Silikonabdrücke Restkerben identifiziert wurden. Es fällt auf, dass vermehrt bei gering-HFH-behandelten Nahtübergängen Restkerben auftraten und bei hoch - HFH-behandelten Nahtübergängen lediglich in einem Fall Restkerben identifiziert wurden. Die Restkerbtiefe beträgt dabei ca. 0,05 bis 0,3 mm. Trotz deutlich verbleibender Restkerben konnte anhand der Ermüdungsversuche kein Zusammenhang zwischen erreichter Lastwechselzahl und bestehender Restkerbe identifiziert werden.

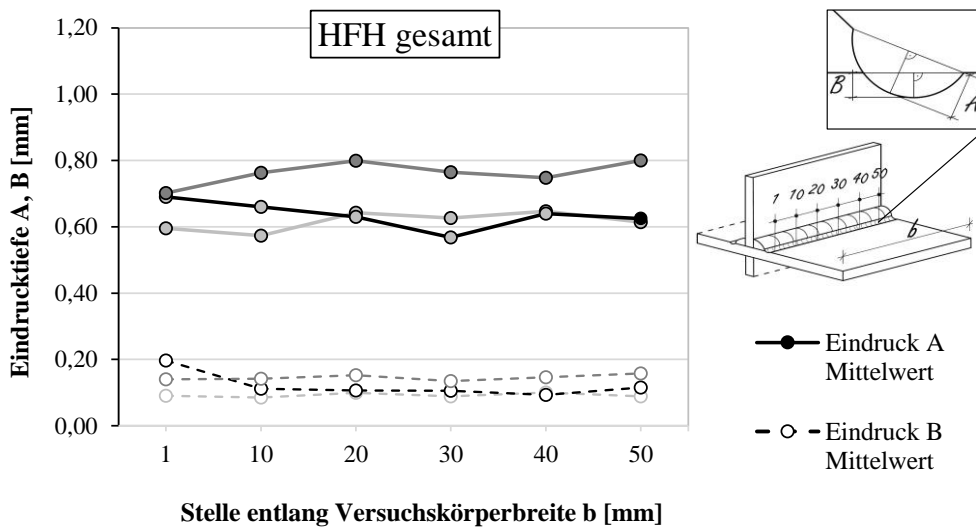


Bild 8-21: Mittelwerte der Eindringtiefen A und B unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]

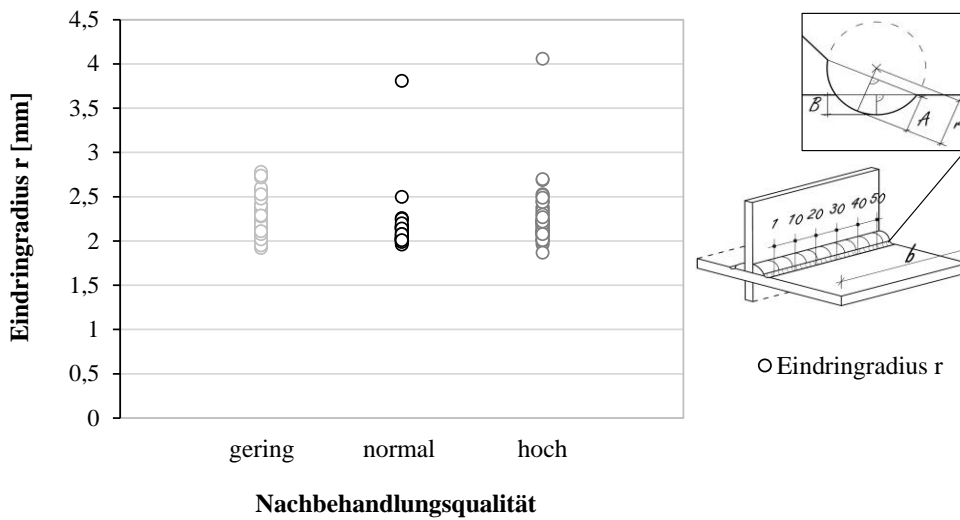


Bild 8-22: Radien r unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]

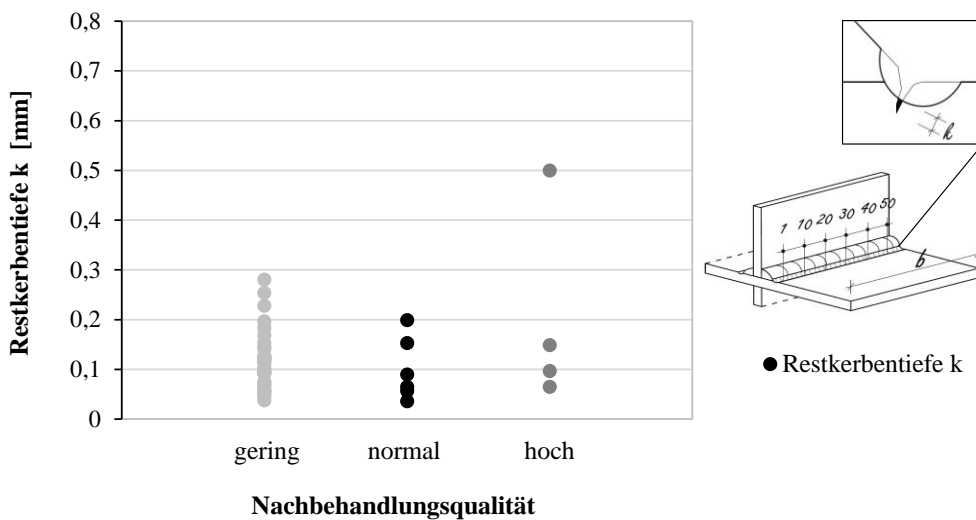


Bild 8-23: Restkerbentiefe k unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]

8.4.4 Versuchsergebnisse

Aufgrund von Schweißverzug kommt es zu Biegeanteilen der achsial-beanspruchten Probe. Aus diesem Grund wurden am zugbeanspruchten Blech eine DMS links und rechts appliziert, um die Biegeanteile und die Spannungserhöhung zu überwachen. Diese Maximalspannungen wurden ebenso für die Auswertung berücksichtigt wie die rechnerische Nennspannungsschwingbreite, da sich gegenüber der geplanten Nennspannungsschwingbreite Abweichungen ergeben können. Es ist darauf hinzuweisen, dass es sich bei den gemessenen Dehnungen unter Berücksichtigung der Sekundärbiegeanteile nicht um die so genannte Nennspannungsschwingbreite handelt. Es erfordert daher eine klare Differenzierung, welche Spannungsschwingbreite für die statistische Auswertung herangezogen wird, ähnlich wie bei den durchgeführten Trägerversuchsreihen, siehe Abschnitt 5.4.5.

In einigen Fällen trat Fließen bei der statischen Vorbeanspruchung auf. Die Fließgrenze R_{eH} wurde mittels einer nach DIN EN ISO 6892-1 geprüften Zugprobe zu 289 N/mm^2 bestimmt. In Bild 8-24 sind die ermittelten Nennspannungsschwingbreiten der tatsächlichen Streckgrenze des Materials (R_{eH}) gegenübergestellt. Es fällt auf, dass sechs Versuchskörper über die Streckgrenze hinaus beansprucht wurden. Dieses Verhalten wird im Zuge der Auswertung berücksichtigt und der Einfluss überprüft.

Tabelle 8-8 fasst die Versuchsergebnisse der Ermüdungsversuche zusammen. Neben der nominellen, rechnerischen Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom, rechn.}}$, die für die geplante Beanspruchung des Ermüdungsversuchs steht, ist auch die maximal auftretende Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$ und die gemittelte gemessene Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{mess, mittel}}$ tabelliert.

Das Wöhlerdiagramm in Bild 8-25 zeigt die erreichte Schwingspielzahl in Abhängigkeit der nominellen, rechnerischen Spannungsschwingbreite, dagegen zeigt das Bild 8-26 die erreichte Schwingspielzahl mit der maximal gemessenen Spannungsschwingbreite. Die Versuchsergebnisse der Versuchskörper, die dabei die Streckgrenze erreichten, sind mit Kreuz gekennzeichnet.

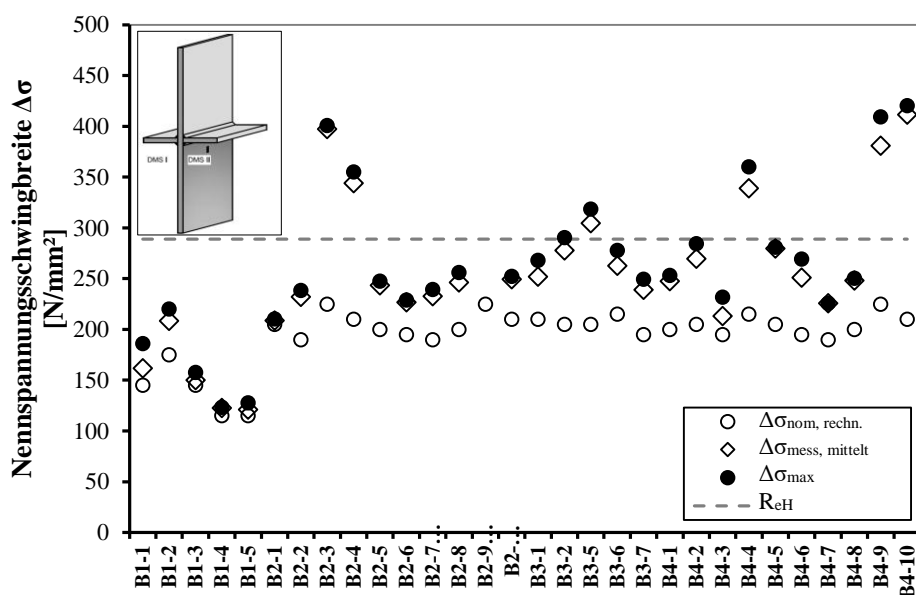


Bild 8-24: Spannungsschwingbreite der einzelnen Versuche im Vergleich zur Streckgrenze

Tabelle 8-8: Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der rechnerischen $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ und maximal gemessenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$ der Querstreifen Kleinversuche ($R = 0,1$)

Bezeichnung	Zustand	Nominelle Span- nungs- schwing- breite	Schwing- spielzahl	Maximale Span- nungs- schwing- breite	Gemittelte Span- nungs- schwing- breite
		$\Delta\sigma_{\text{nom, rechn.}}$ [N/mm ²]	N [-]	$\Delta\sigma_{\text{max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{mess, mittel}}$ [N/mm ²]
B1.1	aw	145	469.461	186	162
B1.2	aw	175	241.170	220	209
B1.3	aw	145	381.594	158	150
B1.4	aw	115	872.918	123	123
B1.5	aw	115	854.722	128	121
B2.1	HFH _{normal}	205	3.277.816	210	209
B2.2	HFH _{normal}	190	5.000.100	239	232
B2.3	HFH _{normal}	225	1.152.667	401*	398
B2.4	HFH _{normal}	210	1.388.750	355*	344
B2.5	HFH _{normal}	200	2.328.445	248	244
B2.6	HFH _{gering}	195	2.030.479	229	227
B2.7	HFH _{gering}	190	2.751.618	240	233
B2.8	HFH _{gering}	200	1.592.008	256	246
B2.9	HFH _{gering}	225	326.344	688*	598
B2.10	HFH _{gering}	210	634.261	253	250
B3.1	HFH _{gering}	210	1.092.175	268	252
B3.2	HFH _{gering}	205	1.690.532	291*	278
B3.5	HFH _{gering}	205	1.691.776	319*	305
B3.6	HFH _{gering}	215	1.337.523	278	263
B3.7	HFH _{gering}	195	2.120.791	250	239
B4.1	HFH _{hoch}	200	2.048.305	253	248
B4.2	HFH _{hoch}	205	1.420.287	284	270
B4.3	HFH _{hoch}	195	2.559.157	232	213
B4.4	HFH _{hoch}	215	689.350	360*	339
B4.5	HFH _{hoch}	205	951.508	281	280
B4.6	HFH _{hoch}	195	1.714.645	269	251
B4.7	HFH _{hoch}	190	4.338.098	226	226
B4.8	HFH _{hoch}	200	2.505.512	250	248
B4.9	HFH _{hoch}	225	472.778	409*	381
B4.10	HFH _{hoch}	210	1.061.077	420*	412

*Fließen

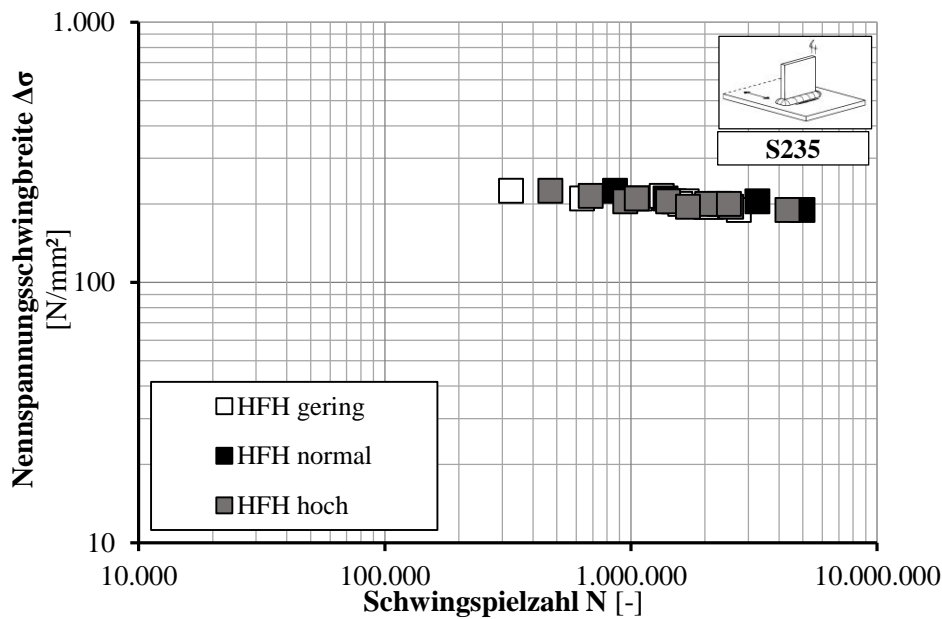


Bild 8-25: Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der rechnerisch aufgetragenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom,rechn}}$

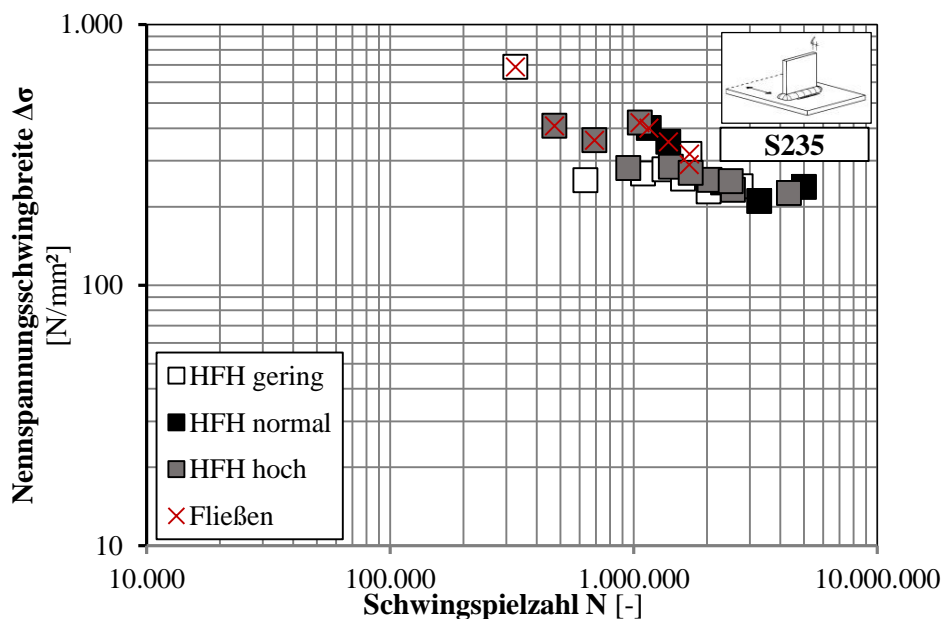


Bild 8-26: Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der messbaren maximalen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$

8.4.5 Auswertung der Versuchsergebnisse

Um die Vergleichbarkeit zum vorausgehenden BAW-Forschungsprojekt [96] darzustellen, sind im Folgenden die Versuchsergebnisse der as-welded-Serien aus [96] bestehend aus zehn Referenzversuchen und aus [90] mit nur fünf Referenzversuchen gegenübergestellt, siehe Bild 8-27. Dafür wurden die nominelle Spannungsschwingbreite aufgetragen, da aus [90] auch diese Werte zur Verfügung standen. Anhand der erweiterten Darstellung mit der Kerbfalllinie für die unbelastete Quersteife nach DIN EN 1993-1-9 wird deutlich, dass die Serie „wie geschweißt“ aus [90] im Vergleich zu den Versuchen aus [96] ein

sehr enges Streuband aufweist und die einzelnen Ergebnisse zudem dicht an der zugehörigen Nennspannungslinie liegen.

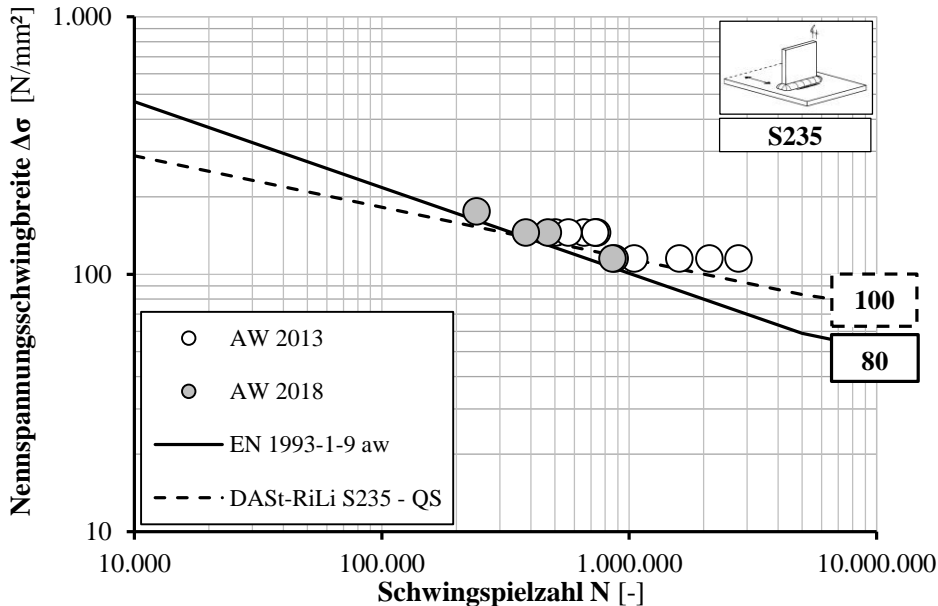


Bild 8-27: Versuchsergebnisse BAW Projekt 2013 [96] und 2018 [90]

Die statistische Evaluierung der Versuchsreihen wurde nach Brozetti et al. [6] vergleichsweise unter freier und fester Wöhlerlinienneigung durchgeführt. Eine Übersicht der Auswertung ist in Tabelle 8-9 dargestellt.

Für den geschweißten unbehandelten Zustand ergibt sich unter fester Neigung $m_{aw,fix} = 3$ der Bezugswert bei 2 Millionen Schwingspielen zu 79 N/mm². Dieser Wert liegt unterhalb der Ermüdungsfestigkeit des Eurocodes, bietet somit eine eher konservative Referenz und spiegelt den Eindruck aus Bild 8-27 wider. Gleichung (8.1) ermittelt den Verbesserungsfaktor $k_{imp,HFH}$ der Ermüdungsfestigkeit der normal-behandelten zur unbehandelten Versuchsserie unter freier Neigung. Dieser berechnet sich zu 2,3. Für den Auswertungsfall unter fixer Neigung (8.2) ergibt sich ein minimal schlechterer Verbesserungsfaktor von 2,2. Ausgehend von einer festen Wöhlerlinienneigung $m_{HFH,fix} = 5$ für den normal HFH-behandelten Zustand wurde eine verbesserte Ermüdungsfestigkeit von 175 N/mm² ermittelt. Im gering-HFH-behandelten Zustand wurde ein Wert von 157 N/mm² und im hoch HFH-behandelten Zustand 160 N/mm² erreicht.

Die gering-HFH-behandelte Serie erreichte somit 90 % der normal-HFH-behandelten Serie, die zu hoch-HFH-behandelte Serie zeigt für eine feste Neigung einen noch geringen Unterschied mit 91 % der normal-HFH-behandelten Serie. Die Annahme einer steileren Wöhlerlinienneigung $m = 5$ zur tatsächlich ermittelten Wöhlerlinienneigung ist konservativ. Tatsächlich erreichten die HFH-behandelten Serien Neigungen von 10 bis 12,5. Die Versuchswöhlerlinie verläuft auffällig flach im Vergleich zu anderen HFH-nachbehandelten Serien. Der gleiche Effekt für HFH-nachbehandelte Versuchskörper aus S235 konnte im Vorgängervorhaben [96] beobachtet werden.

Parallel dazu wurde die Auswertung unter Berücksichtigung der maximal ermittelten dehnungsbasierten Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{max}$ durchgeführt. Ausgenommen wurden die Versuchskörper, deren Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{max}$ die Streckgrenze überschritt. Dabei hat sich gezeigt, dass durch die größere Streuung die 95%-Ermüdungsfestigkeiten untereinander größere Unterschiede aufweisen als unter Berücksichtigung der rechnerischen Nennspannungsschwingbreite nach Tabelle 8-9. Allerdings zeigen die

Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{50\%}$ Abweichungen von weniger als 10 %. Die Auswertung ist in Tabelle 8-10 zusammengefasst.

Tabelle 8-9: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands auf Basis der rechnerischen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{rechn}}$

Zustand	m_{frei} [-]	$\Delta\sigma_{95\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{50\%}$ [N/mm ²]	m_{fest} [-]	$\Delta\sigma_{95\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{50\%}$ [N/mm ²]
As-welded	3	78	87	3	79	87
HFH normal	7,5	178	208	5	175	207
HFH gering	11,2	186	197	5	157	188
HFH hoch	12,4	191	199	5	160	192

$$k_{\text{imp, HFH}}(m = \text{frei}) = \frac{\Delta\sigma_{\text{HFH, normal, 95\%}}}{\Delta\sigma_{\text{AW, 95\%}}} = \frac{178 \text{ N/mm}^2}{78 \text{ N/mm}^2} = 2,3 \quad (8.1)$$

$$k_{\text{imp, HFH}}(m = \text{fest}) = \frac{\Delta\sigma_{\text{HFH, normal, 95\%}}}{\Delta\sigma_{\text{AW, 95\%}}} = \frac{175 \text{ N/mm}^2}{79 \text{ N/mm}^2} = 2,2 \quad (8.2)$$

Tabelle 8-10: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands auf Basis der maximal gemessenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$

Zustand	n_{Versuche} [-]	m_{fix} [-]	$\Delta\sigma_{95\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{50\%}$ [N/mm ²]
as-welded	5	3	74	100
HFH normal	2	5	-	243
HFH gering	7	5	198	239
HFH hoch	7	5	237	256

8.4.6 Beurteilung des Anrissverhaltens und der Bruchflächen der Ermüdungsversuche

Die Darstellung des Verhältnisses vom Zeitpunkt des technischen Anrisses zur erreichten Schwingspielzahl, zeigt Bild 8-28. Der technische Anriss wurde entsprechend der Vorgehensweise in der Literatur, - beispielsweise in Günther [65] - definiert zu dem Zeitpunkt, also der Schwingspielzahl, an der die Dehnung um 2 % zur Referenzdehnung abweicht, im Diagramm mit $N_{2\%}$ bezeichnet. Der Zeitpunkt des Durchrisses liefert die erreichte Schwingspielzahl, im Diagramm mit N_4 bezeichnet.

Eine große Streuung zeigen die Fälle geringer Nachbehandlungsdauer. Die Serie im unbehandelten Zustand (AW) zeigt verhältnismäßig hohe Werte gegenüber der normal und mit hoher Nachbehandlungsdauer durchgeführten Serien an und verhält sich eher untypisch.

Anhand der Bruchoberflächen der Versuchskörper können die Stellen der Rissinitiierung und der Bruchverlauf untersucht werden. In Tabelle 8-11 sind pro Nachbehandlungszustand zwei repräsentative Bruchflächen dargestellt. In Anhang C sind alle Bruchflächen dokumentiert.

Hierbei hat sich herausgestellt, dass die Bruchoberfläche der unbehandelten Versuchskörper über die ganze Versuchskörpertiefe gleichmäßig angerissen, bzw. nach der ersten Initiierung über die ganze Versuchskörperbreite gleichmäßig weiter gerissen ist.

Die Bruchoberflächen der HFH-behandelten Prüfkörper zeigen meist eine Ermüdungsrissfläche, wo sich die Ermüdungslinse auf die halbe Prüfkörpertiefe beschränkt und im Querschnitt bis zur gegenüberliegenden Seite wächst. Eine Ausnahme im gering-HFH-behandelten Zustand liegt bei Bruchfläche B2-9 vor, diese ähnelt der Bruchfläche eines unbehandelten Prüfkörpers.

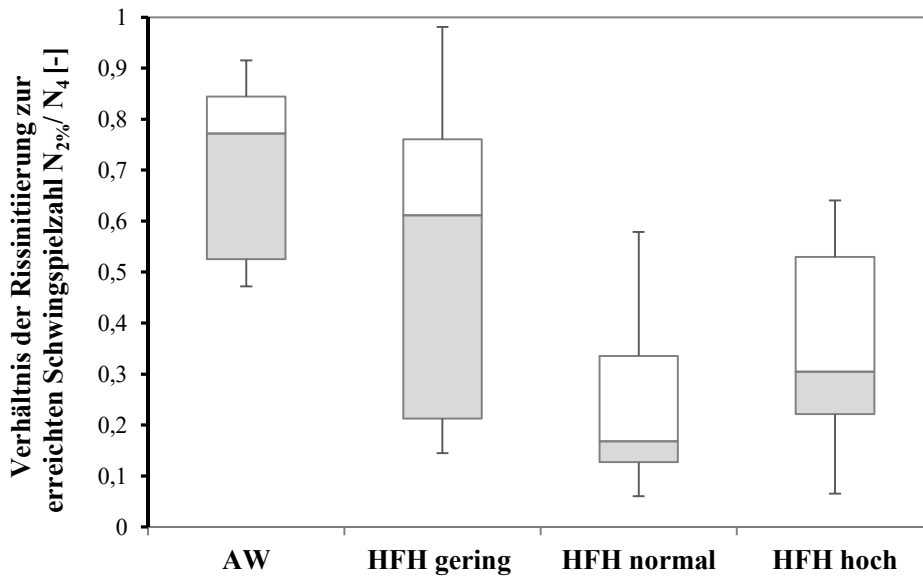




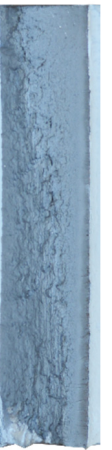


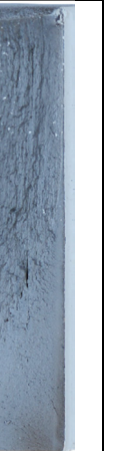


Bild 8-28: Verhältnis der Schwingspielzahl zum Zeitpunkt der Rissinitiierung ($N_{2\%}$) zur erreichten Schwingspielzahl (N_4) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands

Tabelle 8-11: Serienrepräsentative Bruchflächen in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands

Unbehandelt (AW)		HFH normal		HFH gering		HFH hoch	
							
B1-5 oben	B1-1 unten	B2-3 unten	B2-4 unten	B2-9 unten	B3-6 oben	B4-1 unten	B4-2 unten

8.5 Härtemessungen mittels mobilem Härteprüf-Verfahren

8.5.1 Allgemeines

Die Härte eines Werkstoffs beschreibt den Widerstand, den dieser Werkstoff einem anderen Körper entgegensetzt. In Abhängigkeit unterschiedlicher Werkstoffeigenschaften verschiedener Materialien sind ab ca. 1900 mehrere Prüfverfahren zur Bestimmung der Härte entwickelt worden. Darunter die Martenshärte (Universalhärte), Rockwell Härte, Brinell-Härte und die Vickers Härte.

Vickers Härte. Die Vickers Härte (HV) bezeichnet eines der vielen Prüfverfahren und deren zugehörigen Härtewerte, um die Eindringhärte eines Materials zu bestimmen. Die Anwendbarkeit für oberflächengehärtete, homogene Werkstoffe führt dazu, dass die Vickers Härte das am weitesten verbreitete Prüfverfahren für den Werkstoff Baustahl darstellt. Dabei stellt die Möglichkeit, durch die positive Korrelation zwischen Vickers Härte und Zugfestigkeit nach DIN EN ISO 18265 [42] Festigkeitswerte des geprüften Werkstücks abzuleiten, einen weiteren Vorteil gegenüber anderen Prüfverfahren dar.

Beschreibung des statischen Prüfverfahrens. Die Härteprüfung nach Vickers für metallische Werkstoffe ist in DIN EN ISO 6507 [39] in den Teilen 1 bis 4 geregelt. Bei dem Prüfverfahren wird ein pyramidenförmiger Diamant mit quadratischer Grundfläche und festgelegtem Winkel der gegenüberliegenden Flächen unter einer definierten Prüfkraft und Eindringgeschwindigkeit in die Oberfläche des zu prüfenden Bleches gedrückt. Die eingedrungene Oberfläche, die nach Entlastung des Eindringkörpers zu erkennen ist, wird durch die Diagonalen d_1 und d_2 , wie sie in Bild 8-29 abgebildet sind, ermittelt [39].

In Abhängigkeit des Winkels, der Prüfkraft sowie der Längen der Diagonalen wird anschließend die Vickershärte durch Gleichung (8.3) bestimmt.

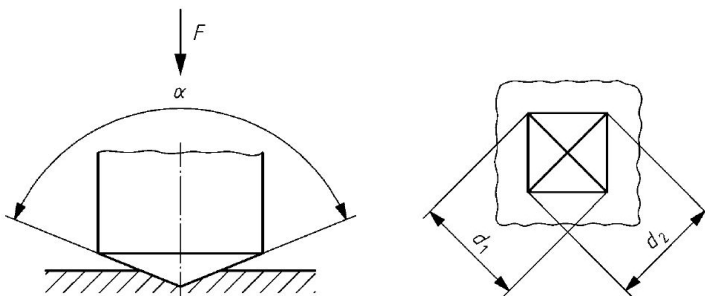


Bild 8-29: Prüfverfahren nach DIN EN ISO 6507-1 [39]

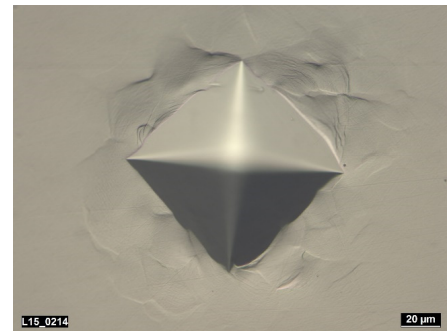


Bild 8-30: Eindringfläche unter Elektronenmikroskop [164]

$$HV = 0,102 \frac{2 F \sin \frac{136^\circ}{2}}{d^2} \approx 0,1891 \frac{F}{d^2} \quad (8.3)$$

- mit $\alpha =$ Winkel zwischen gegenüberliegenden Flächen des pyramidenförmigen Eindringkörpers (136°)
 $F =$ Prüfkraft in N
 $d =$ arithmetischer Mittelwert der beiden Diagonalenlängen d_1 und d_2 nach Bild 8-29 in mm
 $c =$ Konstante $= 0,102 = \frac{1}{9,80665}$, wobei 9,80665 der Umrechnungsfaktor von kgf in Newton ist

Dem allgemeinen Hinweis in [39] entsprechend, dass mit abnehmender Diagonalenlänge die Streuung der Ergebnisse aus den Härtemessungen steigt, wurde bei den in [164] durchgeführten stationären Messungen eine HV1 Härtemessung durchgeführt, die im Vickers-Kleinkrafthärteprüfbereich liegt. Je kleiner die Kraft und der Diamant, desto größer ist die Wahrscheinlichkeit auf einzelne Körner zu treffen, deren Härtewerte von dem umgebenden Bereich stark abweichen.

8.5.2 Untersuchungen mittels stationärer Härteprüfung am Grundmaterial

Schon in *Kuhlmann et al.* [89] wurden Härteverläufe am Kehlnaht-Querschnitt der UIT-nachbehandelten Kehlnaht mit den Nachbehandlungszuständen TIG und im Schweißzustand belassenen Werten verglichen. Ziel dieser Untersuchungen war die Überprüfung der einzuhaltenden Grenzwerte infolge einer UIT-Nachbehandlung. Innerhalb dieser Messreihen konnte speziell für die UIT-nachbehandelten Nahtübergänge im oberflächennahen Bereich bis ca. 50 μm , eine geringfügig erhöhte Härte gemessen werden. Detaillierte Aussagen hinsichtlich der Nachbehandlung liessen sich mit den durchgeführten Untersuchungen nicht ableiten.

Erste Ansätze, die plastische Verformung anhand der Härtemessungen festzustellen, wurden in *Weich* [170] anhand zweier Stumpfstoßproben aus S355 und S690 durchgeführt. In den randschichtnahen Bereichen der HFH-behandelten Kehlnaht zeigte sich eine deutliche Aufhärtung des Materials. In diesem Fall wurde der Vergleich zwischen einer HFH-Behandlung durch HiFIT und UIT bzw. dem unbehandelten Zustand mittels Messungen von HV 0,3 durch flächiges UCI-Verfahren hergestellt. Die Gegenüberstellung beider Nachbehandlungs-Verfahren zeigte eine größere Aufhärtung des oberflächennahen Bereichs durch das HiFIT-Verfahren. Ebenso war die Tiefenwirkung etwas größer als bei dem UIT-Verfahren.

Innerhalb der *FOSTA-Kurzstudie P872* [164] wurde neben Untersuchungen zur Durchführbarkeit eines angepassten Almentests, die Idee entwickelt, eine qualitätsveränderte Hammerspur anhand von Härtewerten zu identifizieren. In einem ersten Ansatz wurden zur Überprüfung Versuche an HFH-behandelten Grundwerkstoffplatten durchgeführt.

Unter Variation der Nachbehandlungsintensität wurden auf den zwei Versuchsproben aus der Stahlgüte S235 drei unterschiedliche Hammerspuren aufgebracht (A, B und C). Im nächsten Schritt wurde der Probekörper wie in Bild 8-31 dargestellt, präpariert, so dass in Längsrichtung (blaue Kennzeichnung) von jeder der drei Spuren ein Makroschliff angefertigt wurde und ebenso in der Querrichtung (rote Kennzeichnung). Aufgrund der hohen Anforderungen der Härtemessungen an die gemessene Oberfläche ist eine Oberflächenbearbeitung in Form von Makroschliffen erforderlich. Auf diesen geschliffenen Oberflächen konnten anschließend die Härtemessungen an den Kleinproben mittels stationärem Härteprüfgerät vollzogen werden.

Durchgeführt wurden die stationären Härtemessungen an der MPA der Universität Stuttgart vom Referat Metallographie und Elektronenmikroskopie. Für die Anwendung wurde die Härteprüfmaschine Zwick Z323 genutzt und die Vickers Härte HV 1 nach DIN EN ISO 6507-1 [39] ermittelt. Dies entspricht nach DIN EN ISO 6507-1 [39] Tab. 3 einer aufbrachten Prüfkraft von 9,807 N und somit einer Vickers-Kleinkrafthärteprüfung. Die Anordnung der Messpunkte und Randabstände kann Bild 8-32 entnommen werden.

Bild 8-33 zeigt die Ergebnisse der Härtemessung am Querschliff unterhalb der PIT-Hammerspuren unterschiedlicher Intensität in Abhängigkeit des Abstands zur Hämmeroberfläche. Ein Anstieg der Härtewerte durch den Hämmerprozess kann im oberflächennahen Bereich bei 0,2 bis 0,8 mm gegenüber den Messergebnissen in 0,8 bis 1,0 mm Tiefe erkannt werden. Die variierte Intensität der drei unterschiedlichen Hammerspuren A, B und C kann anhand der gemessenen Härtewerte nicht identifiziert werden.

Die Ergebnisse der Härtemessungen am Längsschliff unterhalb der 3 unterschiedlichen PIT-Hämmer-spuren A, B und C sind in Bild 8-34 dargestellt. Ähnlich wie in Bild 8-33 ist zwar ein Abfall der Härte-werte in der Tiefe zu beobachten, allerdings zeigen sich keine Abweichungen durch die unterschiedlich durchgeführten Intensitäten.

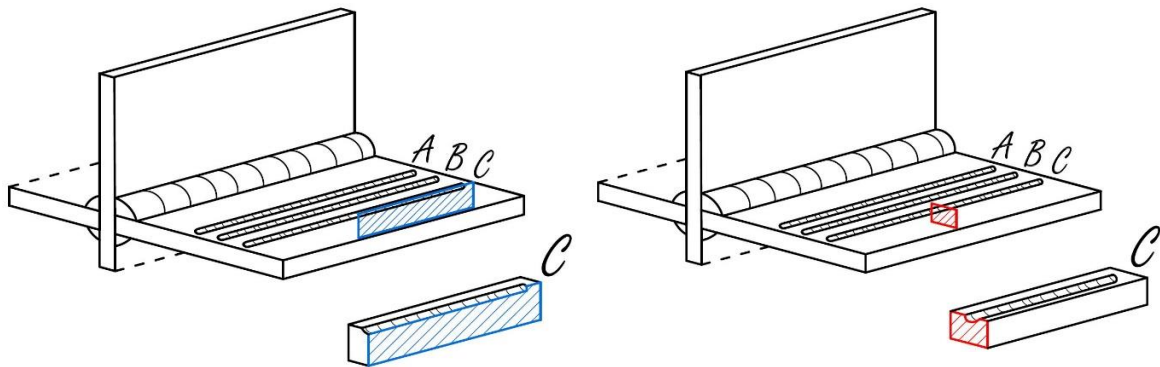


Bild 8-31: Präparierte Probekörper für stationäre Härtemessungen an Hämmerspur unterschiedlicher Intensität am Beispiel Spur C aus [164]

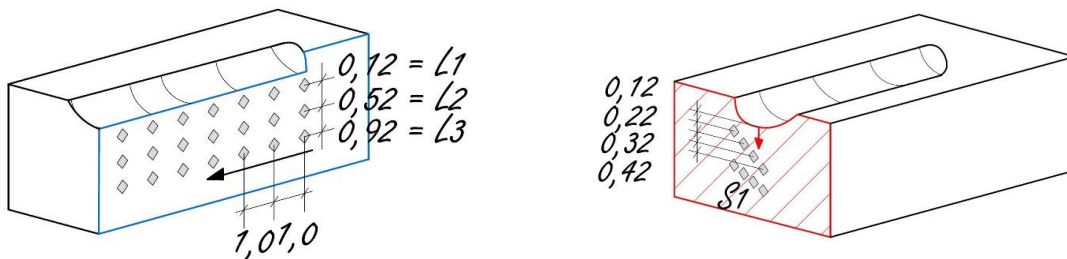


Bild 8-32: Anordnung der Messpunkte in Längs- und Querrichtung am HFH-behandelten Grundmaterial mit unterschiedlicher Intensität aus [164]

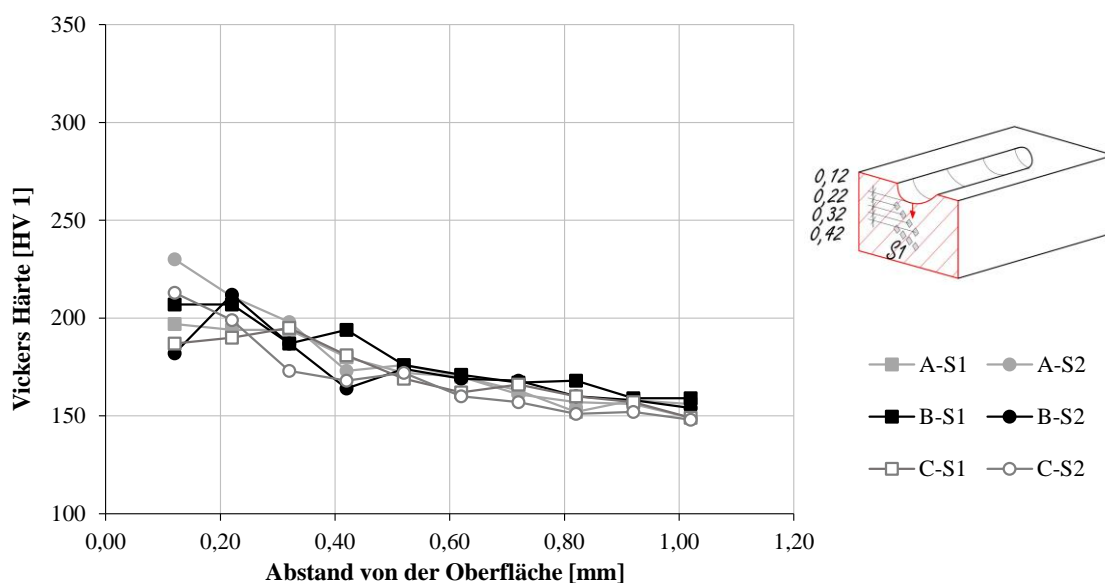


Bild 8-33: Ergebnisse der Härtemessung am Querschliff unterhalb der PIT-Hämmer-spuren unterschiedlicher Intensität aus [164]

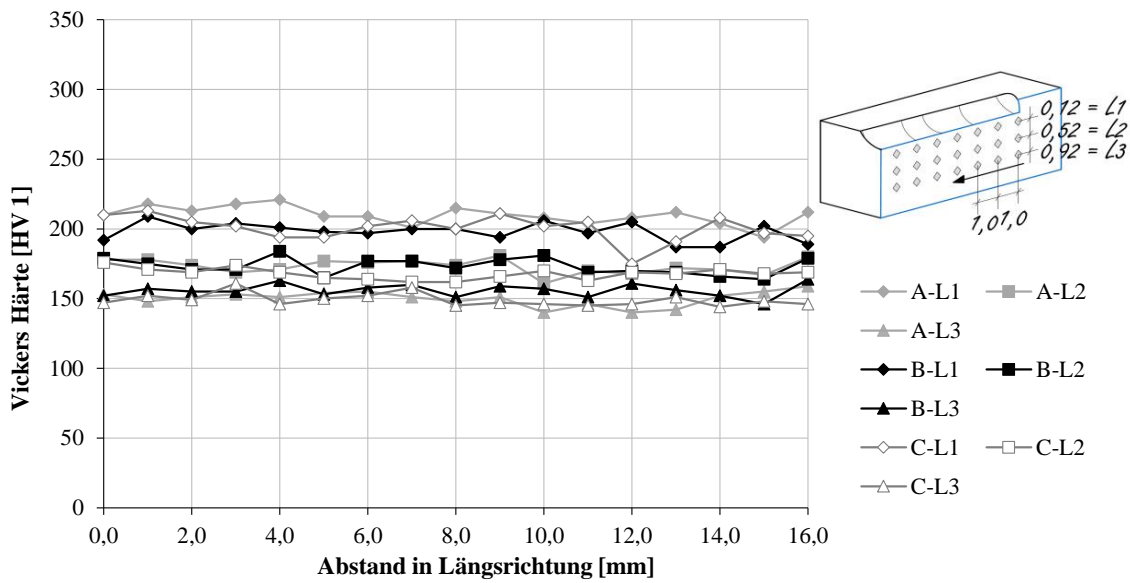


Bild 8-34: Ergebnisse der Härtemessung am Längsschliff unterhalb der PIT-Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität aus [164]

Die Ergebnisse der Härtemessungen am Querschliff unterhalb der drei HiFIT-Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität können Bild 8-35 entnommen werden. Ähnlich wie bei den Härtemessungen der PIT-Proben erkennt man einen Abfall der Härtewerte in Abhängigkeit der Tiefe, so dass in 0,6 bis 0,8 mm die Härtewerte auf Grundwerkstoff-Härte sinken. Generell sind die eingebrachten Härtewerte höher als bei der PIT-Behandlung. Dies wird durch Untersuchungen zum Vergleich der Härtewerte in Weich [170] von UIT zu HiFIT bestätigt. Ein weiterer Unterschied zu den Härtewerten der PIT-Spuren ist die Abweichung zwischen den einzelnen Intensitäten. Die geringsten Härtewerte erreicht die gering HiFIT-nachbehandelte Spur. Tendenziell bewegen sich die normal- und zu-hoch-HiFIT-behandelte Spur im oberen Bereich der Messungen. Anhand von Bild 8-36, das die gemessenen Härtewerte am Längsschliff unterhalb der HiFIT-Hämmerspuren mit unterschiedlicher Intensität zeigt, ergibt sich ein ähnliches Bild.

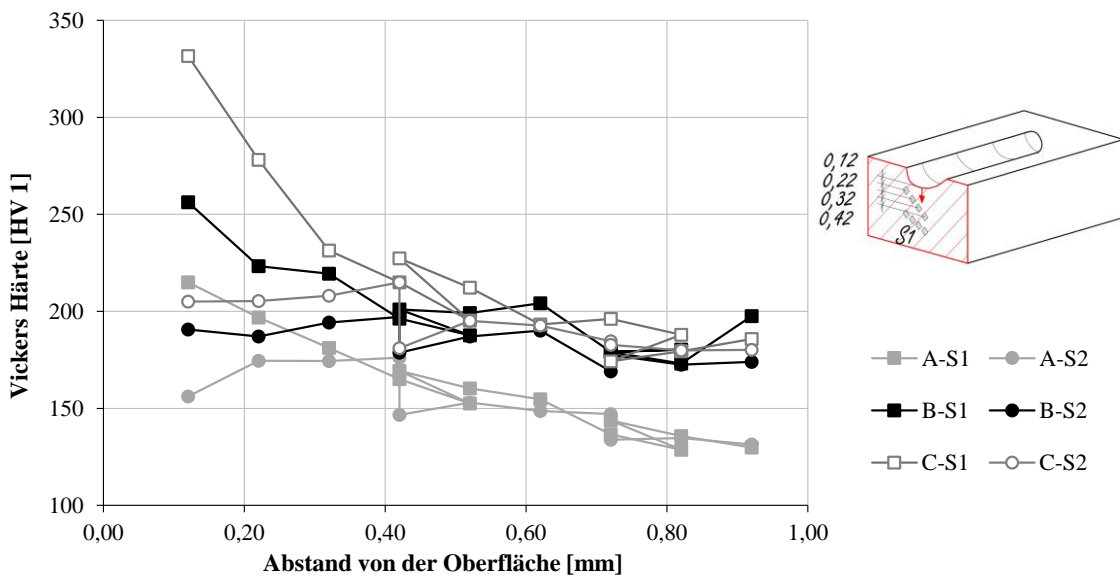


Bild 8-35: Ergebnisse der Härtemessung am Querschliff unterhalb der HiFIT-Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität aus [164]

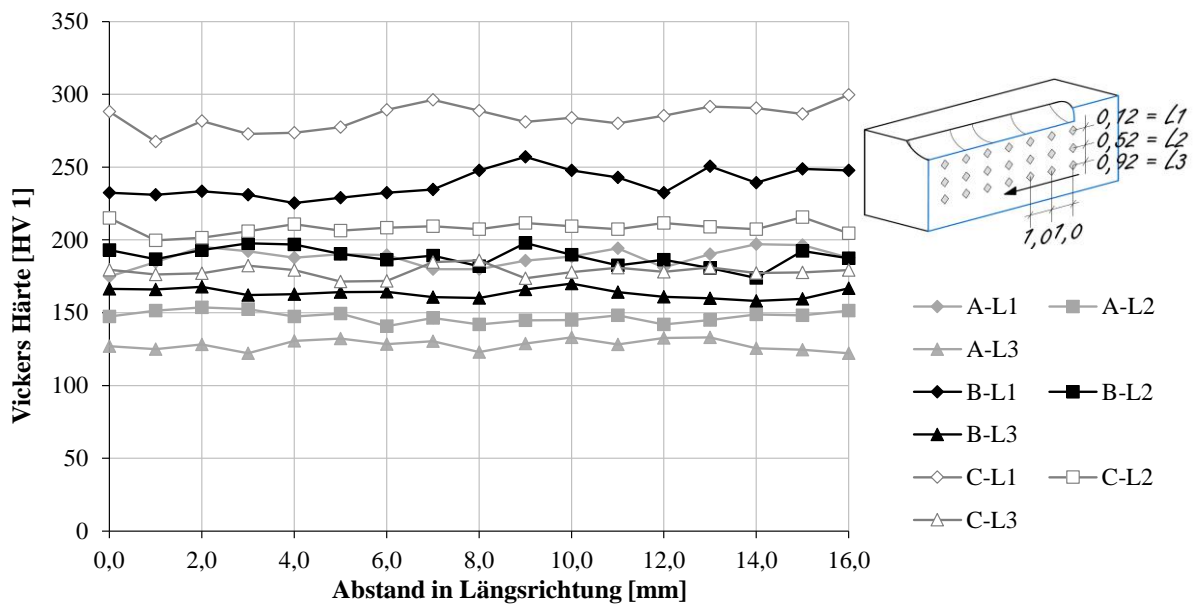


Bild 8-36: Ergebnisse der Härtemessung am Längsschliff unterhalb der HiFIT-Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität aus [164]

Tabelle 8-12: Übersicht der Auswertung der Härtewerte, gemessen längs der Hammerspur

		Auswertung der Messdaten HV1								
		L1			L2			L3		
		A	B	C	A	B	C	A	B	C
HiFIT	\bar{x}	188	239	284	147	189	208	128	164	178
	s	6,4	9,3	8,5	3,8	6,5	4,1	3,8	3,4	4,0
PIT	\bar{x}	210	198	200	173	173	169	150	156	149
	s	6,7	6,5	9,2	5,3	5,9	4,0	5,4	4,8	4,7

Die mit zu hoher Intensität HiFIT-nachbehandelten Spuren (C) führen zu Härtewerten, die in jeder der drei gemessenen Tiefen (L1, L2 und L3) oberhalb der Spur B und A liegen. Sehr auffällig sind die Härtewerte der Spur A mit geringer HiFIT-Nachbehandlung. Diese bewegen sich im Bereich des Grundwerkstoffs.

Bild 8-37 dient zur Verdeutlichung des Vergleichs der beiden HFH-Verfahren und der unterschiedlich erzeugten Härtewerte durch unterschiedliche Intensitäten in drei Tiefenbereichen. Dabei zeigen die Mittelwerte unterschiedlicher Qualitäten bei HiFIT in der obersten Spur L1_H Abweichungen von 27 und 19 % zur normal-nachbehandelten Spur B.

Im Gegensatz dazu verhalten sich die Mittelwerte der unterhalb der PIT-Spur gemessenen Härtewerte unabhängig von der durchgeführten Intensität, siehe Bild 8-37. Beispielsweise liegen hier die Mittelwerte der oberen Messspur L1_P nur 6 und 1 % von der normalen Spur B_L1_P entfernt.

Anhand der erzielten Messergebnisse an den HiFIT-Spuren hat sich gezeigt, dass die Härtemessung mittels stationärer Messmethode prinzipiell dazu geeignet ist, eine veränderte Intensität der HFH-Anwendung im Grundwerkstoff anzuzeigen.

Darüber hinaus wurde festgestellt, dass das PIT-Verfahren durch die angewandten Parameter keine Änderungen in den stationär gemessenen Härtewerten hervorgerufen hat. Dies kann auf zwei Gründe zurückzuführen sein. Entweder die PIT-Hämmerspür reagiert generell nicht auf veränderte Einstellparameter und es wird unter allen Umständen eine gewisse Härte erreicht, oder die gewählten veränderten Parameter führen beim PIT-Verfahren nicht zu Unterschieden.

Die Untersuchungen deuten darauf hin, dass die verschiedenen Hämmerverfahren in Hinblick auf Härtewerte als Qualitätsindikator tatsächlich getrennt voneinander betrachtet werden sollten. Prinzipiell konnte gezeigt werden, dass Änderungen der Intensität im HFH-nachbehandelten Grundmaterial anhand von Härtewerten feststellbar sind.

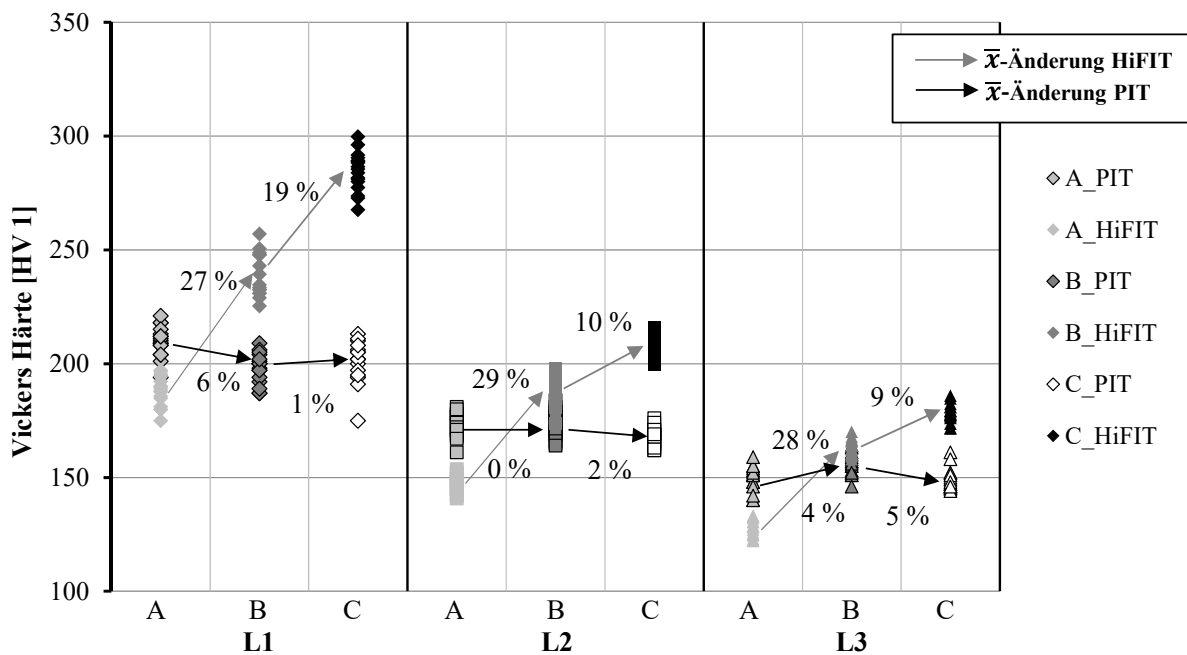


Bild 8-37: Vergleich der Mess- und Mittelwerte der Härtemessungen am Längsschliff unterhalb der PIT- und HiFIT-Hämmerspuren unterschiedlicher Intensität

8.5.3 Allgemeines zum mobilen Härteprüfverfahren Ultrasonic Contact Impedance (UCI)

Das mobile Härteprüfverfahren Ultrasonic Contact Impedance (UCI) bietet die Möglichkeit Härtemessungen nicht nur unter Laborbedingungen an verhältnismäßig kleinen Prüfstücken durchzuführen, sondern auch unhandliche Bauteile einer Härteprüfung, beispielsweise in der Werksfertigung, zu unterziehen. Das mobile Messverfahren ist im Gegensatz zur klassischen Vickers Härteprüfung mit stationärer Messtechnik ein vergleichendes Verfahren, siehe Tietze [160]. So ist in Ergänzung zum UCI-Verfahren immer eine Härtevergleichsplatte erforderlich, die durch eine stationäre Prüfung kalibriert wurde und anhand derer die mobil durchgeführten Messungen justiert, bzw. die mobilen Messsonden kalibriert werden können.

Prüfprinzip. Zur Ermittlung der vorliegenden Messwerte diente das Gerät Sonodur der Firma New Sonic [117], wie es mit allen Komponenten in Bild 8-38 dargestellt ist. Die Messeinheit besteht aus einer stabförmigen Mess-Sonde mit Schwingstab und einem akkubetriebenen Anzeigegerät zum Ablesen der gemessenen Härtewerte, sowie einer kalibrierten Vergleichsplatte. In dieser Abbildung verdeckt die Schutzhülse den Diamant an der Spitze der Sonde. Die Schutzhülse hat die Aufgabe, den Diamanten zu schützen und ein möglichst senkrecht Aufbringen des Eindrucks zu gewährleisten.

Das Prüfprinzip durch UCI ist in Bild 8-39 am Beispiel der Härtemessung am HFH-nachbehandelten Grundwerkstoff veranschaulicht. Die Mess-Sonde wird hierbei auf dem zu messenden Werkstück senkrecht platziert und für ca. 1-2 Sekunden manuell auf die Matrialoberfläche gedrückt. Im integrierten Schwingstab wird durch piezoelektrisch angeregte Ultraschallwellen eine definierte Schwingung erzeugt. Durch den Kontakt mit dem Prüfstück kommt es zu einer Frequenzverschiebung der Schwingung. Abhängig von dem effektiven Elastizitätsmodul und der erzeugten Kontaktfläche unter der Prüfkraft ergibt sich die Resonanzverschiebung, die in einen Vickers Härtewert umgewertet werden kann.

Die Kontaktfläche zwischen Diamant und Probe wird von dem Prüfgerät automatisch durch die Resonanzverschiebung gemessen. Je größer die Resonanzverschiebung ist, umso kleiner ist der Härtewert. Geregelt ist das UCI-Prüfverfahren durch DIN 50159-1 [19], die Prüfung und Kalibrierung in DIN 50159-2 [20].

Mit dem Ziel, das stationäre Härtemessverfahren durch ein mobiles Härtemessverfahren, das unter Baustellenbedingungen bzw. Werkstattbedingungen bei der Fertigung anwendbar ist, zu ersetzen, wurde eine Abschlussarbeit [112] betreut, deren Ergebnisse im Folgenden zusammengefasst werden.



Bild 8-38: Mobiles Härteprüfgerät der Firma New Sonic

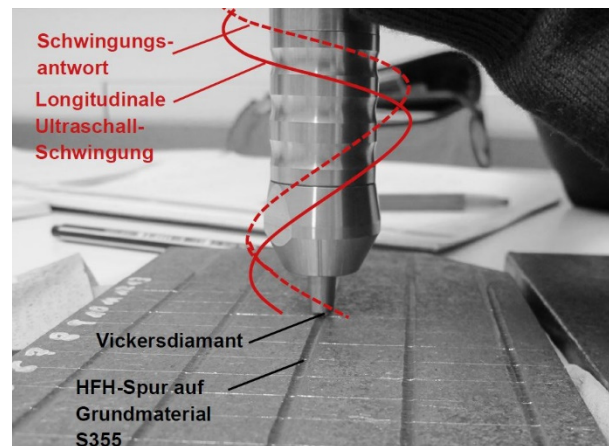


Bild 8-39: Prüfprinzip der mobilen Härtemessung mittels UCI

8.5.4 Erste Untersuchungen mit mobilen Härtemessverfahren am Grundwerkstoff im Rahmen der Masterarbeit von Müller [112]

Im Rahmen einer Masterarbeit [112] wurden, aufbauend auf den Ergebnissen in [164], erste Voruntersuchungen auf HFH-nachbehandeltem Grundmaterial mit dem in Kapitel 8.5.3 beschriebenen mobilen Härteprüfverfahren Ultrasonic Contact Impedance (UCI) unternommen.

Die ersten Untersuchungen an HFH-nachbehandeltem Grundwerkstoff der Stahlgüte S355 mittels HV Sonodur 10 (entspricht 10 N) zeigten innerhalb der HFH-nachbehandelten Spur sehr große Streuungen und teilweise grobe Ausreißer. Bei Betrachtung der Eindringrauten fiel auf, dass diese, die bei korrekter Durchführung der Messungen eine gleichschenklige Form aufweisen sollten, häufig eine drachenförmige Gestalt aufwiesen. Auch konnte nicht zugeordnet werden, ob der Messpunkt an einem Aufwurf zwischen zwei Pineindrücken oder im Pineindruck platziert wurde, was die Messwerte deutlich beeinflussen kann. Dies deutet daraufhin, dass die Durchführung der Messung nicht korrekt ausgeführt wurde. Ursachen hierfür kann eine Schiefstellung der Mess-Sonde beim Aufbringen des Messpunkts oder ein Anstoßen des Diamants sein. Infolgedessen wird eine Hälfte der Raute nicht sauber eingedrückt, da der Diamant

aufgrund behinderter Seitenflanken nicht ganz eindringen kann. Ein weiterer Grund für eine stark streuende Messreihe ist eine unzureichende Bearbeitung der zu messenden Oberfläche. Neben Anforderungen an die Probenform ist in DIN 50159-1 [19] die maximal zulässige Oberflächenrauheit R_a für mobile Härtemessungen mittels UCI-Verfahren festgelegt. Diese beträgt in Abhängigkeit der Prüfkraft $R_a(10N) = 0,005 \text{ mm}$ und $R_a(50N) = 0,0008 \text{ mm}$.

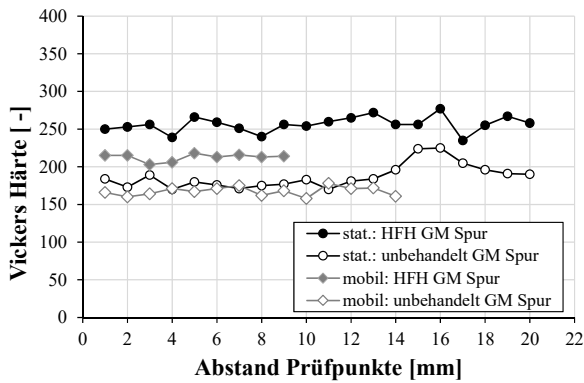


Bild 8-40: Vergleich zwischen stationärer und mobiler Vickers Härte am Grundwerkstoff (PK_EA BS2) und HFH-behandelter Spur nach Oberflächenbearbeitung

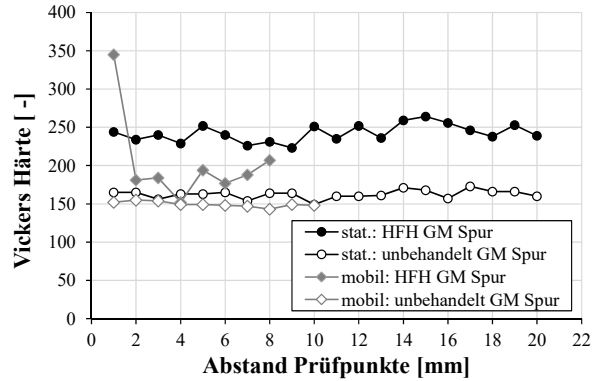


Bild 8-41: Vergleich zwischen stationärer und mobiler Vickers Härte am Grundwerkstoff (PK_P1) und HFH-behandelter Spur nach Oberflächenbearbeitung

Messungen an unterschiedlichen Werkstoffen (PK_EA BS2 = spannungsarm gegläht und PK_P1 = nicht behandelt) haben gezeigt, dass vor allem die mobilen Messungen in der Hammerspur stark streuende Werte aufweisen können.

Erkenntnisse aus [112]. Im Rahmen der Untersuchungen nach Müller [112] wurde festgestellt, dass die Qualität der Durchführung der UCI-Messung (senkrechte Stabhaltung, geeignete Oberflächenvorbereitung der Messstelle) einen erheblichen Einfluss auf die Messwerte hat und für die Auswertung der HFH-Spur essentiell ist. Unter Einhaltung einer bestimmten Oberflächenbeschaffenheit und Stabsondenführung ist das mobile Härtemessverfahren geeignet, um veränderte Härtewerte, die aus einer vom Optimum abweichenden Nachbehandlungsqualität resultieren, festzustellen.

Im Rahmen von Testmessungen zu [90] konnte eine Erklärung für die größere Differenz zwischen stationärer und mobiler Härtewerte bei HFH-nachbehandeltem Grundmaterial erörtert werden. Der Unterschied ist bei der HFH-nachbehandelten Spur durchaus auf die unterschiedlich hohen Prüfkraften von HV5 und HV1 zurückzuführen. Je tiefer der Diamanteneindruck durch die Anwendung einer größeren Prüfkraft, desto tiefer liegen die erfassten Bereiche, wo durch die in der Tiefe abnehmende Wirksamkeit des Hämmerns, geringere Härtewerte vorliegen. Der Unterschied ist also durch die Gradienten des Härteverlaufs in größeren Tiefen zu begründen. Dagegen ist der Einfluss bei dem reinen Grundmaterial durch die unveränderte Härte über die Tiefe sehr gering.

8.5.5 Erste Untersuchungen mit mobilen UCI-Messverfahren an HFH-nachbehandelten Schweißnahtübergängen

Basierend auf den Erkenntnissen aus [164] und [112] wurde das Forschungsprojekt [90] der *Bundesanstalt für Wasserbau* initiiert mit dem Ziel, die Untersuchungen zur mobilen Härtemessungen direkt am HFH-nachbehandelten Schweißnahtübergang durchzuführen. Die Herausforderung bei der Oberflächen-

bearbeitung der HFH-behandelten Hämmer Spur im Unterschied zum HFH-behandelten Kehlnahtübergang ist die Zugänglichkeit in Kombination mit der gering zu haltenden und gleichmäßigen Abtragstiefe. Die mobilen Härtemessungen wurden an den in Kapitel 8.6 beschriebenen Quersteifen-Proben durchgeführt, an denen die Eigenspannungswerte, siehe Abschnitt 8.6, gemessen wurden.

Zunächst wurde in einer ersten Testmessung mit einer 1,7 mm-Sonde am HV5 Sonodur Gerät am Probekörper ES2-5 die Randbedingungen bzw. Voraussetzungen an die Oberflächenbeschaffenheit für eine richtige Messung getestet. Dazu wurden vier verschiedene Oberflächenzustände erzeugt und die Messungen mit unterschiedlichen Vorbereitungsgraden durchgeführt.

Dabei wurde die HFH-Spur zunächst nicht oberflächenbehandelt, sondern im vom Flugrost bereits verschmutzten HFH-Zustand belassen („ungereinigt“). Für die zweite Oberflächenbeschaffenheit wurde der Flugrost mittels Brennspritus entfernt („gereinigt“). Da aus [112] hervorging, dass speziell für die mobile Härtemessung die Oberflächenbeschaffenheit einen Einfluss hat, wurde die Oberfläche zum einen manuell mit Schleifpapier der Körnung 120 und zum anderen mit einem Fächerschleifer mit der Körnung P320 verschliffen. Der Materialabtrag wurde dabei so gering wie möglich gehalten, um die Vergleichbarkeit zu den beiden Zuständen „ungereinigt“ und „gereinigt“ sicherzustellen. Tabelle 8-13 zeigt die Nahtübergänge N1 bis N4 in den unterschiedlichen Vorbereitungsständen.

Ebenso wurde der Applikationswinkel verändert. Differenziert wurde zwischen dem Aufsetzen der Sonde senkrecht zur Grundblechebene und dem Aufsetzen entsprechend dem HFH-Applikationswinkels (ca. 65° zur Grundblechebene). Dabei hat sich herausgestellt, dass die Messung im gleichen Winkel wie die Nachbehandlung durchzuführen ist.

Bild 8-42 zeigt die Auswertung anhand einer Boxplot-Darstellung der ersten Testmessungen auf der Hämmer Spur mit unterschiedlicher Hämmer Spur-Vorbereitung. Die ersten Messungen (ES2-5 N2) wurden zunächst an der „ungereinigten“ Hämmer Spur durchgeführt. Anhand des Boxplots sind der hohe Medianwert und die große Streubreite zu erkennen. Die Messung am „gereinigten“ Nahtübergang N3 und N4 führen in beiden Fällen zu engeren Streubändern im Vergleich zu N2 „ungereinigt“. Der Streubereich verkleinert sich durch die Reinigung um mindestens 100 HV5. Die unterschiedlichen Härtebereiche von N3 „gereinigt“ und N4 „gereinigt“ können durch unterschiedliche Restkerbenausprägungen auf den gemessenen Nahtübergängen zurückgeführt werden.

Denn am Nahtübergang ES2-5 N3 konnte eine signifikante Restkerbe festgestellt werden, so dass dieser Nahtübergang tendenziell geringere Härtewerte aufwies. Auch mit dem weiteren Oberflächenzustand konnte lediglich der obere Streubereich verkleinert werden, der Median wurde dadurch unwesentlich beeinflusst.

Die Messwerte der beiden Oberflächenbehandlungszustände „gereinigt“ und „verschliffen“ weichen nicht signifikant voneinander ab. Sie sind jedoch mit Mittelwerten von 155 bis 160 HV5 insgesamt geringer als bei der Spur ohne Restkerbe mit Mittelwerten zwischen 200 und 220 HV5.

Eine Reinigung von Flugrost ist zur Reduzierung der Streubreite sinnvoll, um einzelne Ausreißer in der Messung zu reduzieren. Ein Verschleifen der Hämmer Spur mit einem Dremel oder ähnlichem ist nicht erforderlich und beeinflusst den Median nur unwesentlich. Zudem besteht die Gefahr, zu viel Material abzutragen.

Die Möglichkeit, eine zu geringe HFH-Nachbehandlung anhand von mobilen Härtemessungen festzustellen, konnte durch geringe Härtebereiche im Rahmen der Testmessungen bestätigt werden.

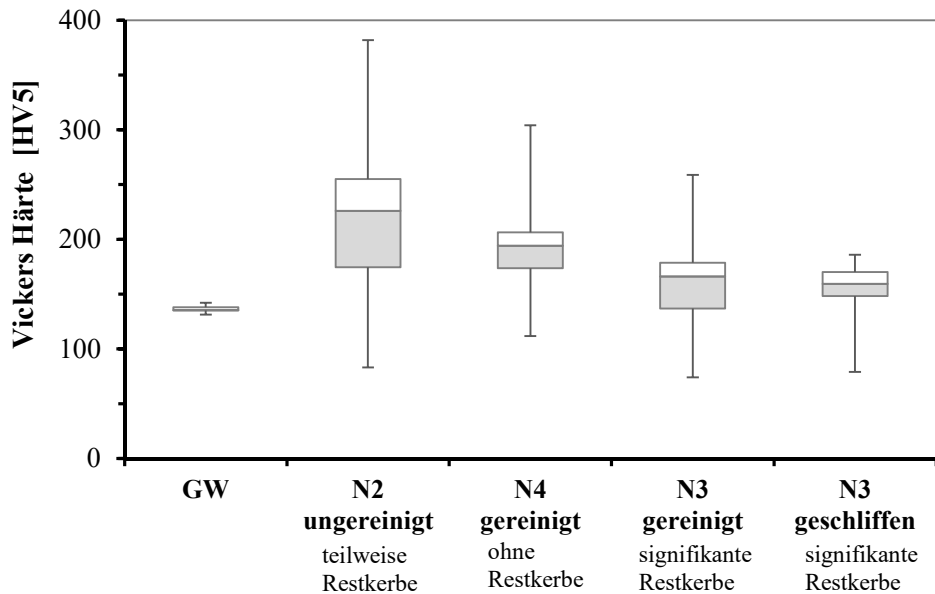


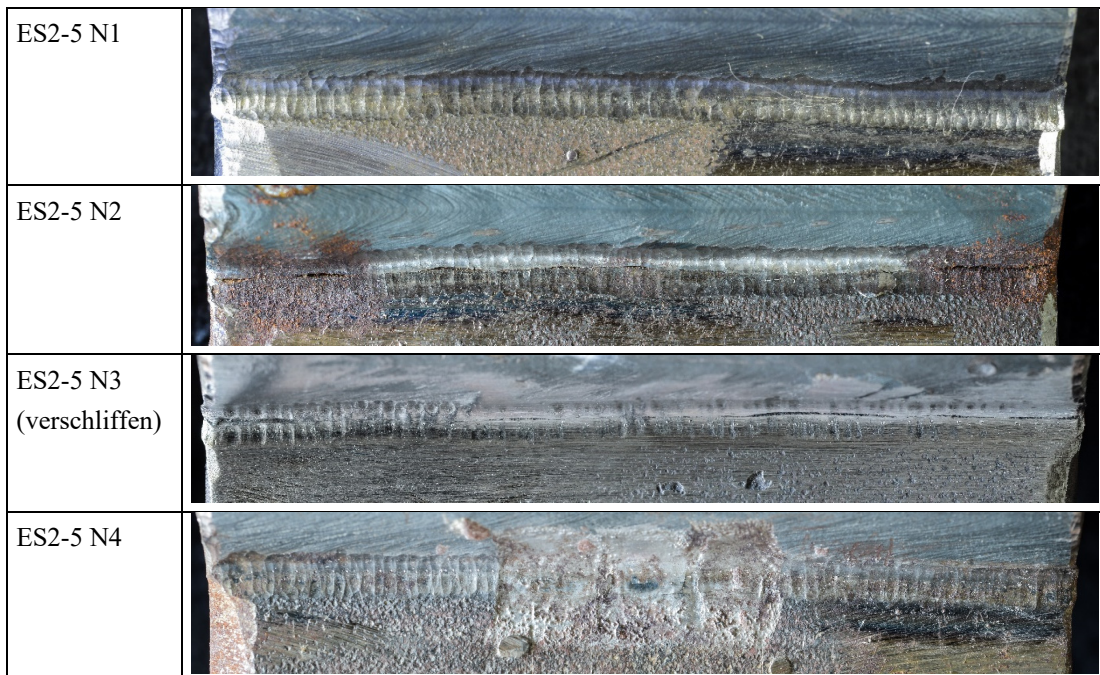
Bild 8-42: Vergleich mobil gemessener Vickers Härte am Grundwerkstoff (GW) und HFH-behandelten Spuren (N2 bis N4) mit und ohne Oberflächenbearbeitung am Prüfkörper ES2-5

Messungen am Grundmaterial zeigten sehr geringe Streubreiten und eine hohe Wiederholpräzision, siehe Bild 8-42. Auf der nicht-HFH-behandelten Oberfläche des Grundmaterials ist das Verschleifen mittels Fächerschleifer P320 erforderlich. Die Auswertung der Messwerte ergibt einen Mittelwert von 138 HV5, bzw. bereinigt 136 HV5. Bei der Umwertung des HV-Werts in eine Zugfestigkeit, erreicht man den Wert $R_m = 430,5 \text{ N/mm}^2$. Dies entspricht annähernd dem Wert aus dem Materialzeugnis 3.1 mit $R = 436 \text{ N/mm}^2$, was auf die Richtigkeit der Messung hindeutet.

Das UCI-Verfahren unterscheidet sich grundlegend von der stationären, bzw. klassischen Härtemessung. Bei der stationären Härtemessung entscheidet der Prüfer anhand der Form der Eindrückung, ob der Zahlenwert gewertet wird oder die Messung als ungültig erklärt wird.

Durch die Anwendung bei UCI ist das nicht nach jeder einzelnen Messung möglich bzw. sinnvoll, sondern im Anschluss an die Messungen werden die Daten erhoben und ggf. können mittels einer Lupe die Eindrückung begutachtet werden. Theoretisch ist die Eindruckform bei der UIC-Messung nicht von großer Bedeutung, da nicht die Geometrie des Abdrucks vermessen wird, sondern die Schwingungsantwort gemessen wird. Allerdings können, ebenso wie bei dem stationären Prüfverfahren, Messwerte, deren Eindrücke nicht rautenförmig sind und falsch durchgeführt wurden, zu verfälschten Werten (sog. Ausreißern) führen, so dass diese im Nachgang bei der Auswertung unberücksichtigt bleiben sollten. Das Vorgehen ist vergleichbar mit der Eliminierung von Messwerten bei der stationären Messung. Dort wird die Geometrie des Härteeindrucks geräteintern, direkt nach jedem Messpunkt beurteilt. Ist die Rautenform ungleichmäßig, wird der Wert geräteintern gelöscht und neu gemessen. Bei der mobilen Messung erfolgt dieser Vorgang durch den Anwender. Speziell für die hier betrachtete Anwendung ist es deshalb erforderlich zu wissen, wo genau der Härteeindruck stattgefunden hat. Die Nachvollziehbarkeit der Messpunkte anhand eines Rasters ist dabei hilfreich. Untersuchungen hierzu wurden im Rahmen der Masterarbeit Hägele [72] unternommen und ausgewertet.

Tabelle 8-13: Fotos der HFH-behandelten Schweißnahtübergänge ES2-5 mit unterschiedlicher Oberflächenvorbereitung und unterschiedlicher Restkerbenausrprägung



8.6 Eigenspannungsmessungen

8.6.1 Motivation der Untersuchungen mittels Eigenspannungsmessung

Wie Untersuchungen mit HFH-nachbehandelten Stumpfstößen mit anschließendem Spannungsarmglühen im Rahmen von Weich [170] ergaben, bewirken vor allem die durch den Hämmerprozess eingebrachten Druckeigenspannungen die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit. Ziel dieser Untersuchungen ist deshalb die Klärung der Frage, in wieweit die Größe der Eigenspannungen durch eine vom Normalzustand abweichende HFH-Nachbehandlung beeinflusst sein kann.

Die Röntgendiffraktometrie gilt allgemein unter den Methoden zur Eigenspannungsermittlung als sehr zuverlässige Methode und ist deshalb zu bevorzugen.

Die Durchführung der Messungen an bereits geprüften Proben mit Anriss hat sich in Yekta et al. [157] im oberflächennahen Bereich ($t < 0,3$ mm) als nicht sinnvoll herausgestellt. Durch den Anriss änderte sich der Eigenspannungszustand maßgeblich, so dass die Eigenspannungen der geprüften Versuchskörper verfälscht waren, weil sich Eigenspannungen durch die Rissinitiierung gelöst hatten. Erst ab einer Tiefe von 0,3 mm konnten plausible Eigenspannungswerte festgestellt werden.

Deshalb wurden im Rahmen der Untersuchungen in [90] die Messungen an ungeprüften Proben durchgeführt, die analog und zeitgleich zu den Versuchskörpern zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit HFH-nachbehandelt wurden.

Zuvor wurde die Nachbehandlungsspur der ausgewählten Prüfkörper optisch beurteilt und die Ausprägung der Restkerbentiefe bestimmt. Die visuelle Beurteilung der Nahtübergänge ist Tabelle 8-14 zu entnehmen. Außerdem wurden Silikonabdrücke angefertigt und vermessen und somit die Kerbgeometrie festgehalten. Anhand der Querschnitte der Silikonabdrücke im Abstand 4 mm zueinander wurde die Geometrie erfasst und die Eindringtiefen sowie die Restkerbentiefe bestimmt.

Tabelle 8-14: Versuchsprogramm zu Eigenspannungsmessungen zur Korrelation zu den Ermüdungsversuchen

Bezeichnung	t _{HFH} [s/60mm]				Visuelle Beurteilung der Nachbehandlungsspur
	N1	N2	N3	N4	
ES.2.4	40	40	40	40	Restkerbe sehr schwach
ES.2.5	40	40	40	40	Keine Restkerbe
ES.3.4	15	15	15	15	Restkerbe deutlich
ES.3.5	15	15	15	15	Restkerbe sehr deutlich
ES.4.4	80	80	80	80	Keine Restkerbe
ES.4.5	80	80	80	80	Keine Restkerbe

8.6.2 Durchführung der Eigenspannungsmessungen

Die Eigenspannungsmessungen an den mit unterschiedlicher Intensität nachbehandelten Proben wurde von der *Abteilung Werkstofftechnik der SLV Halle* mit dem Röntgendiffraktometer der Firma *Stresstech G2R* durchgeführt. Dabei wurde aufgrund der Randbedingungen auf das Messverfahren mittels Röntgendiffraktometrie nach DIN EN 15305 [36] zurückgegriffen.

Ziel der Qualitätssicherung ist die Erfassung der angewandten Nachbehandlungsqualität im oberflächennahen Bereich entlang der Hammerspur. So wurden die Eigenspannungsmesspunkte innerhalb einer Reihe im Abstand von 4 mm direkt auf der Spuroberfläche und 0,1 mm (100 µm) unterhalb der Spur gelegt, siehe Bild 8-43. Für die Messtiefe in 0,1 mm wurde elektrolytisch Material abgetragen. Die Genauigkeit des Tiefenabtrags betrug dabei ±10 µm.

Bei der Durchführung der Messung wird der Kollimator, die Messspitze des Röntgendiffraktometers in verschiedenen Winkeln am Messpunkt geschwenkt und jeweils gemessen. Aus diesem Wert wird dann die eigentliche Spannung ermittelt. Liegen die unter unterschiedlichen Winkeln gemessenen Werte dicht beieinander, ergibt sich eine kleine Fehlerwahrscheinlichkeit. Weichen die an einem Messpunkt ermittelten Werte stark voneinander ab und liegen sie nicht auf einer Ellipse, ergibt sich eine Fehlerabschätzung und somit eine größere Messungenauigkeit. Bild 8-43 zeigt den Kollimator am Versuchskörperquerschnitt.

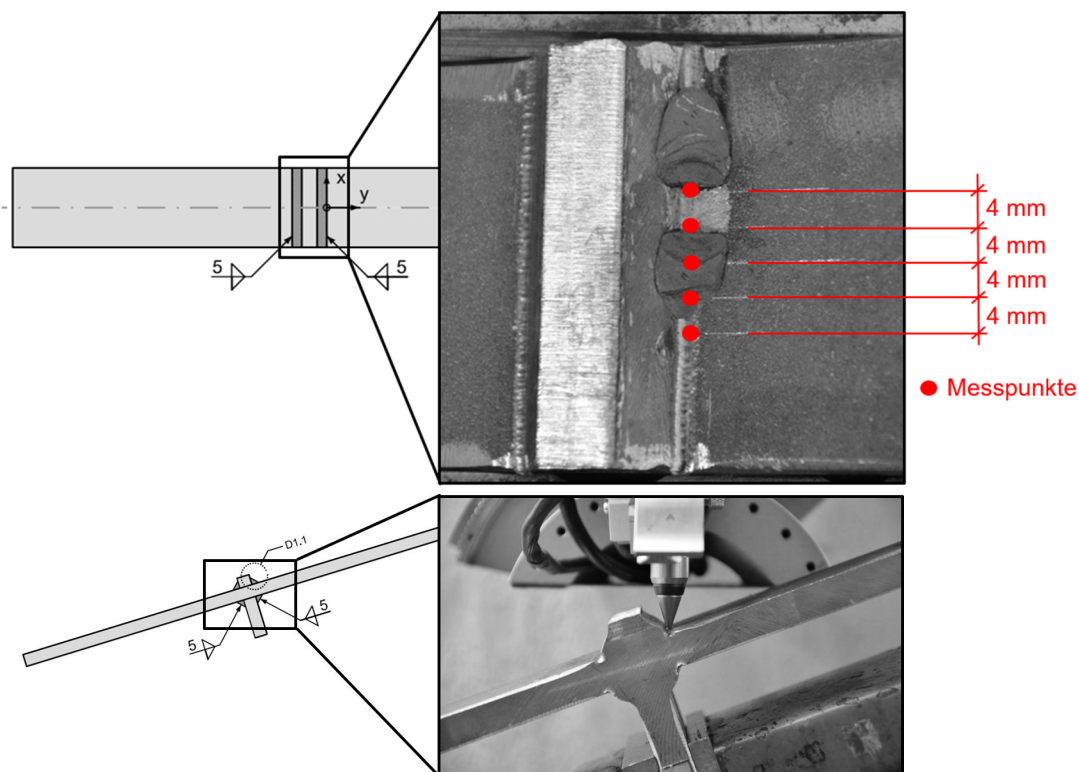


Bild 8-43: Stelle der Messpunkte für Eigenspannungen am HFH-behandelten Nahtübergang

8.6.3 Ergebnisse und Auswertung der Eigenspannungsmessungen

Im Folgenden sind die Ergebnisse der Auswertung erläutert. Anhand der Eigenspannungsmessungen der gering-HFH-behandelten Nahtübergänge der Versuchskörper ES 3-4 und ES 3-5 in Bild 8-44 fällt auf, dass die Messungen im tieferliegenden Bereich höhere Druckeigenspannungen erreichen als die direkt auf der Oberfläche gemessenen Eigenspannungen. Bei Probekörper ES 3-4 werden an der Oberfläche Druckeigenspannungen von knapp -200 N/mm^2 bis ca. -440 N/mm^2 erreicht. Auffällig sind die geringen Werte der Druckeigenspannungen von Probekörper ES3-5 der Oberflächenmessungen. Diese sind mit Werten um 0 N/mm^2 zum einen kaum eingebracht worden, zum andern ist die Fehlergröße im Bereich geringer Eigenspannungen höher. Das ist in Zusammenhang mit der optischen Kategorisierung dieses Versuchskörpers mit einer sehr deutlichen Restkebe zu bringen. Dennoch setzen sich diese geringen Werte in der Tiefe $0,1 \text{ mm}$ nicht fort, sondern erreichen dort bereits Druckeigenspannungen zwischen 100 und 300 N/mm^2 .

Die Eigenspannungswerte der Versuchskörpern ES-2-4 und ES-2-5 mit normaler HFH-Behandlung in Bild 8-45 und der Versuchskörpern ES-4-4 und ES-4-5 mit hoher HFH-Behandlung in Bild 8-46 ähneln sich stark und lassen keinen Hinweis darauf, welche Probekörper zu stark und welche normal-HFH-behandelt wurden. Die Werte der normal HFH-behandelten Spuren des Probekörpers ES 2-5 bewegen sich wie die Werte des ES 4-4 zwischen -350 N/mm^2 und kanpp -550 N/mm^2 . Eine zu lange Nachbehandlungsdauer zeigt keinen negativen Einfluss auf die Eigenspannungen, ggf. tritt eine Stabilisierung bzw. Sättigung des Eigenspannungszustandes auf und die Eigenspannungen zeigen im Vergleich mit den Messpunkten der normalen Nachbehandlung einen konstanteren Verlauf.

Die beiden Probekörper ES 2-4 und ES 4-5 weisen dagegen etwas geringere Druckeigenspannungen im Bereich von knapp unter -300 N/mm^2 bis etwa -450 N/mm^2 auf.

Zusammenfassend lassen sich die folgenden Tendenzen aus den im vorangegangenen beschriebenen Diagrammen und der Einhüllenden getrennt nach Messtiefe in Bild 8-47 ableiten:

- Die Werte der tieferliegenden Bereiche (100 μm) erreichen höhere Druckeigenstressungen, bis auf zwei Messstellen des Prüfkörpers ES3-4.
- Die gering-HFH-behandelten Nahtübergänge erreichen die geringsten Druckeigenstressungen.
- Die Druckeigenstressungen hoch- und normal-HFH-behandelter Spuren liegen dicht bei einander, die Werte liegen zwischen -280 und 550 N/mm^2 .

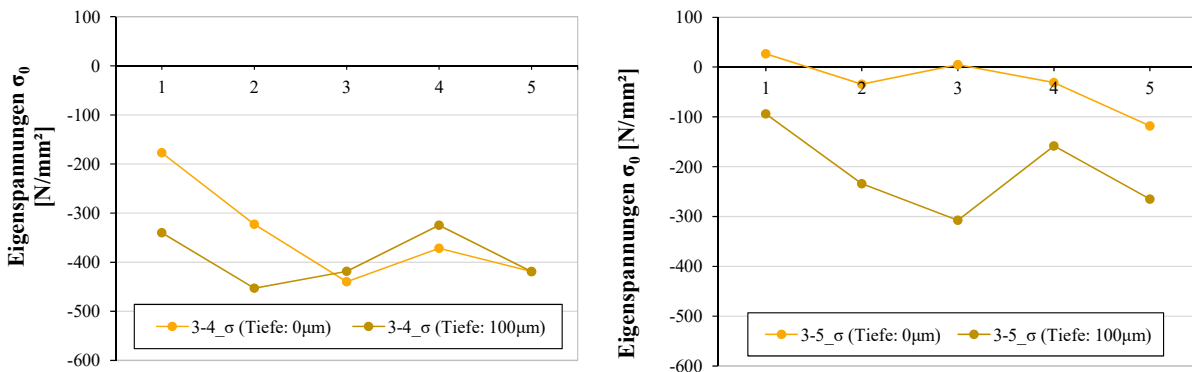


Bild 8-44: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für die Prüfkörper ES-3-4 und ES-3-5 mit geringer HFH-Behandlung

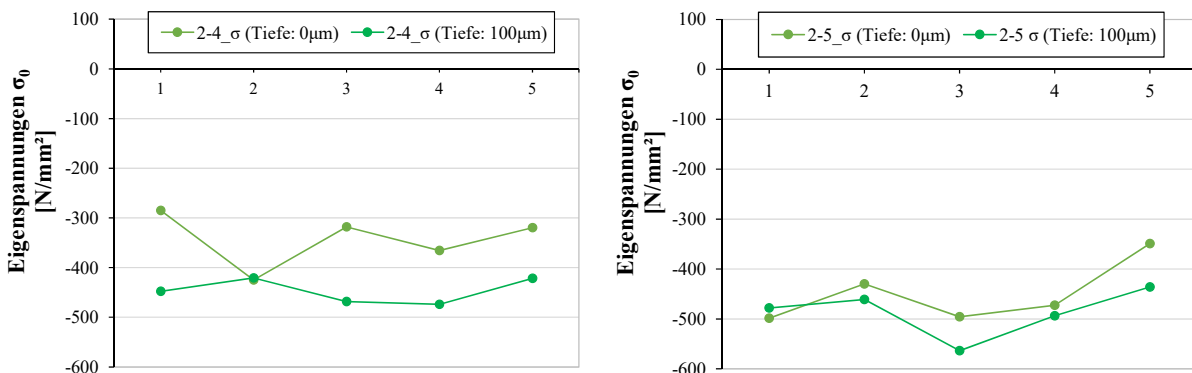


Bild 8-45: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für der Prüfkörper ES-2-4 und ES-2-5 mit normaler HFH-Behandlung

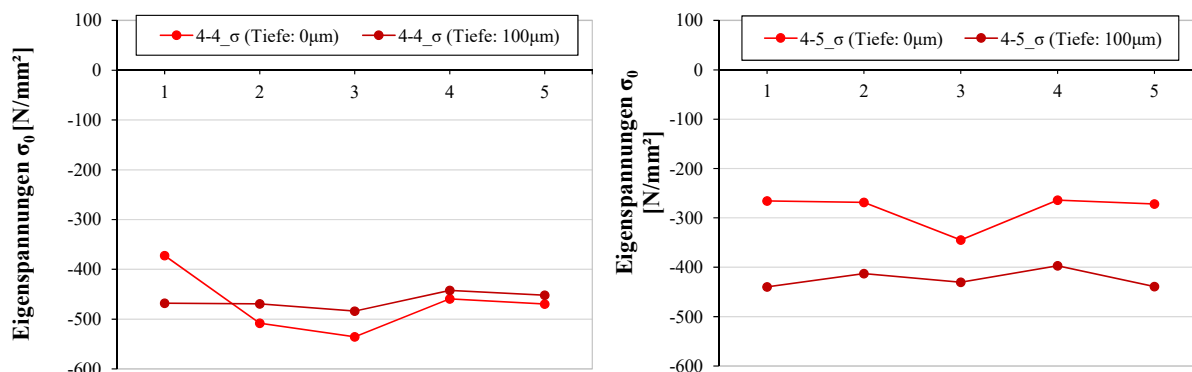


Bild 8-46: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für der Prüfkörper ES-4-4 und ES-4-5 mit hoher HFH-Behandlung

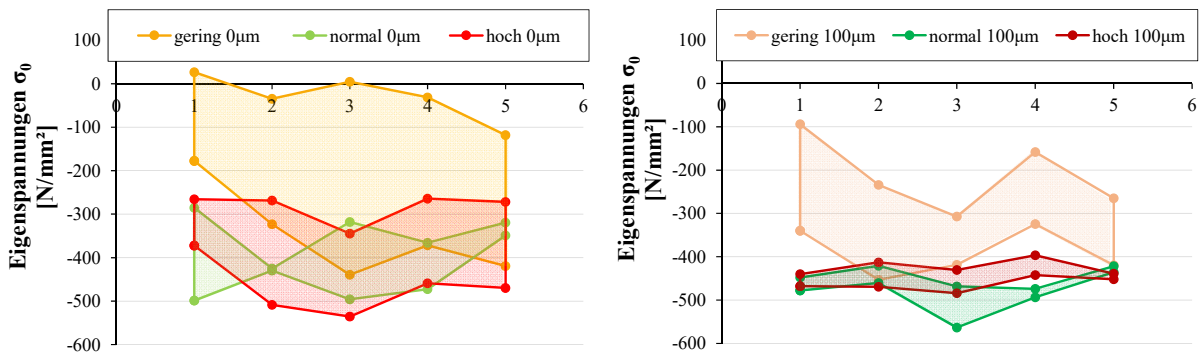


Bild 8-47: Einhüllende der Eigenspannungen unterschiedlicher Behandlungszustände getrennt nach Messtiefe (0µm Tiefe und 100µm Tiefe)

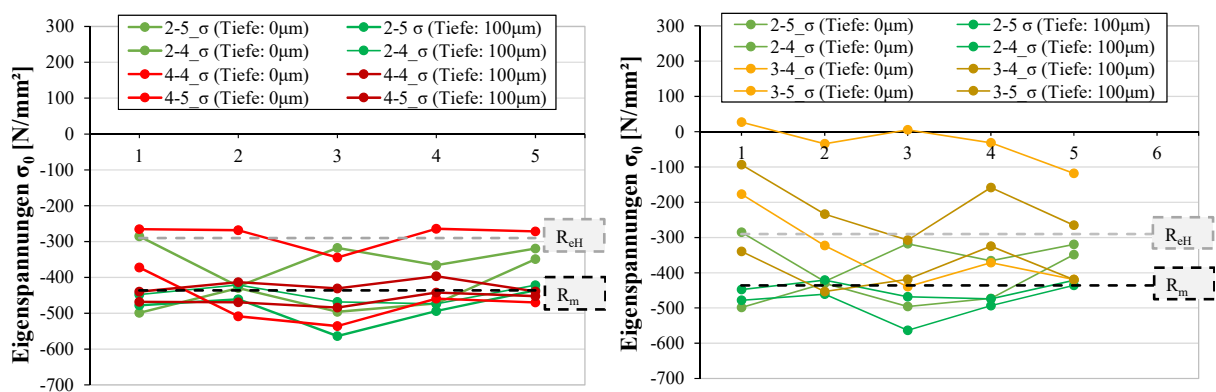


Bild 8-48: Vergleich der Eigenspannungsverläufe normal und hoher-HFH-behandelter Nahtübergänge in den Messtiefen (0µm und 100µm)

Bild 8-49: Vergleich der Eigenspannungsverläufe gering und normal HFH-behandelter Nahtübergänge in den Messtiefen (0µm und 100µm)

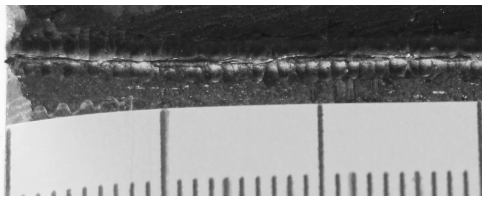
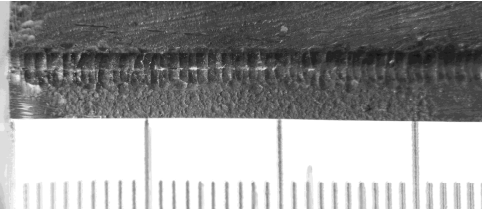
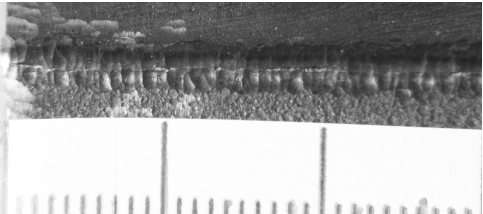
Anhand Bild 8-48 wird deutlich, dass sich die Eigenspannungen im normal- und hoch-HFH-behandelten Zustand der Zugfestigkeit R_m des Werkstoffs annähern. Beide Nachbehandlungszustände erreichen gleichermaßen die Zugfestigkeit. Dieses Verhalten deutet darauf hin, dass es bei einer Überbehandlung zu einem Sättigungszustand kommt und eine sogenannte Überbehandlung für das PIT Verfahren seitens der Eigenspannungen nicht möglich ist.

Dagegen ist beim Vergleich der gering- und normal-HFH-behandelten Spur in Bild 8-49 ein deutlicher Unterschied für den Prüfkörper ES3-5 zu erkennen. Diese Spur wurde vor den Messungen visuell in die Kategorie „sehr deutliche Kerbe“ eingeordnet. Dagegen unterscheiden sich die Messwerte des gering-HFH-behandelten Prüfkörpers ES3-4 kaum von denjenigen die mit normaler Intensität nachbehandelt wurden.

8.6.4 Weiterführende Eigenspannungsmessungen an gering PIT-nachbehandelten Schweißnahtübergängen mit visuellem Abgleich

Das Nachbehandlungsniveau gering HFH-nachbehandelt stellt entsprechend der Eigenspannungsmessungen den kritischen Fall der HFH-Behandlung dar. Deshalb wurden in einem weiteren Schritt Eigenspannungsmessungen an drei weiteren gering nachbehandelten Nahtübergängen durchgeführt, die unterschiedlich starke Ausprägungen von Restkerben zeigten. Es wurden gezielt die folgenden Nahtübergänge in Tabelle 8-15 und die Ausprägung der Restkerbe visuell dokumentiert und eingeordnet.

Tabelle 8-15: Versuchsprogramm zu Eigenspannungsmessungen zur Tiefenwirkung gering HFH-behandelter Nahtübergänge

Bezeichnung	Nahtübergang	Visuelle Beurteilung der Nachbehandlungsspur	Abbildung
ES.3.1	oben grau	Sehr starke Restkerbe sichtbar	
ES.3.3	oben blau	Leicht bis keine Restkerbe	
ES.3.6	Oben blau	Restkerbe sichtbar	

Ziel dieser Eigenspannungsmessungen an gering HFH-nachbehandelten Nahtübergängen war es, herauszufinden, ob sich eine geringe HFH-Nachbehandlung nur direkt auf die Oberfläche auswirkt oder ob sich die geringe Einbringung der Druckeigenspannungen auch in die Tiefe auswirkt. Zu diesem Zweck wurden Messpunkte zusätzlich in einer dritten tieferen Ebene 200 µm gewählt.

Die Messergebnisse der gering HFH-nachbehandelten Nahtübergänge können Bild 8-50 entnommen werden. Die mit einer sehr stark sichtbaren Restkerbe eingeordneten Prüfkörper ES3-1 und ES3-6 zeigen vor allem direkt an der Oberfläche geringe Messwerte. Die direkt darunterliegenden Messwerte in den Tiefen 100 µm und 200 µm weisen jedoch höhere Druckeigenspannungen auf, die schon im Bereich der Streckgrenze liegen. Beim Prüfkörper ES3-3 mit kaum erkennbarer Restkerbe verhalten sich die Eigenspannungen, vor allem auf der Oberfläche, konstanter und weisen größere Druckeigenspannungen auf als bei den Prüfkörpern mit deutlicher Restkerbe.

Die Ergebnisse deuten stark darauf hin, dass vor allem in tieferen Regionen die gewünschten Druckeigenspannungen mit Mittelwerten von -241 N/mm² bei 100 µm und -275 N/mm² erreicht werden, die ausreichen, um die Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem unbehandelten Zustand maßgeblich zu steigern.

Eine Korrelation zwischen visueller Einstufung der Restkerbe bei gering HFH-nachbehandelten Nahtübergängen und den gemessenen Eigenspannungswerten konnte festgestellt werden.

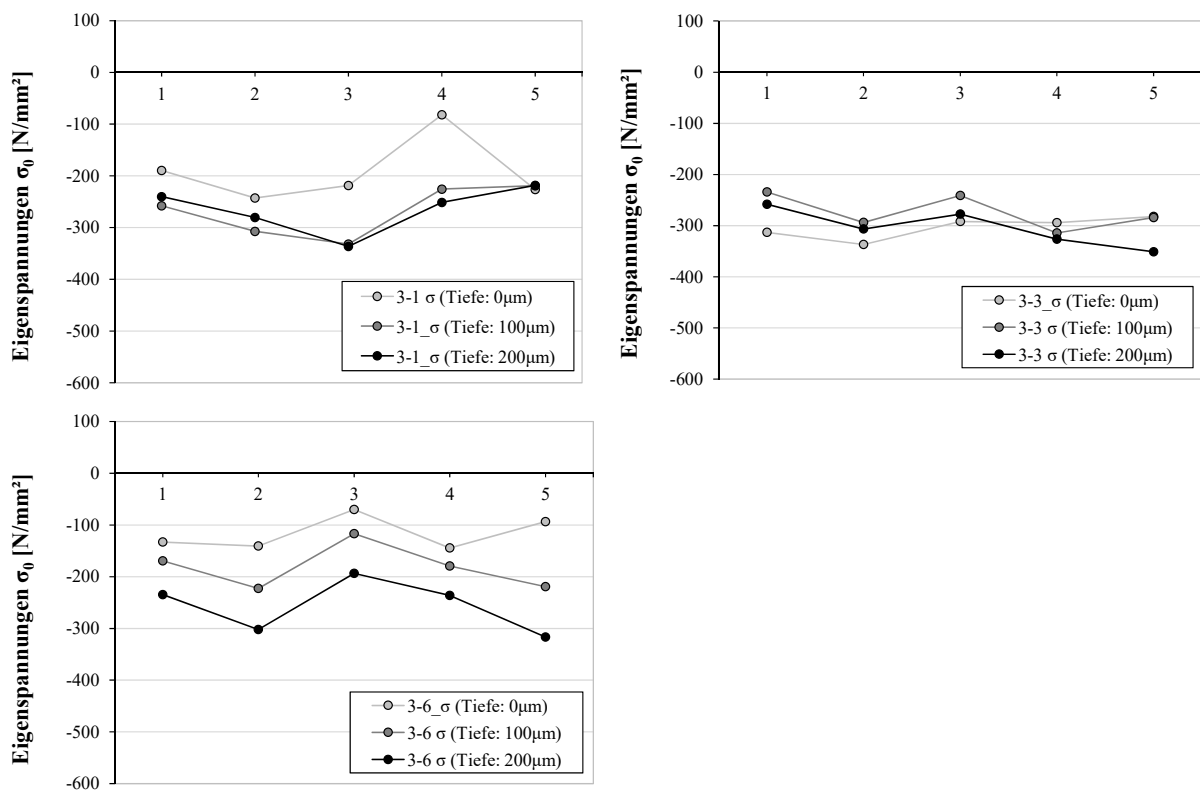


Bild 8-50: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hämmerspur (0 μm Tiefe), in 100 μm und 200 μm Tiefe für die gering HFH-nachbehandelten Prüfkörper ES3-1, ES3-3, ES3-6

Gerade durch die Darstellung der Einhüllenden der Eigenspannungen in Abhängigkeit der Tiefe in Bild 8-51 zeigt sich, dass selbst, wenn direkt an der Oberfläche geringe Eigenspannungen vorliegen, in tieferen Regionen die Druckeigenspannungen dem Betrag nach höhere Werte erreichen und sich die Streuung reduziert.

Die Messwerte der Eigenspannungen und das Verhalten der mit geringer HFH-Nachbehandlung durchgeführten Ermüdungsversuche deuten daraufhin, dass eine zu geringe Nachbehandlung zwar sehr lokal zu geringen Druckeigenspannungen führen kann, jedoch in unmittelbarer Umgebung darunter die Werte im Bereich der Streckgrenze liegen und somit keinen Einfluss auf das Ermüdungsversagen haben.

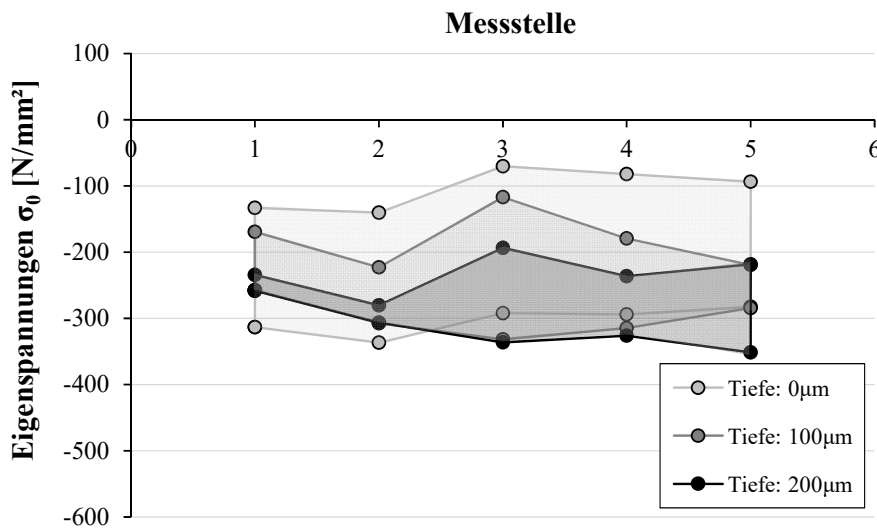


Bild 8-51: Einhüllende nach gemeinsamer Auswertung der Eigenspannungen für die gering HFH-nachbehandelten Prüfkörper ES3-1, ES3-3, ES3-6

8.7 Zusammenfassung und erster Ansatz zur Qualitätssicherung

Verschiedene durchgeführte Untersuchungen aus der Literatur zur Abschätzung des Einflusses von Qualitätsunterschieden bei der HFH-Nachbehandlung mit unterschiedlichen HFH-Verfahren konnten zeigen, dass es zwar in der erreichten Geometrie der Hämmerspur minimale Unterschiede gibt, diese konnten jedoch nicht in Korrelation zur Ermüdungsfestigkeit gebracht werden, siehe Abschnitt 8.3.

Erste Ansätze mittels Härteprüfverfahren Qualitätsunterschiede zu erfassen, wurden innerhalb der FOSTA-Kurzstudie [164] am Grundmaterial unternommen, siehe Abschnitt 8.5.2. Dabei wurde festgestellt, dass sich die beiden HFH-Verfahren HiFIT und PIT hinsichtlich der erzeugten Härtewerte auf dem Grundmaterial unterscheiden. Die unterschiedlich erzeugten Qualitäten führten beim HiFIT-Verfahren zu unterschiedlichen Härtebereichen. Anhand der PIT-Härtebereiche konnte keine Differenzierung hinsichtlich einer Nachbehandlungsqualität abgeleitet werden. Das zeigt, dass die Erfassung der Qualität nicht verfahrensübergreifend angewandt werden kann, sondern nach HFH-Verfahren differenziert werden muss.

Im Rahmen der durchgeführten Untersuchungen in Form von 30 *Ermüdungsversuchen* unterschiedlich stark PIT-behandelter Quersteifen hat sich gezeigt, dass:

- sich die unterschiedlich gewählte PIT-Nachbehandlungsdauer rein optisch, ebenso wie durch das Vermessen der Silionabdrücke, feststellen lassen. Die gering-PIT-behandelten Nahtübergänge weisen Restkerben aller kategorisierten Ausprägungen (keine, leichte, mittlere, stark) auf, in einigen Fällen auch die normal-PIT-behandelten, jedoch in geringer Ausprägung (leicht und mittel).
- insbesondere für das PIT-Nachbehandlungsverfahren eine vom Optimum abweichende Nachbehandlungsdauer zu einer nur unwesentlich geringeren Ermüdungsfestigkeit am Detail der unbelasteten Quersteife führt.

Die zugehörigen *Eigenstressmessungen* führten zu folgenden Ergebnissen:

- Druckeigenstressverläufe im zu hoch- und normal-PIT-behandeltem Zustand auf der Oberfläche und in 100 μm Tiefe ähneln sich stark.

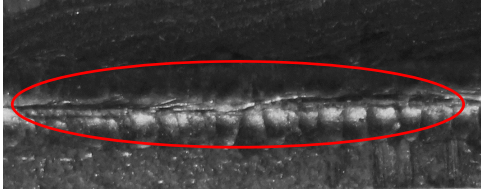
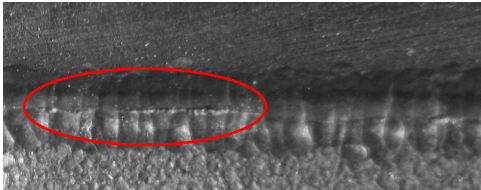
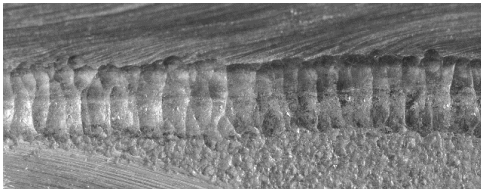
- Die Druckeigenstressungsverläufe der zu hoch- und selbst der zu gering-PIT-behandelten Zustände bewegen sich zwischen der Streckgrenze und der Zugfestigkeit.
- Lediglich die Druckeigenstressungsverläufe auf der Oberfläche der gering-PIT-behandelten Probekörper unterscheiden sich vom normal-nachbehandelten Zustand.
- Die Druckeigenstressungen aller Behandlungszustände in 100 µm Tiefe sind grundsätzlich höher als an der Oberfläche bei 0 µm Tiefe.
- Der kritische Druckeigenstressungsverlauf am gering-PIT-behandelten Nahtübergang korreliert mit der vorangehenden visuellen Prüfung und dem Befund einer mittleren bis schweren Restkerbe.
- Im Umkehrschluss bedeutet das nicht, dass bei einer vorliegenden mittleren bis starken Restkerbe zwangsweise zu geringe Druckeigenstressungen vorliegen. Der optische Befund einer Restkerbe ist deshalb auf der sicheren Seite und kann auf einen geringen Eigenstresszustand hindeuten.
- Trotz deutlicher Restkerbenidentifizierung und keinen bis geringen Druckeigenstressungen an der Oberfläche bei gering-PIT-behandelten Versuchen, liegen in tieferen Ebenen bei 100 und 200 µm größere Druckeigenstressungen vor. Eine mögliche Erklärung für die sehr unauffälligen Ermüdungsergebnisse mit geringer PIT-Behandlung ist, dass bereits in 100 und 200 µm Tiefe wesentlich höhere Druckeigenstressungen als unmittelbar an der Oberfläche vorliegen. Diese scheinen ausreichend für einen positiven Effekt auf die Ermüdungsfestigkeit. Der Grundgedanke, dass nicht nur die unmittelbare Oberflächenbeschaffenheit maßgebend für Ermüdungsfestigkeit sein kann, sondern auch tiefere Schichten darunter, geht schon auf Untersuchungen nach Scholtes [140] zurück: „Offensichtlich sind nicht nur die an der unmittelbaren Werkstoffoberfläche auftretenden Werte der genannten Kenngrößen von Interesse, sondern deren vollständige Profile in der vom Fertigungsverfahren beeinflussten Randzone. Deshalb kommt bei der Bewertung von mechanischen Randschichtverformungen den Analyseverfahren eine besondere Bedeutung zu, die in Tiefenrichtung ein hinreichend hohes Auflösungsvermögen besitzen“

Untersuchungen der *mobilen Härtemessungen* in Zusammenhang mit den Eigenstressmessungen haben gezeigt, dass:

- insbesondere für das PIT-Nachbehandlungsverfahren eine Härtemessung durch das mobile Verfahren UCI auf der vom Flugrost gereinigten Oberfläche der Hammerspur grundsätzlich möglich ist.
- sich die mittels UCI-Verfahren gemessenen Härtewerte nicht den unterschiedlichen PIT-Hämmerqualitäten zuordnen lassen.
- keine Korrelation zwischen Härtewerten und Eigenstressungen vorliegt.

Ansatz. Auf Grundlage der vorangehenden beschriebenen Ergebnisse ist es ausreichend, die Qualität der PIT-Nachbehandlungsspur in Form einer 100 % visuellen Prüfung durch Prüfpersonal durchzuführen. Die Beurteilung der vorliegenden Hammerspur sollte mit Hilfe von PIT-behandelten Musterstücken verschiedener Restkerbenausprägungen aus entsprechenden Stahlgüten überprüft werden. Die in Tabelle 8-16 abgebildeten Restkerbenausprägungen dienen als Musterstück für eine visuelle Prüfung von Kehlnähten an Quersteifen.

Tabelle 8-16: Kategorisierung von Restkerbenausprägung als Musterstück für die visuelle Prüfung durch Personal

Beschreibung	Beispiel	Bemerkung
deutliche Restkerbe		Aufgrund deutlicher Restkerben sind die folgenden Dinge vor dem Wiederholen der PIT-Behandlung der betroffenen Stellen zu überprüfen: <ul style="list-style-type: none"> - die Behandlungsdauer - die Behandlungsparameter - die Pinverschraubung - der Luftdruck während der Behandlung
Geringe Restkerbe		Durch Wiederholung der PIT-Nachbehandlung sollte die geringe Restkerbe eliminiert werden können.
Keine Restkerbe		Optimale PIT-Nachbehandlung, keine weiteren Schritte erforderlich

Zur Dokumentation ist die Anfertigung von Silikonabdrücken nach der HFH-Behandlung bestens geeignet, da sich die Restkerben am Abdruck deutlich nachvollziehen (siehe Bild 8-18) und konservieren lassen.

Insbesondere sollten schwer zugängliche Stellen, die beispielsweise durch gedrungene Querschnitte entstehen, gründlich visuell geprüft werden. Auch Stellen, wo sich Schweißnähte bzw. Schweißnahtübergänge und deren Start und Stop-Stellen überlagern, sollten mit ausreichender Lichtquelle und Lupe visuell geprüft werden, siehe Bild 8-52. Bei Trägerversuchen in Rahmen des DAST-Projekts [94] konnten mittlere bis leichte Restkerben im Bereich der Ausrundungsradien der eingeschweißten Quersteife festgestellt werden, siehe Bild 8-52. Diese hatten jedoch keinerlei Auswirkung auf die Ermüdungsfestigkeit, wengleich die Rissinitiierung in diesem Bereich stattgefunden hat.

Wird eine Restkerbe durch die Sichtprüfung identifiziert, ist die betroffene Stelle nachzubehandeln, bis die Restkerbe vollständig überhämmert wurde. Eine

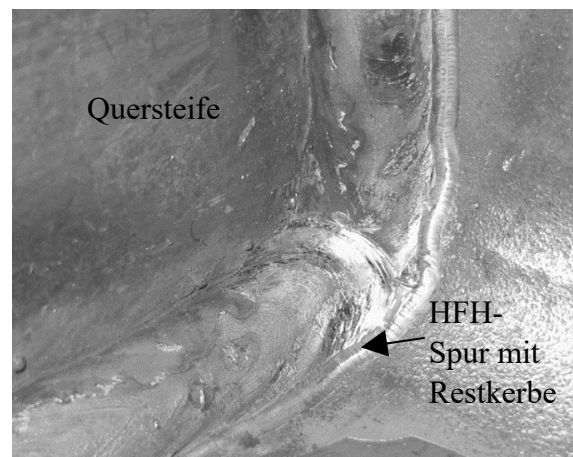


Bild 8-52: Restkerbe am Nahtübergang der eingeschweißten Quersteife an einem Trägerversuch

zu intensive Behandlung durch PIT-Anwendung ist, bestätigt durch die durchgeführten Eigenspannungsmessungen und Ermüdungsversuche, ausgeschlossen.

Die optische Beurteilung der Restkerbe liegt auf der sicheren Seite, da trotz gering eingebrachter Druckeigenspannungen keine verminderten Ermüdungsfestigkeiten festgestellt werden konnten, siehe Abschnitt 8.4.5.

Eine Übertragung dieser Ergebnisse auf andere HFH-Verfahren ist ohne weitere Untersuchungen nicht möglich. Es wird empfohlen, diese Eigenspannungsmessungen und Ermüdungsversuche in ähnlichem Umfang für HiFIT bzw. UIT durchzuführen, um eine Übertragbarkeit dieses Qualitätssicherungsansatzes zu überprüfen.

9 Trogbriicken und deren Tragverhalten

9.1 Dickblech-Trogbriicke als innovative L6sung f6ur den Ersatzneubau

Angesichts der aktuellen Anstrengungen zur Aufrechterhaltung und Sanierung des Eisenbahnnetzes, sowie den dazugeh6origen Ingenieurbauwerken, stellt sich zunehmend die Frage nach baupraktisch sinnvollen und nachhaltigen L6sungen f6ur Eisenbahnbr6ucken. Dabei wird unter Nachhaltigkeit bei Br6uckenbauwerken seitens des Schienennetzbetreibers verstanden, dass nicht nur die Instandhaltungsma6nahmen und Kosten so gering wie m6oglich gehalten werden, sondern haupts6achlich die Verkehrsf6uhrung so ungest6ort wie m6oglich ist, um Versp6atungskosten zu vermeiden. Einen Einblick in die Thematik gibt Zinke et al. in [175].

Interessant ist bei dieser Aufgabenstellung die Verteilung der bestehenden Eisenbahnbr6ucken hinsichtlich der Spannweite. Denn im kurzen Spannweitenbereich, von ca. 5 - 20 m erreichen die Eisenbahnbr6ucken einen Anteil von ca. 80 % der Gesamtbr6uckenanzahl im deutschen Eisenbahnnetz. Der Ersatz vieler dieser kurzen Eisenbahnbr6ucken steht in den kommenden Jahren mit Hilfe der DB Netz AG Leistungs- und Finanzierungsvereinbarung II [103] an, so dass es derzeit Bestrebungen gibt, innovative Stahl- und Verbundbr6uckenl6osungen f6ur den kurzen Spannweitenbereich zu entwickeln.

Darunter auch die sogenannte Dickblech-Trogbriicke, deren Tragverhalten und Erm6udungsverhalten im Folgenden genauer betrachtet werden.

Die meist unauff6allig ins Stadtbild eingebetteten Br6ucken mit geringen Spannweiten fallen zwar durch ihre wenig imposanten Konstruktionen nicht auf, bilden aber einen Gro6teil der Eisenbahnbr6ucken im deutschen Eisenbahnnetz. So kann eine Optimierung dieser Br6uckenbauwerke im kurzen Spannweitenbereich, hochgerechnet auf die gro6e Anzahl dieses Br6uckentyps als wesentlich eingestuft werden. Anl6asslich dieser 6uberlegungen hat man sich im Rahmen des Forschungsprojekts [91] dazu entschieden, den Br6uckentyp der Dickblech-Trogbriicken, die gerade im Spannweitenbereich von 5 – 20 m Anwendung finden, zum einen konstruktiv zu analysieren und zum anderen ganzheitlich zu bewerten.

Kapazit6atsbedingte Fortschritte im Bereich der Grobblechindustrie sowie die parallele Entwicklung verbesserter Materialeigenschaften f6uhrten in den letzten Jahrzehnten zur M6oglichkeit der Grobblechherstellung mit Dicken bis zu 120 mm. Die Anwendung solcher Blechdicken findet sich h6ufiger im Windenergieanlagen Sektor und weniger im Br6uckenbau, aber zunehmend ergeben sich auch im Stahlbr6uckenbau Anwendungsfelder f6ur solche dicken Bleche. Mit der M6oglichkeit, speziell im Eisenbahnbr6uckenbau Blechdicken von bis zu 100 mm anzuwenden zu d6urfen (siehe RiL. 804 [137]), entwickelte sich der Br6uckentyp der eingleisigen Dickblech-Trogbriicke.

Mit Hilfe eines dicken Blechs, das gleichzeitig die Aufgabe des Fahrbahnblechs und der Haupttr6ageruntergurte 6ubernimmt, ist es m6oglich, speziell bei kurzen Spannweiten, auf Quertr6ager zu verzichten. Denn das dicke Blech ist in der Lage die Lastabtragung in Querrichtung zu 6ubernehmen. Bild 9-1 zeigt eine Dickblech-Trogbriicke mit dem entsprechenden Regelquerschnitt ohne Quertr6ager. Dagegen zeigt Bild 9-2 die Konstruktion einer typischen herkommlichen Trogbriicke in Stahlbauweise mit Quertr6agern und L6ngssteifen. Eine Ausf6uhrungsvariante mit Quertr6agern, aber ohne zus6atzliche L6ngssteifen kommt gerade im kurzen Spannweitenbereich h6ufig vor.

Beim Vergleich der Feldquerschnitte sticht ein Vorteil hervor, der insbesondere f6ur Ersatzneubauten im eng bebauten, innerst6adtischen Raum entscheidend ist; das Lichtraumprofil unterhalb der Br6icke wird durch Vermeidung von Quertr6agern um einige Zentimeter erweitert, so dass in vielen F6allen eine aufw6andige Trassenverlegung vermieden werden kann.

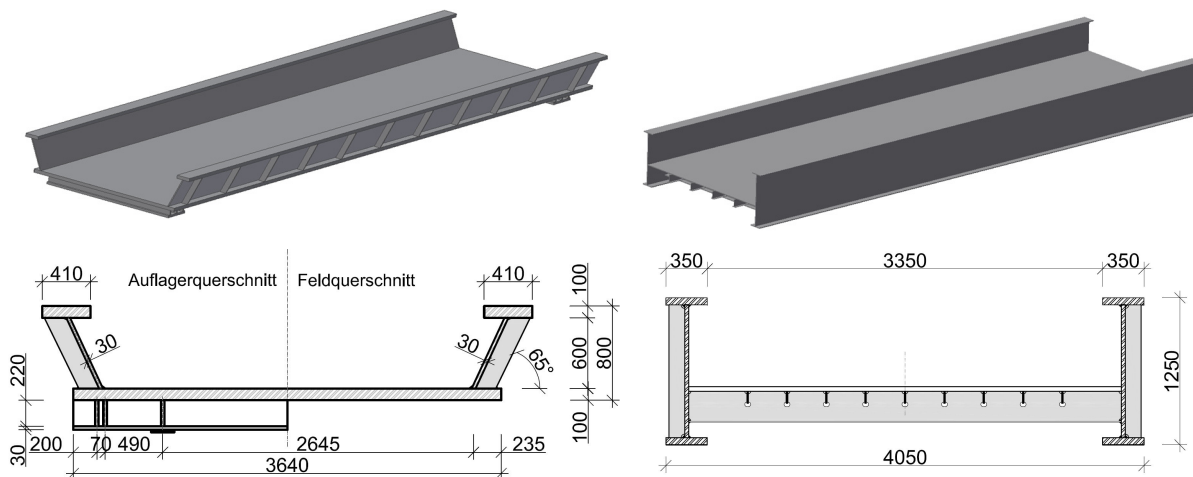


Bild 9-1: Dickblech-Trogbrücke im Regelquerschnitt ohne Querträger

Bild 9-2: Herkömmliche Stahltrögbrücke mit Querträgern und Längssteifen

Der hohe Vorfertigungsgrad von Stahltrögbrücken gegenüber Massivbrücken und deren verhältnismäßig einfache Montage innerhalb einer kurzen Sperrpause führen zur häufigen Anwendung im innerstädtischen Bereich.

Ein weiterer Vorteil der Dickblech-Trogbrücken ist die Einsparung von Schweißnähten. Um eine Brückenlänge von ca. 18 bis 21 m zu erreichen, sind zwar mehrlagige Schweißstöße im Dickblech in den Drittelpunkten erforderlich, allerdings kann dafür auf viele einlagige Kehlnähte für Quer- und Längsaussteifungen verzichtet werden. Der Aufwand zur Prüfung und Instandhaltung von Schweißnähten reduziert sich dadurch.

Die erhöhte Gesamttonnage, die aus der Verwendung der dicken Bleche resultiert, führt lediglich zu einer höheren Mobilkranklasse. Der Einhub kann aber noch mit einfachen Mobilkranen bewerkstelligt werden.

Prinzipiell sind unter heutigen bahnbetrieblichen Gesichtspunkten die Dickblech-Trogbrücken gegenüber herkömmlichen Trögbrücken vorzuziehen. Im Forschungsprojekt P978 [91] wurde neben der konstruktiven Beurteilung eine detaillierte Lebenszyklusbetrachtung durchgeführt.

9.2 Tragwirkung und Komponenten der Dickblechtrögbrücke

Im Rahmen dieser Arbeit werden für die einzelnen Komponenten der Dickblech-Trogbrücke die in Bild 9-3 dargestellten Begriffe und Bereiche verwendet. Die Dickblech-Trogbrücke wird ausschließlich als Einfeldträger mit der Haupttragwirkung in Längsrichtung ausgeführt. Zu diesem Zweck dienen die steifen Auflagerbereiche, die ggf. sogar mit 3-stegigen Endquerträgern ausgeführt werden. Die beiden Hauptträger setzen sich zusammen aus dicken Obergurten mit Blechdicken von 100 bis 150 mm, schräg angeschlossenen Stegen ab Dicken von 30 mm und das dicke Blech wirkt als Hauptträgeruntergurt ebenso wie als Fahrbahnblech. Die Hauptträgerstege sind mit Quersteifen aufgesteift.

In Querrichtung der Brücke trägt, abgesehen von den Endquerträgern im Auflagerbereich, lediglich das dicke Blech, das weder zusätzlich längs- noch querversteift wird. Anders als bei herkömmlichen Trögbrücken, deren Tragverhalten maßgeblich durch die Längstragwirkung bestimmt wird, stellt sich bei Dickblech-Trogbrücken zusätzlich zur Längsbiegung des Einfeldträgers auch in Brückenquerrichtung

ein Biegeeffekt ein. Aufgrund dieser speziellen Quertragwirkung des Bleches in Feldmitte ist der Brückenquerschnitt der Dickblech-Trogbrücke gegenüber anderen querausgesteiften Brückenkonstruktionen stärker zwangsverformt.

Die Schweißverbindung zwischen Steg und Fahrbahnblech wirkt wie eine biegesteife Ecke und es stellt sich ein sekundäres Querbiegemoment ein. Entlang des Hauptträgers verstärkt sich dieser Effekt durch die lokal erhöhte Steifigkeit der Quersteifen, so dass dort lokal hohe Querbiegespannungen aus der Zwangsverformung resultieren.

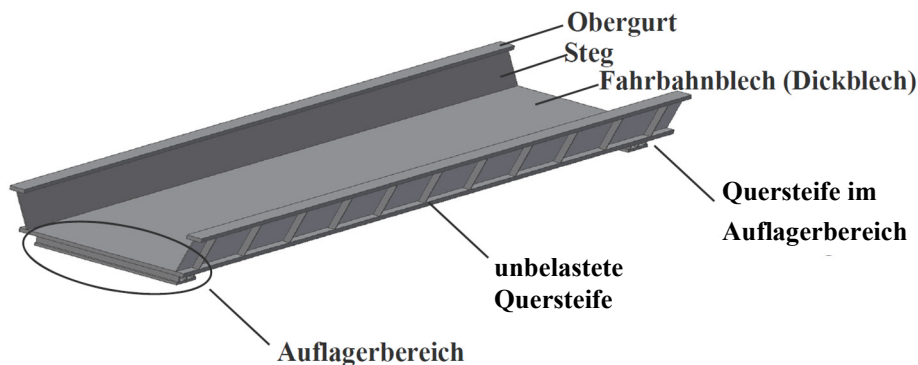


Bild 9-3: Haupttragglieder der Dickblech-Trogbrücke

Bild 9-4 und Bild 9-5 zeigen die Verformungsfigur infolge des Lastmodells 71 nach Absatz 6.3.2 aus DIN EN 1991-2 [23], der mit der FE-Software Sofistik erzeugten Dickblech-Trogbrücke. Anhand der überhöhten Darstellung der Gesamtverformung u_{ges} wird die erläuterte Tragwirkung mit starker Querbeanspruchung des Fahrbahnblechs und die damit verbundene Zwangsverformung in Feldmitte deutlich.

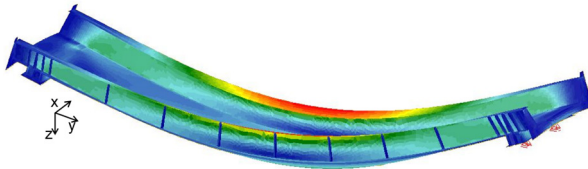


Bild 9-4: Isometrische Verformungsfigur u_{ges} einer Dickblech-Trogbrücke unter Belastung durch LM71 nach DIN EN 1991-2 [23]

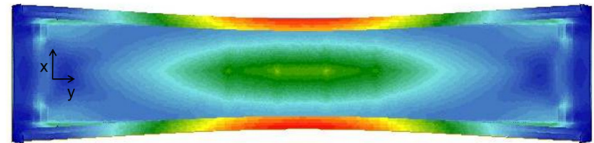


Bild 9-5: Draufsicht der Verformungsfigur u_{ges} einer Dickblech-Trogbrücke unter Belastung durch LM71 nach DIN EN 1991-2 [23]

9.3 Bemessung herkömmlicher Trogbrücken mit Querträgern

Falls es sich bei der Trogbrücke, beispielsweise um Fachwerkträgerbrücken handelt, deren Druckgurt durch ein explizites Quersystem - beispielsweise Fachwerkstreben in Obergurtebene – ausgesteift wird, besteht keine Stabilitätsgefahr des gedrückten Gurtes. Sind diese Queraussteifungen ausreichend steif dimensioniert, wird davon ausgegangen, dass die Hauptträgerachse auch infolge Beanspruchung gerade bleibt und die Bernoulli-Hypothese vom Ebenbleiben der Querschnitte somit angenommen werden darf. Die Bemessung auf Grundlage der Balkenstatik ist in diesem Fall möglich.

Typischer sind Vollwandträgerbrücken, bei denen der freie Obergurt durch Querrahmen, die sich zusammensetzen aus den Querträgern und Quersteifen, den Druckgurt elastisch stützen.

Elastisch gestützte Druckgurte nach Petersen [125]. Zum Stabilitätsnachweis des durch Quersysteme ausgesteiften Druckgurts dient die Theorie des elastisch gestützten Druckgurts nach Petersen [125].

Diese Stabilisierungswirkung bzw. Queraussteifungen lässt sich mit Hilfe der Ermittlung der Halbrahmensteifigkeit c bestimmen. Dabei wird unterschieden zwischen gekoppelten und entkoppelten Federn, wobei gekoppelte Federn zu symmetrischen Verformungen bezüglich der Brückenachse und entkoppelte Feder zu antimetrischer Verformung des Brückenquerschnitts führen. Tabelle 9-1 gibt die Ermittlung der Federkonstanten c_{sym} und c_{antim} in Abhängigkeit der Steifigkeiten und des Elastizitätsmoduls E nach [125] an.

Tabelle 9-1: Berechnung der Halbrahmenseitensteifigkeit für den Nachweis des elastisch gestützten Druckgurts nach Petersen [125]

	gekoppelte Federn		entkoppelte Federn	
Skizze				
Berechnung „c“	$c_{sym} = E \frac{1}{\frac{h^3}{3J_h} + \frac{h^2b}{2J_b}}$	(9.1)	$c_{antim} = E \frac{1}{\frac{h^3}{3J_h} + \frac{h^2b}{6J_b}}$	(9.2)

Die Querrahmen werden gebildet aus den in regelmäßigen Abständen angeordneten Querträgern mit der Steifigkeit I_b und der aus Quersteife und mittragendem Stegteil bestehenden Rahmenstiel mit I_h . Durch das Fehlen der stabilisierenden Querträger ergibt sich bei der Dickblech-Trogbrücke jedoch ein davon abweichendes Tragverhalten. Bei der Dickblech-Trogbrücke reichen die im Hauptträger angeordneten Quersteifen nicht aus, um den Brückenquerschnitt in ausreichendem Maße zu stabilisieren. Es stellt sich eine Profilverformung des gesamten Trogquerschnitts ein. Diese führt zu Zwangsverformungen, also Primärverformungen des Trog-Querschnitts infolge der Beanspruchung des unausgesteiften Fahrbahnblechs.

9.4 Tragverhalten der Dickblech-Trogbrücke mit Hilfe der Verallgemeinerten Technischen Biegelehre

In Schrade [141] wird das Tragverhalten der Dickblech-Trogbrücken anhand einer unausgesteiften Dickblech-Trogbrücke, also ohne Quersteifen, vorgestellt. Durch die analytische Berechnung mit der im Brückenbau kaum angewandten „Verallgemeinerten Technischen Biegetheorie (VTB)“ werden unter Berücksichtigung der Profilverformung u. a. die Membran- und Plattenbiegespannungen für diese unausgesteifte Dickblech-Trogbrücken-Variante ermittelt.

Die VTB berücksichtigt neben der in der technischen Biegelehre bekannten Starrkörperverschiebungen:

- Längung,
- Biegung um die 1. Hauptträgerachse,
- Biegung um die 2. Hauptträgerachse,
- Torsion,

zusätzlich die Profilverformungszustände.

Die Anwendung der VTB beschränkt sich für gewöhnlich auf dünnwandige prismatische Bauteile, darunter beispielsweise kaltgeformte C-Profile. Die Anwendung der VTB auf anderweitige Ingenieurbaukonstruktionen ist nicht sehr weit verbreitet. Das mag vor allem an der Komplexität der allgemeinen Lösungen und des Gleichungssystems liegen, bzw. an der begrenzten Auswahl an Software-Lösungen für bestimmte Anwendungsfälle.

Im Gegensatz zur technischen Biegetheorie, die auf der Grundlage des Ebenbleibens der Querschnitte beruht, zeigen sich deutlich die lokal erhöhten Beanspruchungen. Die Spannungsermittlung mittels Handrechnung beruht auf der Annahme des Ebenbleibens der Querschnitte und führt in der Folge zur Unterschätzung der Querbiegespannungen, die für den Ermüdungsnachweis, der i.d.R. maßgebend ist, auf der unsicheren Seite liegen können.

Die in Schrade [141] und [142] dargestellten Ergebnisse führen zur Empfehlung bei Dickblech-Trogbrücken, die Halsnähte zwischen Steg und Fahrbahnblech bzw. Obergurt durchgeschweißt auszuführen und auf Kehlnähte zu verzichten. Darüberhinaus wird angeregt, querbiegebeanspruchte Schweißnähte hinsichtlich ihres Ermüdungswiderstands zu untersuchen. Inwieweit die Modellierung mittels der Finiten Elemente Methode die Querbiegespannungen erfasst, wird in Frage gestellt.

Schrade stellt in [142] ein Näherungsverfahren zur Bestimmung der Querspannungszustände für Dickblech-Trogbrücken ohne Stegsteifen vor.

Darüber hinaus werden in [141] und [142] folgende Anregungen gegeben, die im Zuge des Forschungsprojekts und der Bearbeitung der vorliegenden Arbeit betrachtet wurden:

- **Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von biegebeanspruchten Schweißnähten**
Ein Kerbdetail für biegebeanspruchte Nähte ist in DIN EN 1993-1-9 nicht enthalten, so dass sich prinzipiell die Frage stellt, wie kritisch sich eine solche Biegebeanspruchung aus einer Zwangsbiegebeanspruchung auf der Widerstandsseite darstellt.
- **Untersuchung mit Kerb- und Strukturspannungskonzept**
Als eine Möglichkeit für die Abschätzung der Tragfähigkeit einer Biegebeanspruchung von Halsnähten wird die Modellierung mittels Kerb- bzw. Strukturspannungskonzept angeregt.
- **Berücksichtigung der Mehrachsigkeit von gleichzeitigen Quer- und Längsbiegespannungen**
Des Weiteren wird empfohlen, die gleichzeitige Wirkung der Längs- und Querbiegespannung weiter zu verfolgen. Durchaus ist denkbar, dass sich durch ein mehrachsiges Spannungsfeld die Ermüdungsfestigkeit weiter reduziert, so dass der Effekt berücksichtigt werden sollte.
- **Beanspruchungszustand aus Schotterbett**
Da die Trogbrücken prinzipiell mit einem Schotterbett gefüllt sind, ist die Frage nach der Lastausbreitung und Verteilung auf das darunterliegende Tragsystem auch von dem Schotterbett abhängig.
- **Lastverteilung ausschließlich auf das Fahrbahnblech oder auch direkte Belastung auf die Stegbleche**
Aufgrund der Ausbreitung die durch das Schotterbett beeinflusst wird, stellt sich die Frage nach der Lastausbreitung zu den schrägen Stegblechen. Wird ein Lastanteil direkt durch die Stegbleche aufgenommen oder wird die vertikale Beanspruchung allein durch das Fahrbahnblech aufgenommen?
- **Übertragung auf ausgesteifte Systeme**
Da die Untersuchungen in [141] und [142] an unausgesteiften Systemen untersucht wurden, ist die Frage nach der Übertragbarkeit der bisherigen Erkenntnisse auf den Fall der mit Quersteifen ausgesteiften Dickblech-Trogbrücke.

9.5 Referenzbauwerk - EÜ über die Karl-Broel Straße

Den Untersuchungen ist das ausgeführte Brückenbauwerk „Eisenbahnüberführung über die Karl Broel-Straße“ bei Bad Honnef als Referenzbauwerk, das 2005 fertig gestellt wurde, zu Grunde gelegt. Im Zuge des Forschungsprojekts P978 „NaBrüEis“ [91] wurden durch den Projektpartner DB Netz AG alle erforderlichen Unterlagen dieses Referenzbauwerks zur weiteren Bearbeitung zur Verfügung gestellt. Das betrachtete Bauwerk überführt mit drei eingleisigen Dickblech-Trogbrücken die Karl Broel-Straße in Bad Honnef mit einer Brückenlänge von 18,5 m bei einer Spannweite von 17 m. Das Gesamtbauwerk mit drei Stahlüberbauten ist ein Ersatzneubau. Wegen des rechtwinkligen Kreuzungswinkels wurde die Überbauachse 3 betrachtet. Bild 9-6 zeigt das ausgeführte Bauwerk in der Ansicht, Bild 9-7 zeigt die Brückenuntersicht. Der Stahlüberbau ist in der Längsansicht verdeckt durch den Anprallschutz.



Bild 9-6: Brückenansicht [12]



Bild 9-7: Brückenuntersicht [12]

9.6 Bemessung einer Dickblech-Trogbrücke

9.6.1 Überblick

Die statische Berechnung der EÜ über die Karl-Broel-Straße [151] wurde von der *König und Heunisch Planungsgesellschaft mbH* im Jahr 2004 aufgestellt. Zur Ermittlung der Spannungen wurde die Programmsoftware *Sofistik* benutzt. Soweit erkenntlich wurden dazu Flächenelemente verwendet.

Im Folgenden ist die Bemessung einer Dickblech-Trogbrücke am Beispiel der Eisenbahnüberführung (EÜ) über die Karl-Broel-Straße, entsprechend der statischen Berechnung durch *König und Heunisch*, dargestellt. Unter Berücksichtigung der zum Zeitpunkt der Aufstellung geltenden Normen (DIN-Fachberichte 103 [44] und 101 [43]) und Richtlinien der DB AG werden jeweils die maßgebenden Nachweise tabellarisch dargestellt. Die einzelnen Positionen sind mit maßgebender einwirkender Spannung und Widerstand sowie dem Ausnutzungsgrad η gegenübergestellt.

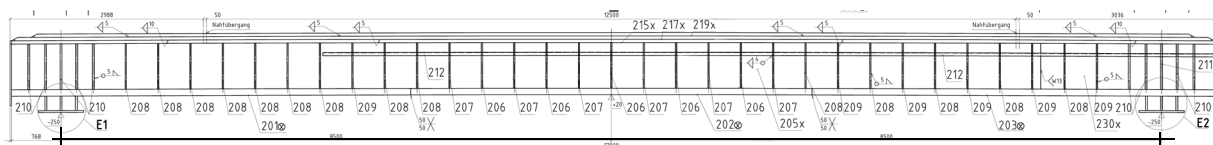


Bild 9-8: Auszug aus einer Fertigungszeichnung [12], Brückenansicht

9.6.2 Entwurfskriterien

Auf Bauherrenseite sind durch die Ril 804 [137] in 804.4101 die in Tabelle 9-2 gegebenen Entwurfskriterien speziell für Trogbriicken mit dickem Fahrbahnblech gefordert. Entsprechend den Vorgaben ist der betrachtete Überbau in Abhängigkeit der Blechdicke in S355ML bzw. S355J2 ausgeführt, lediglich die Dienstgehewege sind davon ausgenommen und sind aus S235JR gefertigt.

Tabelle 9-2: Zusätzliche Anforderungen für Trogbriicken mit dickem Fahrbahnblech nach Ril 804 [137]

Thema	Normativer Verweis	Anforderung
Stahlsortenwahl	DIN EN 10025-3 und DIN EN 10025-4 DIN EN 1993-1-10, Tab.2.1	S275NL/ML (bis 115 mm) und S355NL/ML (bis 95 mm)
Kerbschlagarbeit		NL/ML mindestens 50 J bei -50°C
Querstöße im Fahrbahnblech		Zu vermeiden, oder in den Drittelpunkten
Regelabstand Hauptträger		Der Regelabstand von Gleisachse zur seitlichen Schotterbegrenzung von 2,20 m nach M804.1101 ist anzustreben. Eine Unterschreitung bis 1,90 m auf Grund örtlicher Zwangspunkte ist mit Zustimmung des Anlagenverantwortlichen zulässig.
Gurtplatten	Nach Richtzeichnungen S-TRO 10 (804.9010) [137]	Bei Stützweiten ≤ 20 m sind die Gurtplatten bis zum Ende durchzuziehen.

9.6.3 Grenzzustand der Tragfähigkeit

9.6.3.1 Spannungsnachweise

Der Grenzzustand der Tragfähigkeit (GZT) schließt die Spannungsnachweise für Bleche und Verbindungen und die Stabilitäts- bzw. Beulnachweise ein.

Nachfolgend zeigt die tabellarische Darstellung für die Nachweise im GZT in Tabelle 9-3 und die in Tabelle 9-4 enthaltenen Ermüdungsnachweise die Ausnutzungsgrade η für die jeweils maßgebende Stelle. Hinsichtlich der Blechnachweise im GZT hebt sich der Querträgerstegnachweis mit einer Ausnutzung von $\eta = 0,56$ knapp gefolgt vom Obergurt mit $\eta = 0,53$ hervor.

Bezüglich der Ermüdungsnachweise zeigen sich wesentlich höhere Ausnutzungsgrade. Sowohl der Blechnachweis des Endquerträgerstegs, als auch der Schweißnahtnachweis des Endquersteifen liegen mit Ausnutzungsgraden von $\eta = 0,98$ an der Grenze.

Ähnlich hohe Ausnutzungsgrade zeigen der Vollanschluss des Fahrbahnblechs in den Drittelpunkten mit $\eta = 0,92$ ebenso wie der Ermüdungsnachweis der Hauptträgersteifenanschlüsse mit einem Ausnutzungsgrad von $\eta = 0,89$.

Die Anwendung Höherfrequenter Hämmerverfahren als wirksames Schweißnahtnachbehandlungsverfahren führt für die genannten Schweißdetails (Stumpfstoß und Quersteiffnähten) aus S355 zu verbesserten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{C,HFH}$ in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses zu Verbesserungsfaktoren zwischen 1,5 und 1,75, siehe Abschnitt 7.1.

Tabelle 9-3: Spannungsnachweise im GZT

Bezeichnung	Blechdicke	Vergleichsspannung	Grenzspannung	Ausnutzung
	t [mm ²]	σ_v [N/mm ²]	σ_{Rd} [N/mm ²]	η [-]
Blechnachweise				
Obergurt	150	179	335	0,53
Steg	30	118,5	355	0,33
Querstreifen	20	68,8	355	0,19
Fahrbahnblech	100	100,5	335	0,30
Endquerträgersteg	30	197,7	355	0,56
EndquerträgerUG	30	113,7	355	0,32
Schweißnähte				
Fahrbahnblech	nicht dargestellt			
Hauptträgerhalsnaht	$a_{Kehl}=2*14\text{mm}$	98,8	244,5	0,40
Gurtplattenverbindung	$2*10 \& 2*5\text{mm}$			
Endquerträgerhalsnähte	$12 \& 24\text{mm}$	58,3	244,5	0,24
Steifen Endquerträger	$a_{Kehl}=2*12,5\text{mm}$	111,4	244,5	0,46
Steifen Hauptträger	$a_{Kehl}=2*6 \& 2*5\text{mm}$	158,8	244,5	0,65

Tabelle 9-4: Ermüdungsnachweise unter Berücksichtigung des Schwingbeiwerts ϕ nach DIN EN 1991-2 [23] Abs. 6.4.5.2 und des schadensäquivalenten Beiwerts λ nach DIN EN 1993-2 [29] Abs. 9.5.3

Bezeichnung	Blechdicke	schadensäquivalente Spannungsschwingbreite	Kerbfall	Teilsicherheitsbeiwert	Ausnutzung
	t [mm]	$\Delta\sigma_{E,2}$ [N/mm ²]	σ_c [N/mm ²]	γ_{Mf} [-]	η [-]
Obergurt	150	55,4	125	1,15	0,51
Steg	30	36,7	125	1,15	0,34
Querstreifen	20	20,2	125	1,15	0,19
Fahrbahnblech	100	87,9	125	1,15	0,81
Querträgersteg	30	106,3	125	1,15	0,98
QuerträgerUG	30	66,2	125	1,15	0,61
Schweißnähte					
Fahrbahnblech	X-Naht (Voll)	75,9	112	1,35	0,92
Hauptträgerhalsnaht	$a_{Kehl}=2*14\text{mm}$	30,4	80	1,35	0,51
Gurtplattenverbindung	$a=2*10 \& 2*5\text{mm}$				
Endquerträgerhalsnähte	$a=12 \& 24\text{mm}$	27,6	100	1,35	0,37
Steifen Endquerträger	$a_{Kehl}=2*12,5\text{mm}$	72	100	1,35	0,98
Steifen Hauptträger	$a_{Kehl}=2*6 \& 2*5\text{mm}$	52,8	80	1,35	0,89

9.6.3.2 Stabilitätsnachweise

Der schlanke, vorwiegend schubbeanspruchte Steg, zählt grundsätzlich neben dem druckbeanspruchten Obergurt zu den stabilitätsgefährdeten Bauteilen dieses Brückentyps.

Der Biegedrillknicknachweis des Hauptträgerobergurts wird i.d.R. als vereinfachter Nachweis des Druckgurts als Druckstab nach DIN EN 1993-1-1 [24] (Kippnachweis) geführt. Unter Berücksichtigung der stabilisierenden Wirkung der eingeschweißten Quersteifen kann eine verminderte Knicklänge und eine vergrößerte Verzweigungslast erreicht werden. In vielen Fällen ist zur Verstärkung des Obergurts eine aufgeschweißte Lamelle erforderlich.

Weiter wurden die druck- bzw. biegebeanspruchten Querschnittsteile entsprechend DIN EN 1993-1-1 [24] klassifiziert. Alle prinzipiell beulgefährdeten Querschnittsteile wurden der QSK1 1 zugeordnet, so dass kein Beulnachweis, dementsprechend auch kein Schubbeulnachweis des Stegs erforderlich ist, siehe Tabelle 9-5.

Tabelle 9-5: Stabilitäts- und Beulnachweise im GZT

Bezeichnung	Blechdicke t [mm]	Beanspruchung	Nachweisformat	
Kippen des Hauptträgers			$\bar{\lambda}_{LT} = 0,4$	Keine Knickgefahr
Hauptträgerobergurt	50 (konservativ)	Druck		Querschnittsklasse 1
Hauptträgersteg	30	Biegung		Querschnittsklasse 1
Endquerträgerobergurt	30	Druck		Querschnittsklasse 1
Endquerträgersteg	30	Biegung		Querschnittsklasse 1

9.6.4 Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit

Nachfolgend sind in Tabelle 9-6 die erforderlichen Nachweise im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit (GZG) aufgelistet. Dabei fällt auf, dass die Begrenzung der vertikalen Verformung maßgebend wird.

Tabelle 9-6: Nachweise im GZG

Bezeichnung	Normativer Verweis	Kriterium	Ausnutzung nach [151]
Spannungsbegrenzung	DIN EN 1993-2 [29] 7.3 (1)	$\sqrt{\sigma_{Ed,ser}^2 + 3\tau_{Ed,ser}^2} \leq \frac{f_y}{\gamma_{M,ser}}$	Unter höheren Bemessungslasten im GZT nicht maßgebend
Stegblechatmen	DIN EN 1993-2 [29] 7.4 (2)	Vereinfacht: $b/t \leq 55 + 3,3L \leq 250$ mit L min 20 m	$26,2/110 = 0,24$
Begrenzung der vertikalen Verformung	DIN EN 1990 [22] A2.4.4.2.3 (1)	L/600	$27,13\text{mm}/28,3\text{mm} = 0,96$
Begrenzung der horizontalen Verformung	DIN EN 1990 [22] A2.4.4.2.4 (2)	$\alpha_2 (160\text{km/h}) = 0,002 \text{ rad}$	$0,7/2 = 0,35$
Begrenzung der Verwindung t des Überbaus	DIN EN 1990 [22] A2.4.4.2.2 (2)	$t \leq t_2 (160\text{km/h}) = 3\text{mm}/3\text{m}$	Verwindung kleiner 1 mm

9.6.5 Nachweis der Ermüdung

Einwirkungsseite. Heutzutage erfolgt die Ermittlung der Spannungszustände meist mithilfe eines Finite Elemente Modells. Durch Aufbringen des Lastmodells FLM3 nach DIN EN 1991-2 [23] kommt es bei

der Ermittlung der auftretenden Spannungen zu Spannungsüberlagerungen aufgrund der Quertragwirkung des dicken Bleches.

Besonders zu beachten sind bei der Spannungsermittlung für den Ermüdungsnachweis Absatz 2.1 (2) in Abschnitt 804.4101 in RiL 804 „Beim Nachweis der Werkstoffermüdung nach DIN EN 1993-1-9 sind bei der Ermittlung der schädigungsäquivalenten Spannungsschwingbreite die Einflüsse aus Nebenspannungen, z.B. Quer- und Profilverformungen oder sekundäre Biegemomente von Fachwerknoten... zu berücksichtigen“.

So stellt sich zum einen die Frage, ob die Querbiegeeffekte mittels einer Analyse mit Finite Elemente Methode korrekt abgebildet werden können. Zum anderen ist zu klären, inwieweit diese Querbiegeeffekte als kritisch zu betrachten und diese gegebenenfalls speziell in der Bemessung zu berücksichtigen sind.

Für den Nachweis der Ermüdung der Dickblech-Trogbrücke nach DIN EN 1993-1-9 nach dem Nennspannungskonzept müssen unter Berücksichtigung der Nebenspannungen nach RiL 804 die Nennspannungsschwingbreiten ermittelt werden. Im nächsten Schritt erfolgt die Gegenüberstellung mit den Kerbdetails des Kerbfallkatalogs aus DIN EN 1993-1-9 [28].

Widerstandsseite. Neben der Bestimmung der einwirkenden Nennspannungsschwingbreiten stellt die Zuordnung der vorhandenen Schweißkonstruktionsdetails zum Kerbfallkatalog nach DIN EN 1993-1-9 [28] eine Herausforderung dar. Sowohl im Auflagerbereich als auch im Bereich der eingeschweißten Quersteifen kommt es zur Anhäufung verschiedener Kerbdetails mit unterschiedlichen Ermüdungswiderständen unter mehraxialen Spannungszuständen.

Eine mögliche Aufteilung der sich lokal überlagernden Konstruktionsdetails im Bereich der eingeschweißten Steife in Abhängigkeit der Beanspruchungsrichtung ist in Bild 9-9 gegeben. Es ist die untere Hälfte eines Hauptträgers mit Quersteife dargestellt. Die Beanspruchungsrichtungen sind zu unterteilen in die Beanspruchung aus der Längstragwirkung und die Beanspruchung aus der Zwangsverformung, der Querbiegewirkung.

Die *Querbiegung* stellt für die Halskehlnaht die Beanspruchung um die schwache Achse dar, so dass hier nur geringe Widerstandswerte aus dem Querschnitt resultieren. In DIN EN 1993-1-9 [28] gibt es weder einen schrägen biegebeanspruchten Querstoß noch einen querbiegebeanspruchten senkrechten T-Stoß. Es muss infolgedessen auf das Kerbdetail der zugbeanspruchten Doppelkehlnaht zurückgegriffen werden, die mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von 36 N/mm^2 , den Kerbfall mit dem geringsten Ermüdungswiderstand im Kerbfallkatalog darstellt. Aufgrund des ungünstigen Nahtwurzelsversagens (siehe Bild 9-10), das diesem Kerbfall zu Grunde liegt, liegt diese Annahme für den auf Biegung beanspruchten T-Stoß auf der sicheren Seite. Allerdings kann dieser Nachweis aufgrund des geringen Widerstands bei der Ermüdungsbemessung maßgebend sein.

Die *Längstragwirkung* führt zu einer Schubbeanspruchung der Halskehlnaht. Dieser Kerbfall ist mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von 80 N/mm^2 in Tab. 8.5 [28] festgelegt. Auch die Normalspannungsanteile der Längstragwirkung können zu einem Versagen des Bleches führen und liegen mit einer Ermüdungsfestigkeit von 100 N/mm^2 bzw. 112 N/mm^2 über der Schubbeanspruchung. Als weitaus kritischer wird der Anschluss der Quersteife auf dem Untergurt mit einer Ermüdungsfestigkeit der Längsspannung des Gurtes von 80 N/mm^2 in DIN EN 1993-1-9 [28] Tab.8.4 bewertet.

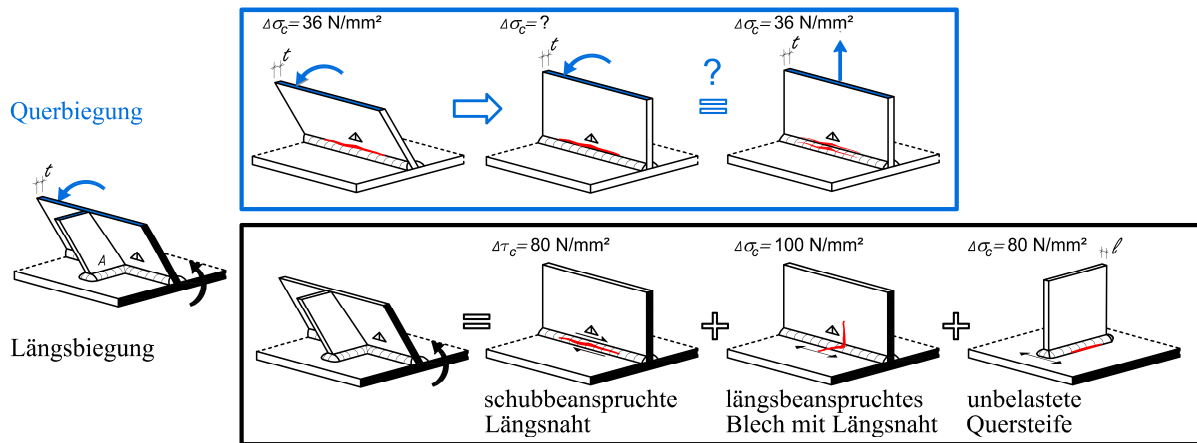


Bild 9-9: Kerbfälle konkurrierender Konstruktionsdetails

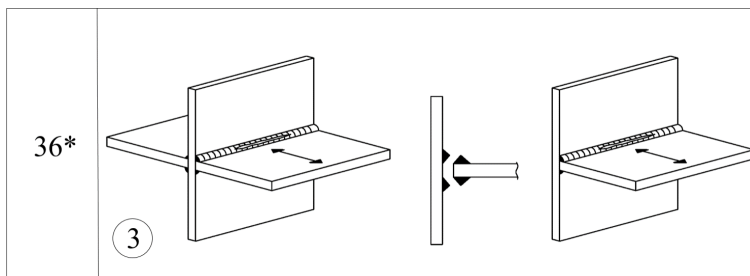


Bild 9-10: Kerbdetail der zugebeanspruchten Doppelkehlnaht mit Nahtwurzelsversagen gemäß DIN EN 1993-1-9 [28]

9.7 Weitere Trogbrückentypen

Neben dem hier aufgeführten Dickblech-Trogbrückentyp, gibt es weitere Ausführungstypen des Trogüberbaus mit dicken Blechen. So wird der Hauptträgersteg beispielsweise in Österreich üblicherweise entsprechend Bild 9-11 nach unten über das Fahrbahnblech hinweg verlängert und das Fahrbahnblech auf den Steg gestoßen, siehe [2] und [156]. Dabei wird die innerhalb des Trogs liegende Naht mittels HY-Naht und die unterseitige Naht als Kehlnaht ausgeführt, siehe Bild 9-12.

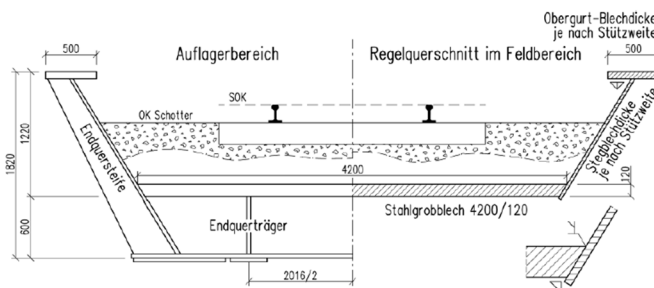


Bild 9-11: Ausführungsvariante des Trogüberbaus mit dickem Blech [2]

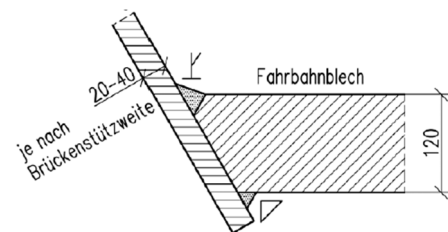


Bild 9-12: Schweißdetail Anschluss Fahrbahnblech an Steg im Feldbereich [2]

Die Konstruktion weicht von der hier untersuchten Variante in einigen Punkten ab. Im Folgenden wird näher auf die Unterschiede und damit verbundenen Vorteile bzw. Nachteile eingegangen.

Vorteile:

- Durch die Anordnung des Schweißstoßes am endenden dicken Fahrbahnblech ergibt sich ein weitaus vorteilhafterer Hebelarm zur Aufteilung der Zug und Druckkräfte in den Schweißnähten aus dem Rahmenmoment. Im Gegensatz zum Stegblechanschluss ergibt sich ein konzentrierter Zug-Anschluss für die HY-Naht und eine druckbeanspruchte Kehlnahtverbindung.
- Durch das durchgezogene Stegblech kann der Regen abfließen und sammelt sich nicht, wie bei der herkömmlichen Konstruktion auf dem Fahrbahnblech.

Nachteile:

- Der Feldbereich kann nur durch am Steg, Obergurt und Fahrbahnblech angeschweißte Quersteifen versteift werden. Das Längssystem ist aufgrund dessen weicher als das in Abschnitt 9.1 und 9.2 vorgestellte System.
- Aufgrund der Konstruktion ohne aussteifende Bleche ist prinzipiell eine gegenüber ausgesteiften Trogbrücken dickere Blechdicke von 120 mm erforderlich.
- Ebenso wie der Druckgurt ist der Steg, knick- bzw. beulgefährdet und muss ab entsprechender Spannweite versteift werden. Die stützende Wirkung der Quersteifen ist bei diesem System ohne Quersteifen im Feldbereich geringer einzustufen.

Untersuchungen nach Aigner et al. [2] geben Kerbfunktionen in Abhängigkeit der Stegdicke an. Aufgrund des beschriebenen abweichenden Tragverhaltens sind diese Ergebnisse nicht auf die hier betrachtete Ausführungsvariante übertragbar.

9.8 Fragestellung und Versuchsprogramm

Aus in den vorangehenden Abschnitten dargestellten Fragen wurde das in Tabelle 9-7 dargestellte Versuchsprogramm aus Kleinversuchsreihen und einer Trogversuchsreihe im Maßstab 1:3 entwickelt [91].

Innerhalb einer Versuchsreihe (Serie 100.1 bis 100.3) an neun skalierten Kleinversuchskörpern mit Blechdicken $t_{\text{Steg}} = 10\text{mm}$ und $t_{\text{Fahrbahnblech}} = 30\text{mm}$ wurde die Fragestellung der Ermüdungsfestigkeit einer querbiegebelasteten Doppelkehlnaht behandelt. In einer weiteren Versuchsreihe, bestehend aus drei Versuchskörpern mit Original-Blechdicken (Serie 200.1) wie sie bei der Trogbrücke üblich sind, wurde der Einfluss des Blechdickeneffekts untersucht.

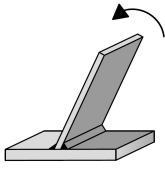
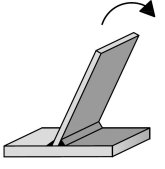
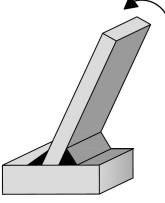
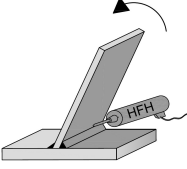
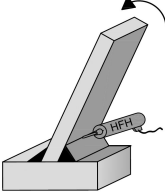
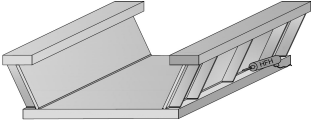
Die Effektivität des Höherfrequenten Hämmerverfahrens wurde an jeweils drei Versuchskörpern der Serie mit skalierten (Serie 100.4) und mit originalen Blechdicken (Serie 200.2) geprüft. Hierzu wurde das Pneumatic Impact Treatment (PIT) [60] der Firma PITec Deutschland GmbH angewandt.

Schließlich wurde mithilfe einer weiteren Serie (S100.x.4), bestehend aus drei Versuchskörpern, der Einfluss der Orientierung des Biegemoments auf das schräg angeschlossene Stegblech überprüft.

Aufgrund des mehraxialen Spannungszustands, bedingt durch den Querbiegeeffekt, kam es im Bereich sich überlagernder Schweißnähte zu konkurrierenden Kerbdetails. Um daraus das ermüdungskritische Detail der Dickblech-Trogbrücke unter realitätsnaher Beanspruchung zu identifizieren, diente die Trogbrückenversuchsreihe.

Darüberhinaus kam das PIT-Verfahren auf den Schweißnahtübergängen zur Anwendung, um die Effektivität der Schweißnahtnachbehandlung an stark eigenspannungsbehafteten Großstrukturen zu untersuchen.

Tabelle 9-7: Versuchsprogramm Kleinversuche und Trogbrückenversuche

	Effekt	Bezeichnung	Zustand	Anzahl	
Kleinversuch		Identifizierung der tatsächlichen Ermüdungsfestigkeit der Längsdoppelkehlnaht unter Stegbiegung	Serie 100.1-100.3	aw	9
		Stegbiegung mit gedrehtem Moment	Serie 100.x.4	aw	3
		Untersuchung des Blechdickeneinflusses über skalierte und unskalierte Versuche	Serie 200.1	aw	3
		Abschätzung der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit unter Anwendung von HFH-Verfahren	Serie 100.4	PIT	3
		Abschätzung der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit unter Anwendung von HFH-Verfahren	Serie 200.2	PIT	3
	Trogbrückenversuche		Identifizierung des tatsächlichen ermüdungsrelevanten Kerbdetails; Einfluss der PIT-Behandlung	Serie T	aw und PIT

10 Kerbdetail Stegbiegung

10.1 Differenzierung nach Beanspruchungsart

Zu Beginn wird eine klare Differenzierung hinsichtlich der Art der Beanspruchung und Kategorisierung von Kehlnähten vorgenommen. Nach Kerbfallkatalog DIN EN 1993-1-9 [28] ist zu unterscheiden in unbelastete und belastete Nähte. Dient das angeschweißte Bauteil nur der Aussteifung der Struktur, indem es auf ein durchgehendes beanspruchtes Basisblech aufgeschweißt wird, handelt es sich bei der Schweißverbindung um eine unbelastete Naht. Ist das angeschweißte Bauteil an der Abtragung beteiligt, da die Kraft vom Basisblech über die Schweißnaht in das angeschweißte Bauteil übertragen werden muss, handelt es sich um eine belastete Schweißnaht. Die Spalten der Tabelle 10-1 zeigen die Differenzierung.

Aus ermüdungstechnischer Sicht, ist eine weitere Unterscheidung hinsichtlich der Beanspruchungsart zu treffen. In der Literatur wird unterschieden in eine Biegebeanspruchung oder eine Zugbeanspruchung. Aus Gründen der Vereinfachung oder mangels Datengrundlage wird gemäß DIN EN 1993-1-9 [28] kein Kerbfall für den Sonderfall der Biegebeanspruchung gegeben. Liegt dem Anwender bei der Ermüdungsbemessung mit Nennspannungskonzept ein biegebeanspruchtes Bauteil vor, wählt er das naheliegendste zugbeanspruchte Kerbdetail. Der Nachweis ist dann i.d.R. konservativ.

Tabelle 10-1: Differenzierung nach Art der Beanspruchung

	belastet - Kreuzstoß	unbelastet - Quersteife
Normalspannungsbeansprucht		
Biegespannungsbeansprucht		

Tabelle 10-2: Spannungsverläufe zug- und biegebeanspruchter T-Stöße unter Berücksichtigung des Spannungsverhältnis R

Normalspannungsbeansprucht (zugschwellend)	Normalspannungsbeansprucht (druckschwellend)	Biegebeansprucht (eine Seite zugschwellend)	Wechselbiegebeansprucht (R = -1)

10.2 Auswertung existierender Untersuchungen aus der Literatur

Mittelspannungseinfluss biegebeanspruchter Kehlnähte. Schon im Jahr 1963 hat sich Goerg in [63] die Frage nach der Betriebsfestigkeit auf Biegung beanspruchter Doppelkehlnähte gestellt und aus diesem Anlass über 100 zyklische Versuche durchgeführt. Neben Zugschwellversuchen (B) mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$, wurden auch Wechsellastversuche (A) mit einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ betrachtet. Dabei wurde festgestellt, dass die unter Zugschwellbelastung durchgeführten Versuche eine höhere Ermüdungsfestigkeit erreichten als die Wechsellastversuche, was als eher untypisch gilt.

Neben der 50%-igen Überlebenswahrscheinlichkeit wurde von Goerg [63] die 90%-ige Überlebenswahrscheinlichkeit ermittelt. Die ermittelte Ermüdungsfestigkeit (damals mit Dauerfestigkeit bezeichnet) wurde bei der Schwellbelastung bei 190 N/mm^2 bei $2,0 \cdot 10^6$ Schwingspiele erreicht. Bei der Wechselbelastung erreicht die Dauerfestigkeit einen Wert von 100 N/mm^2 und zwar bei $2,3 \cdot 10^6$ Schwingspiele.

Weiter wurden in Kuhlmann et al. [86] bzw. von Günther [65] Stegbiegeversuche aus S235 an T-Stößen mit Doppelkehlnähten bei Untersuchungen für das Phänomen des Stegblechatmens bei Stahlbrücken durchgeführt. Infolge Überfahrten sind bei schlanken, geschweißten Brückenlängsträgern durch das „Ausbeulen“ des Stegblechs, die Steg-Flansch-Anschlüsse querbiegebeansprucht und ermüdungsgefährdet. Geprüft wurden sieben Kleinprüfkörper unter zugschwellender ($R = 0,1$) Querbiegung. Die Ergebnisse sind in Bild 10-1 den Versuchsergebnissen aus Kuhlmann et al. [88] zur Stegbiegung bei der Bemessung geschweißter Kranbahnträger gegenübergestellt. In [88] wurden neben DHV-Nähten auch querbiegebeanspruchte Kehlnahtanschlüsse aus S235 unter dem Spannungsverhältnis $R = -1$ geprüft.

Bild 10-1 zeigt die statistische Auswertung entsprechend [86] unter freier Wöhlerlinienneigung m_{frei} und Berücksichtigung aller Versuchsergebnisse mit dem Mittelwert der Versuchsergebnisse und die Wöhlergerade für eine 95%-Überlebenswahrscheinlichkeit. Die Stegbiegeversuche erreichen bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen eine Ermüdungsfestigkeit von 107 N/mm^2 . Gegenüber der auf Zug beanspruchten Doppelkehlnaht entspricht das einer 2,94-fachen Steigerung der Ermüdungsfestigkeit. Die Auswertung in [86] unter Ausschluss des Durchläufers und des Ausreißers A4 führen zu einer reduzierten Streubreite und einem Bezugswert der Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_c = 140 \text{ N/mm}^2$ bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Ein Vergleich in [86] mit Versuchsergebnissen aus der Literatur zeigt mit einer Stichprobe von insgesamt 190 Proben eine vergleichsweise große Datenmenge, die zu einer abgesicherten Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit von 115 N/mm^2 führt.

Ebenso zeigt Bild 10-1 die baugleichen Serien mit DHV-Nähten und Kehlnähten aus [88], differenziert nach Spannungsverhältnis R . Beim Vergleich der Ergebnisse fällt auf, dass sich die wechselbeanspruchten Versuche im oberen Streubereich bewegen, die DHV-Nähte liegen aufgrund ihres noch kerbweicheeren Verhaltens noch deutlicher als die Kehlnahtverbindungen oberhalb der Mittellinie. In [88] wird aufgrund der geringen Stichprobengröße anhand der Auswertung in [86] und der Literatur folgendes Fazit gegeben.

Tendenziell liegen die wechselbeanspruchten T-Stöße, also unter einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ im Streufeld der zugschwellbelasteten Proben nach [86]. Unter den wechselbeanspruchten Proben, führten die DHV-Nähte zu besseren Ergebnissen als die Kehlnähte. Die in [86] „...durchgeführten Versuche lassen sich somit eher der Kerbklasse $\Delta\sigma_c = 115 \text{ N/mm}^2$ zuordnen.“ [86]

Allen Proben aus [86] und [88] ist der Anriss vom Schweißnahtübergang des Stegblechs gemeinsam. Da bei keiner der diskutierten Versuche aus [86] und [88] ein Versagen von der Schweißnahtwurzel auftrat, erscheint der Kerbfall 36*, der durch das kritische Rissausgangsverhalten von der Nahtwurzel begründet

ist, nicht übertragbar auf die querbiegebeanspruchten Doppelkehlnähte. Ganz ausgeschlossen werden kann, aufgrund der geringen Stichprobengröße, ein Wurzelversagen allerdings nicht.

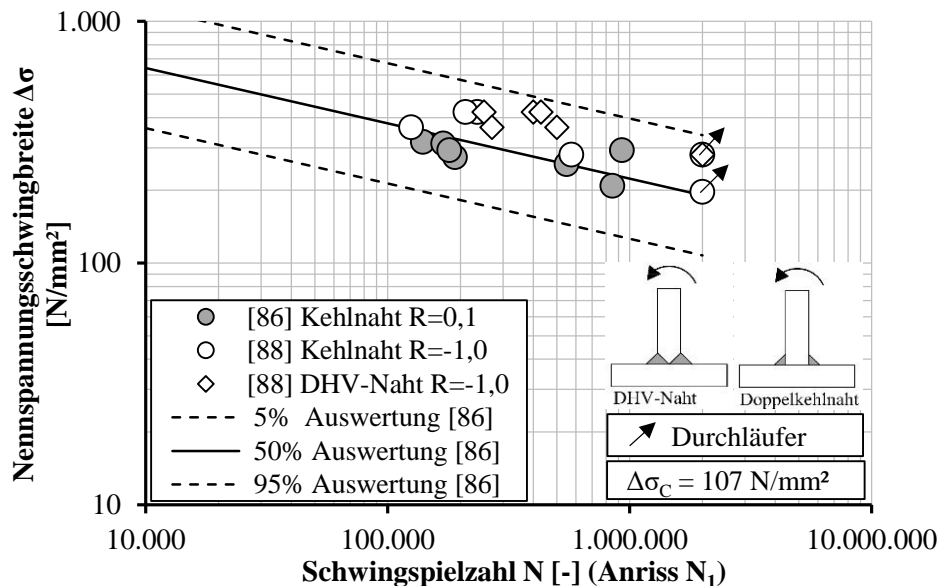


Bild 10-1: Auswertung der Stegbiegeversuche aus Kuhlmann et al. [86] und der Vergleich mit den Versuchsergebnissen aus Kuhlmann et al. [88]

Außerdem haben Seeger et al. in [146] umfangreiche numerische und experimentelle Untersuchungen zu geschweißten T-Stößen mit V-Nähten und einseitigen Kehl Nähten unter Biegebeanspruchung durchgeführt und ausgewertet.

Innerhalb der in [146] gegebenen Einstufungsvorschläge wurde nach Versagensmodus infolge unterschiedlich einwirkender Spannungsverhältnisse $R = -1,0$ (wechselbeansprucht), $R = 0,1$ (zugschwellend) und $R = -\infty$ (druckschwellend) unterschieden. Hinsichtlich des Versagensmodus wurde differenziert in Nahtwurzel- (W; rot gekennzeichnet) und Nahtübergangsversagen (NÜ; schwarz gekennzeichnet). Tabelle 10-3 gibt den Überblick über die Einstufungsvorschläge. Demnach wird ein Wurzelversagen in allen Fällen kritischer eingestuft und führt zu einer geringeren Ermüdungsfestigkeit als Nahtübergangsversagen. Die höchste Ermüdungsfestigkeit mit der Kerbgruppe 90 erreicht die V-Naht mit umgelenkter Biegung über die Nahtübergänge unter Wechsel- und Zugschwellbeanspruchung. Unter druckschwellender Beanspruchung erfährt die Wurzel allerdings Zug, so dass hierfür die Kerbgruppe 80 vorgesehen ist.

Die Kehlnaht unter umgelenkter Biegung über die Nahtübergänge verhält sich mit einer Einstufung in Kerbgruppe 80 ähnlich unkritisch, dagegen wird Wurzelversagen infolge wechselnder oder druckschwellender Beanspruchung auf die Schenkel in die Kerbgruppe 63 eingestuft.

Ebenso wird die V-Naht unter umgelenkter Biegung über die Nahtwurzel in Kerbgruppe 63 eingeordnet. Die Ergebnisse liegen zwar durch die asymmetrischen Ausführungsvarianten eher auf der sicheren Seite im Vergleich zu symmetrischen Doppelnähten und HV-Nähten, allerdings können Tendenzen und Versagensmechanismen übertragen werden.

Darüberhinaus konnte durch Seeger et al. [146] beobachtet werden, dass sich ab einer Blechdicke von $t > 25$ mm ein Blechdickeneffekt (entsprechend Absatz 4.3.2 und den Gleichungen (4.3) und (4.4)) mit einem Exponenten von $n = 0,25$ abzeichnet.

Ebenso konnte ein positiver Mittelspannungseinfluss zwischen den Spannungsverhältnissen von $R = 0,1$ und $R = -1$ in Abhängigkeit der jeweiligen geprüften Parameter zwischen 20 % und 35 % quantifiziert werden.

Tabelle 10-3: Einstufungsvorschläge für asymmetrische Nähte unter umgelenkter Biegung nach Seeger et al. [146]

Beanspruchung auf Anschlüssen schenkel	umgelenkte Biegung über Nahtübergänge						umgelenkte Biegung über Nahtwurzel		
	Kehlnaht			V-Naht			V-Naht		
	Versagensort, dortige Beanspruchung und resultierende Kerbgruppe								
Zugschwellend ←→	NÜ	R=0,1	KF80	NÜ	R=0,1	KG90	W	R=0,1	KG63
Druckschwellend →←	W	R=0,1	KF63	W	R=0,1	KG80	-		
Wechselnd ↔ ↔	W	R=-1,0	KF63	NÜ	R=-1,0	KG90	-		
Nahtart unter Beanspruchung und Versagenmodi									

Mit W = Wurzelversagen und NÜ = Nahtübergangversagen

Einfluss der Beanspruchungsart auf die Ermüdungsfestigkeit beanspruchter Kehlnähte (Kreuzstoß).

Eine Gegenüberstellung von zug- und biegebeanspruchten Kreuzstößen aus dem Offshore-Anwendungsbereich wurde in [166] anhand von insgesamt 56 Ermüdungsversuchen vorgenommen. Drei Versuchsserien wurden unter Biegebeanspruchung, sechs unter Zugbeanspruchung durchgeführt. Um Dickeneinflüsse zu identifizieren, wurden sowohl die Schenkellänge der Kehlnähte als auch die Blechdicke variiert.

Eine gemeinsame Auswertung aller Serien mit unterschiedlicher Blechdicke und Schenkellänge, aber getrennt nach Beanspruchungsart, zeigt Bild 10-2. Anhand der eingetragenen Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit und Streubereiche wird deutlich, dass die biegebeanspruchte Serie ein wenig mehr streut, die Ermüdungsfestigkeit mit $\Delta\sigma_{c,95\%} = 71 \text{ N/mm}^2$ allerdings etwas höher ist als bei der zugbeanspruchten Serie mit $\Delta\sigma_{c,95\%} = 58 \text{ N/mm}^2$, die einen etwas geringeren Streubereich aufweist.

Indes liegt die Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Schwingspielen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % für zugbeanspruchte Doppelkehlnähte mit $59,1 \text{ N/mm}^2$ deutlich höher als nach DIN EN 1993-1-9 [28], wo sie aufgrund des Wurzelversagens in Kerbkategorie 36* fällt.

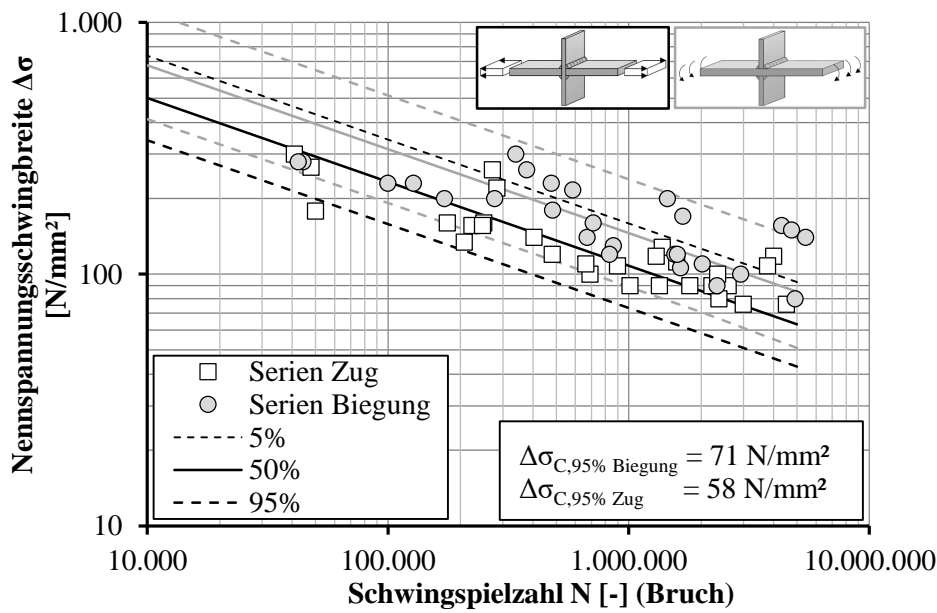


Bild 10-2: Auswertung aller Versuchsserien getrennt nach Beanspruchung aus einem Offshore-Projekt des Vereinigten Königreichs [166] unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{fest} = 3$

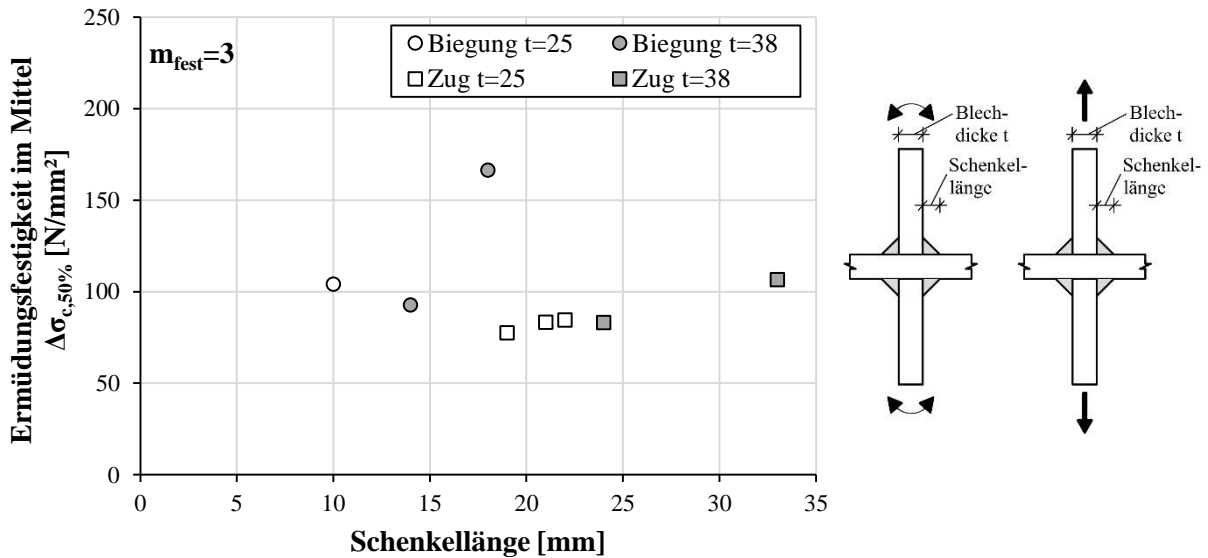


Bild 10-3: Auswertung der Versuchsserien aus einem Offshore-Projekt des Vereinigten Königreichs [166] in Abhängigkeit des Beanspruchungszustands, der Blechedicke, sowie der Schenkellänge

Bild 10-3 zeigt die differenzierte Auswertung der einzelnen Serien mit unterschiedlichen Schenkellängen, Blechedicken und Beanspruchungszustände aus [166] unter Annahme einer festen Wöhlerlinienneigung.

Zugbeanspruchung. Ein deutlicher Einfluss der Schenkellänge unter Zugbeanspruchung zeigt sich bei der größeren Blechedicke von 38 mm. Eine große Schenkellänge, also dickere Schweißnaht wirkt sich positiv auf die Ermüdungsfestigkeit aus. Anhand der geringeren Zahl an Versuchsdaten der Serien mit dünneren Blechen ($t = 25$ mm) kann dieser Effekt nicht eindeutig erkannt werden.

Biegebeanspruchung. Ebenso kann für die Blechdicke von 38 mm ein deutlicher Anstieg der Ermüdungsfestigkeit unter Biegebeanspruchung ermittelt werden. Für die geringere Blechdicke steht keine weitere Serie unter Variation der Schenkellänge bereit, so dass hier kein Effekt für die Blechdicke von 25 mm abgeleitet werden kann.

In [114] berichtet Neumann von einer ähnlichen Versuchsreihe. Die hier untersuchten, auf Biegung belasteten Doppelkehlnähte eines Kreuzstoßes wurden im Zugschwellbereich mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0,25$ getestet. Die Dicke der Bleche aus St52 betrug 25 mm und die Schweißnahtdicke $a = 15$ mm. Die ermittelte Ermüdungsfestigkeit bei 2×10^6 Schwingspielen (damals mit Dauerfestigkeit bezeichnet) wurde zu $8-9 \text{ kp/mm}^2$ bestimmt, was heute in etwa einem Kerbfall von $80 - 90 \text{ N/mm}^2$ entspricht.

Ein Anwendungsfall mit Biegebeanspruchung aus der Praxis, stellt der Anschluss von Längssteifen an Fahrbahnbleche bei Stahlbrücken mit orthotropen Platten dar. Für den geschweißten Anschluss einer Trapezhohlsteife an ein Deckblech bei orthotropen Platten nennt DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.8 zwei Fälle für die biegebeanspruchte Naht, siehe Tabelle 10-4. Zum einen gilt eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 71 \text{ N/mm}^2$ für den Fall einer versenkten Naht mit der Kehlnahtdicke $a \geq t_{TR}$ der Trapezblechdicke. In diesem Fall ist die Nennspannungsschwingbreite des gebogenen Trapezhohlstegs mit der Dicke t zu berechnen.

Bei Kehlnähten oder nicht voll durchgeschweißten Nähten gibt DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.8 die Ermüdungsfestigkeit mit $\Delta\sigma_c = 50 \text{ N/mm}^2$ an. Für den Spannungsnachweis ist die Nennspannungsschwingbreite mit der Nahtdicke a zu ermitteln.

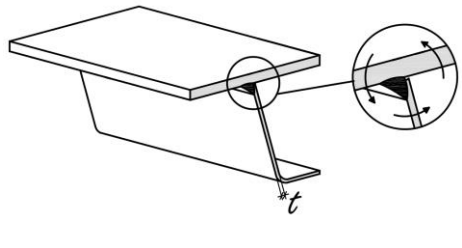
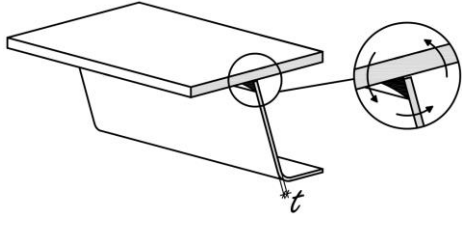
Diese Festlegungen gehen nach Hintergrunddokument [145] zurück auf die Untersuchungen nach Maddox [107] und Thonnard et al. [159]. Mit Hilfe experimenteller Untersuchungen wurden die Ermüdungsfestigkeiten des biegebeanspruchten Fahrbahnblechs an die Trapezsteife unter Variation verschiedener Parameter geprüft und bestimmt. Alle drei Versuchsreihen wurden an Versuchskörpern aus Trapezhohlsteifen mit einer Blechdicke von ca. 6 mm bis 35 mm am 12 mm dicken Deckblech angeschweißt und unter Biegebeanspruchung durchgeführt.

Bild 10-5 zeigt Versuchsergebnisse der Untersuchungen von Maddox [107] aus 1974 und Thonnard et al. [159] aus dem Jahr 1985. Gegeben ist jeweils die Auswertung der Versuchsergebnisse in Form des Mittelwerts (50%-Kennlinie) und die Ermüdungsfestigkeit bei 2×10^6 Schwingspielen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 95% unter fester – in diesem Fall konservativen – Wöhlerlinienneigung von $m = 3$. Anhand der Auswertung wird deutlich, dass die Ergebnisse zu Widersprüchen führen. Detail 8 präsentiert den Kehlnahtanschluss und zeigt nach Maddox [107] in diesem Fall eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 90 \text{ N/mm}^2$ gegenüber den Versuchen in Thonnard et al. [159] am Detail mit Kehlnaht und versenkter Naht.

Nach Maddox [107] ergab sich für die betrachtete Probengeometrie, siehe Bild 10-4 annähernd die gleiche Ermüdungsfestigkeit, unabhängig von der Versagensart. Für Spannungsverhältnisse von Zugschwell- bis Druckschwellbelastung an der Schweißnahtwurzel zeigte sich die Ermüdungsfestigkeit stark abhängig vom Spannungsverhältnis.

Alle vorangehend dargestellten Versuche an biegebelasteten Steganschlüssen – ausgenommen die Trapezprofilversuchskörper - wurden an senkrecht aufeinander geschweißten Blechen durchgeführt. Offen bleibt die Auswirkung auf die Ermüdungsfestigkeit und die Versagensform durch ein schräg angeschweißtes Stegblech mit Doppelkehlnähten. Dies wird innerhalb von eigenen durchgeführten Ermüdungsversuchen geklärt.

Tabelle 10-4: Kategorisierung biegebeanspruchter Schweißnähte orthotroper Platten nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
71		<u>Naht zwischen Deckblech und trapez- oder V-förmiger Rippe:</u> 7) Versenkte Naht mit $a \geq t$	7) Der Nachweis ist mit der Spannungsschwingbreite infolge Blechbiegung zu führen, W_w ist mit t zu berechnen
50		8) Kehlnaht oder nicht voll durchgeschweißte Naht, wenn nicht durch Kerbfall 7) abgedeckt	8) Der Nachweis ist mit der Spannungsschwingbreite infolge Biegung in der Schweißnaht oder im Blech zu führen. W_w ist mit a zu berechnen

Mit W_w als Widerstandsmoment der Schweißnaht

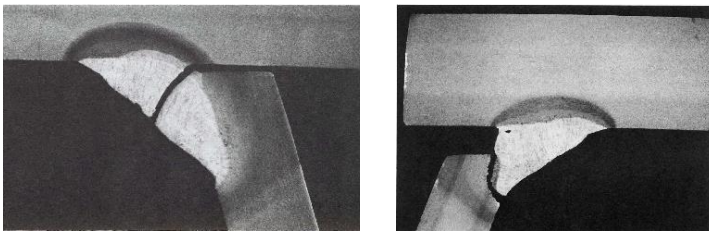


Bild 10-4: Biegebeanspruchte Schweißnähte orthotroper Platten nach Maddox [107] und deren Versagensformen

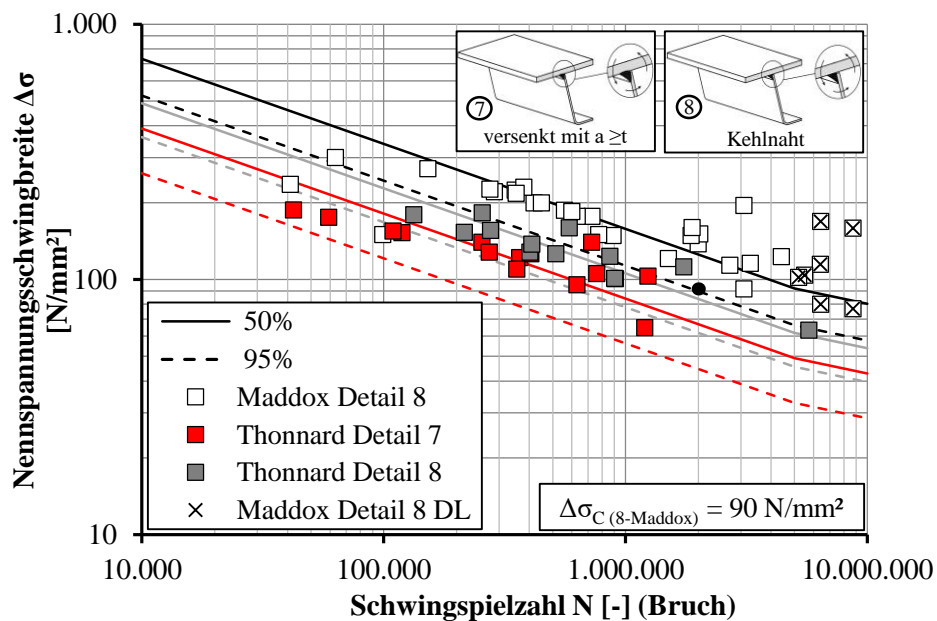


Bild 10-5: Hintergrunddaten nach Thonnard [159] und Maddox [107] biegebeanspruchter Schweißnähte orthotroper Platten nach DIN EN 1993-1-9 [28] und deren Auswertung unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{fest} = 3$

Tabelle 10-5: Übersicht über statistische Auswertung existierender Untersuchungen aus der Literatur

Literaturstelle und Prüferserie	Stahlgüte Lieferzustand		Spannungsver- hältnis R	Anzahl n	freie Wöhler- linienneigung m _{frei}	Mittelwert der Ermüdungs- festigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$	Ermüdungs- festigkeit $\Delta\sigma_{c,95\%}$	feste Wöhler- linienneigung m _{fest}	Mittelwert der Ermüdungs- festigkeit $\Delta\sigma_{c, 50\%}$	Ermüdungs- festigkeit $\Delta\sigma_{c,95\%}$
	f _y	f _u								
	[N/mm ²]	[N/mm ²]								
Maddox [107] 8	Stiffener:			28	3,4	130,5	97,8	3	125,2	89,8
	423	574								
Thonnard [159] ohne Spalt LCW35	AE 355 D		Stiff.: -1,14	12	2,99	83,8	60,4	3	83,92	61,7
	445	591								
Thonnard [159] mit Spalt LWC36	AE 355 D		Stiff.: -1,14	14	3,3	70,7	48,9	3	66,7	44,6
	445	591								
Günther [86] *	S235JRG2		0,1	6	4,4	175	139	3	141	84
	307	436								
Euler [88] Kehl (B1)	S235JR		-1,0	4		-		3	182	74
	304	422								
Euler [88] DHV (B2)	S235JR		-1,0	5		-		3	224	83
	304	422								
Offshore [166] Zug				27	3,0	86	58	3	86	58
Offshore [166] Biegung				26	2,8	113	66	3	116	71

* Auswertung entsprechend [86] ohne Durchläufer und Ausreißer A4

Tabelle 10-5 fasst die relevanten Ergebnisse in Form der statistisch ermittelten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,95\%}$ der experimentellen Untersuchungen aus der Literatur zusammen. Daraus wird deutlich, dass die Serien der biegebeanspruchten Nähte gegenüber zugbeanspruchten Nähten wesentlich höhere Ermüdungsfestigkeiten erreichen.

10.3 Eigene durchgeführte Untersuchungen (Kleinversuchsserie)

10.3.1 Versuchskörperfertigung

Die Festlegung des zu prüfenden Schweißnahtdetails erfolgte in enger Abstimmung mit dem Projektbegleitenden Ausschuss (PbA) des Forschungsprojekts P978 [91] und wurde bestätigt durch eine Umfrage an die Schweißfachingenieure der am PbA beteiligten Schweißbetriebe. Die drei grundsätzlich für das Schweißdetail zwischen Stegblech und Fahrbahnblech bevorzugten Ausführungsvarianten sind in Bild 10-6 dargestellt.

Als bevorzugte Ausführungsvariante für die Serie mit realen Blechdicken, wurde die Variante b) mit einer ca. 7-lagigen HY-Naht auf der Brückeninnenseite und einer ca. 9-lagigen Kehlnaht auf der Brückenaußenseite bestimmt. Gegen die Variante a) der HV-Naht mit einer Gegenlage mit dem geringsten Schweißnahtvolumen sprach der hohe zu erwartende Verzug aufgrund der einseitigen Wärmezufuhr.

Die zugehörigen Materialeigenschaften der verwendeten Bleche entsprechend der Abnahmeprüfungsergebnisse 3.1 sind in Tabelle 10-6 zusammengefasst.

Bei der Fertigung der Kleinversuchsserien mit einer Gesamtanzahl von 21 Prüfkörpern wurden die 1,8 m lange Bleche mit Hilfe von An- und Auslaufblechen aneinander geschweißt und im Anschluss in die benötigten Prüfkörperbreiten zersägt, siehe Bild 10-7 und Bild 10-8. Nahtansatz- und Endstellen wurden durch Zusägen der einzelnen Prüfkörper großzügig entfernt. Bild 10-9 zeigt die für die Serien S100 und S200 gewählte Schweißfolge und Schweißnahtgeometrie.

Weitere Angaben zu den Kleinversuchsserien sowie die tabellierte Ergebnisse sind in Anhang D dokumentiert.

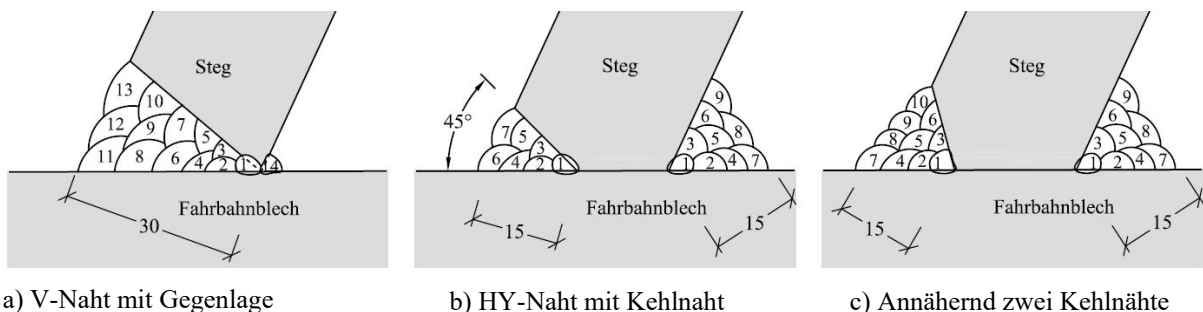


Bild 10-6: Möglichkeiten der Ausführung der Halsnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech

Tabelle 10-6: Materialeigenschaften der Bleche für die Kleinversuchsserien

	Stahlgüte und Lieferzustand	Zugfestigkeit f_u [N/mm ²]	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]
t = 10 mm	S355J2+N	556	399	31
t = 30 mm	S355 ML TM	519	409	33
t = 100 mm	S355 ML TM Z15	498	400	30

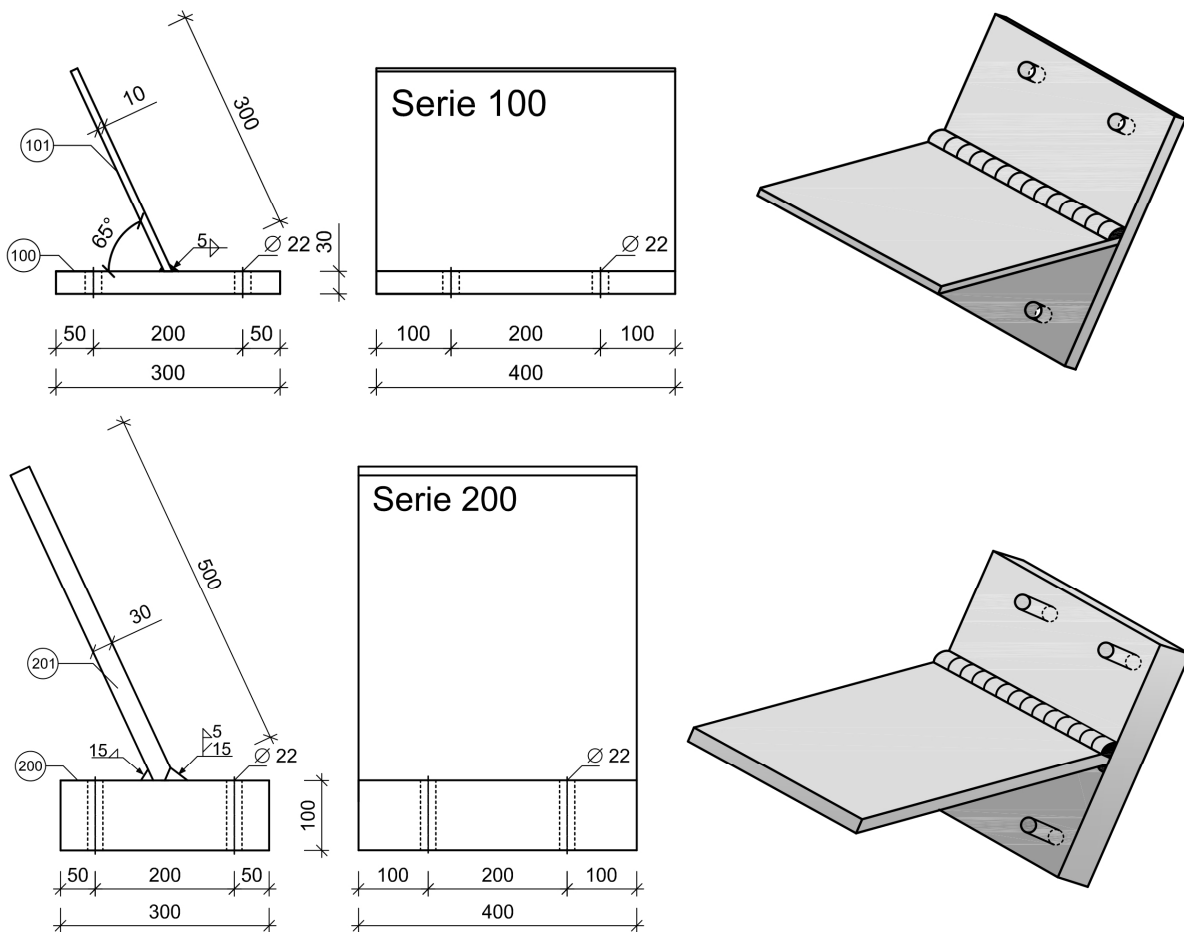


Bild 10-7: Einzelne Versuchskörper der Kleinversuchskörperreihen (Serie 100 und 200)

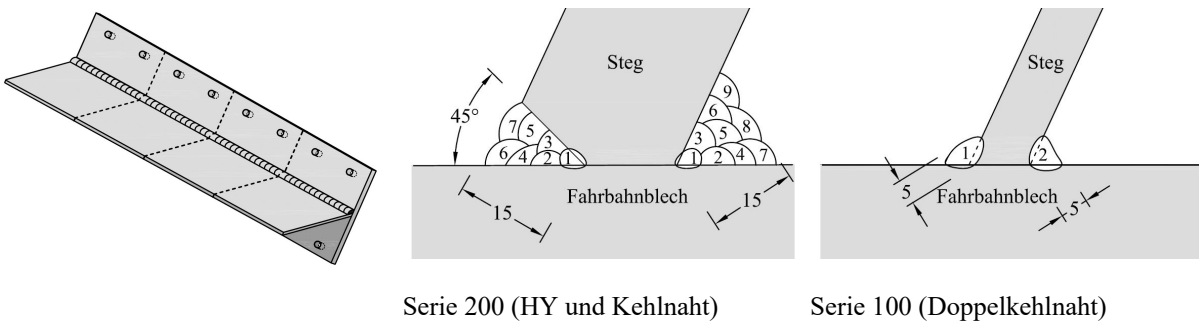


Bild 10-8: Unzersägte Versuchskörperreihe (Serie 100)

Bild 10-9: Schweißreihenfolge und -geometrie

10.3.2 Messeinrichtung

Sowohl der Zeitpunkt der Rissinitiierung sowie der Dehnungsverlauf wurden anhand von Dehnmessstreifen (DMS) bestimmt und dokumentiert. Hierzu wurden auf jeden Prüfkörper fünf lineare DMS in Richtung der Stegblechbiegung im mittleren, höher beanspruchten Bereich des Anschlusses aufgebracht, siehe Bild 10-10. Zusätzlich wurde ein Wegaufnehmer an der Stegblechunterseite montiert, um die Durchbiegung aufzunehmen und auf Plausibilität zu prüfen.

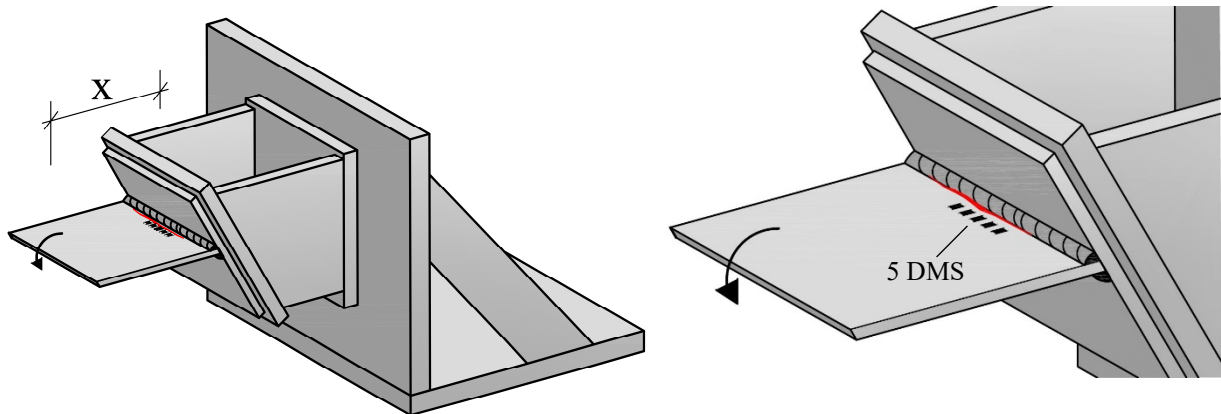


Bild 10-10: Anordnung Messeinrichtung Serie 100.1-100.3

10.3.3 Versuchsdurchführung

Die Versuchskörper wurden mithilfe von Hilfskonstruktionen auf dem Nutentisch der *Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart* unter konstanter Amplitude mit Spannungsverhältnis $R = 0,1$ entsprechend DIN 50100 [18] geprüft. Der servohydraulische Prüfzylinder mit einer dynamischen Maximalprüfkraft von 320 kN wurde auf dem Stegblech so angeordnet, dass durch den Hebelarm x ($x_{\text{Serie 100}} = 180 \text{ mm}$ und $x_{\text{Serie 200}} = 300 \text{ mm}$), siehe Bild 10-10 die gewünschte positive Momentenbeanspruchung - entsprechend der Definition in Bild 10-35 - im Anschluss erzeugt wurde, siehe Bild 10-11. Mit Hilfe eines schrägen Adapters war es möglich, den Prüfzylinder im 90° Winkel zur Stegseitenfläche aufzusetzen. Bild 10-12 zeigt den gesamten Versuchsaufbau mit dem Prüfportal, an dem der Prüfzylinder befestigt war.

Vor der zyklischen Versuchsdurchführung wurde die Oberlast F_0 schrittweise statisch aufgebracht, für jeweils 2 Minuten konstant gehalten und die Dehnungen dokumentiert, um ein mögliches Fließen des Baustahls auszuschließen.

Im Laufe der Durchführung der Versuchsserie wurde die Amplitude angepasst, um eine möglichst große Bandbreite an Ergebnissen im Bereich der Zeitfestigkeit zu erreichen. Als Abbruchkriterium wurde der Riss des versagenden Nahtübergangs der „äußeren“ Faser über die gesamte Prüfkörperbreite (N3) gewählt, siehe Tabelle 10-7.

Tabelle 10-7: Definition von Versagenskriterien für Stegbiegeversuche

Kurzbezeichnung	Kriterium
N1	Schwingspielzahl bis zur Dehnungsänderung von 2%
N2	Schwingspielzahl bis zur Dehnungsänderung von 4%
N3	Schwingspielzahl beim Riss über die gesamte Prüfkörperbreite
N4	Schwingspielzahl bei Bruch – praktisch durch Versuchsaufbau (Biegebeanspruchung) nicht möglich

*N1 und N2 durch Dehnungsschwankungen infolge Temperatur und Störungen relativ wenig aussagekräftig

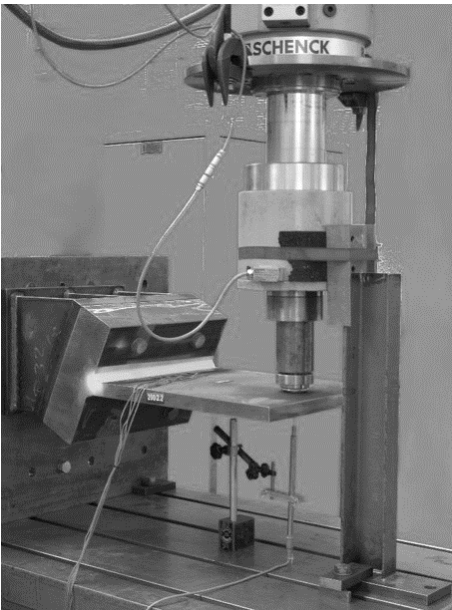


Bild 10-11: Versuchsaufbau 200er Serie

Bild 10-12: Versuchsaufbau

10.3.4 Versuchsergebnisse

Die für die Ermüdungsfestigkeit maßgebende Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ wurde anhand der tatsächlich vorhandenen Blechabmessungen (Dicke t_s und Blechbreite b), also $\Delta\sigma_{\text{nom,rechn.}}$ ermittelt. Aufgrund der Versagensart am biegezugbeanspruchten Nahtübergang ist die Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{nom,rechn.}}$ mit der Nennspannung $\sigma_{\text{nom,z}}$ wie in Bild 10-13 dargestellt, an der Blechoberkante ermittelt worden.

Diese Werte werden den mit den DMS gemessenen Werten in Tabelle 10-8 gegenübergestellt. Der Vergleich in Tabelle 10-8 zeigt, dass die Spannungsschwingbreite, die aus den Messdaten ermittelt wurde, geringfügig kleinere Werte zeigt, als die, die rechnerisch ermittelt wurden. Im Mittel beträgt die Abweichung der Serie S100 AW 7 %. Für die Serie S200 AW mit nur 3 Prüfkörpern betrug die Abweichung im Mittel 16,7 %.

In Spalte 6 der Tabelle 10-8 ist neben den tatsächlichen nominellen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{\text{nom,rechn.}}$ die nach DIN EN 1993-1-9 [28] korrigierte Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{korrt,EC3}}$ aufgrund des Blechdickeneffekts aufgeführt, darauf wird in Kapitel 10.3.6.1 näher eingegangen, vgl. Gleichung (10.1).

Die Versuchsergebnisse der unbehandelten Kleinversuchsserien S100 (AW) und S200 (AW) sind in Tabelle 10-8 zusammengefasst. Lediglich bei einem Versuchskörper der Serie S100 (AW) konnte bis zum Versuchsende kein Anriss festgestellt werden, so dass dieser als Durchläufer (DL) gekennzeichnet ist.

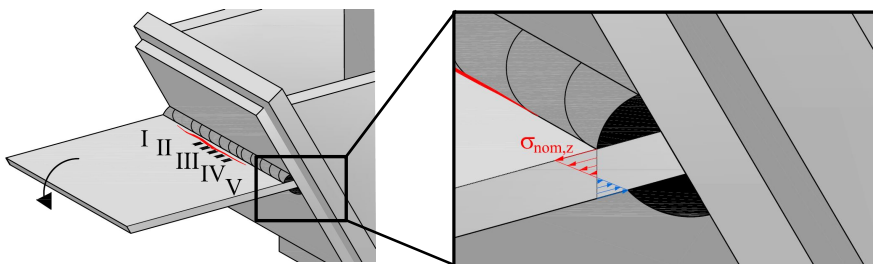


Bild 10-13: Definition der bemessungsmaßgebenden Nennzugspannung am Nahtübergang

Tabelle 10-8: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{nom}$ der unbehandelten Stegbiegeversuchs serien S100 und S200

Serie	Bezeichnung	Nennspannungs- schwingbreite	Gemessene Spannungs- schwingbreite	Gemessenes Span- nungsverhältnis	Nach Gl. (10.1) modifi- zierte Nennspannungs- schwingbreite	Erreichte Schwingspiel- zahl	Bemerkung
		$\Delta\sigma_{nom,rechn.}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{gem.}$ [N/mm ²]	R [-]	$\Delta\sigma_{korr,EC3}$ [N/mm ²]	N [-]	
Serie 100 AW	100.1.1	290	267	0,12	241	389.405	Riss (N3)
	100.1.2	219	194	0,09	182	149.925	Riss (N3)
	100.1.3	290	269	0,12	241	349.570	Riss (N3)
	100.2.1	180	166	0,09	150	3.346.495	Riss (N3)
	100.2.2	219	201	0,12	182	3.030.683	DL
	100.2.3	255	240	0,10	212	721.700	Riss (N3)
	100.3.1	255	244	0,11	212	495.925	Riss (N3)
	100.3.2	320	302	0,11	266	214.751	Riss (N3)
	100.3.3	320	307	0,14	266	220.318	Riss (N3)
Serie 200 AW	200.1.1	290	246	0,11	301	99.540	Riss (N3)
	200.1.2	219	188	0,13	227	255.294	Riss (N3)
	200.1.3	255	219	0,12	264	183.850	Riss (N3)

Mit DL = Durchläufer

In einem weiteren Schritt wurde der Dehnungsverlauf über die Querschnittsbreite bestimmt. Bild 10-14 zeigt den gemessenen Dehnungsverlauf der anhand fünf DMS aufgenommen wurde. Es zeigt sich, dass die Beanspruchung an den dicken Blechserien konstanter über den Querschnitt verläuft. Das liegt an dem verlängerten Kragabstand, der zur Aufbringung der benötigten Last erforderlich war. So kann sich durch den verlängerten Kragarm ein homogenerer Spannungszustand einstellen als bei dem kurzen Kragarm der dünnen Blechserien, wo meist in Querschnittsmitte (DMS III), senkrecht zur Lasteinleitung, die größte Dehnung im Querschnitt herrscht. Ein Unterschied zwischen HFH-nachbehandelten und unbehandelten Prüfkörpern in der Homogenität der Beanspruchung ist nicht zu erkennen.

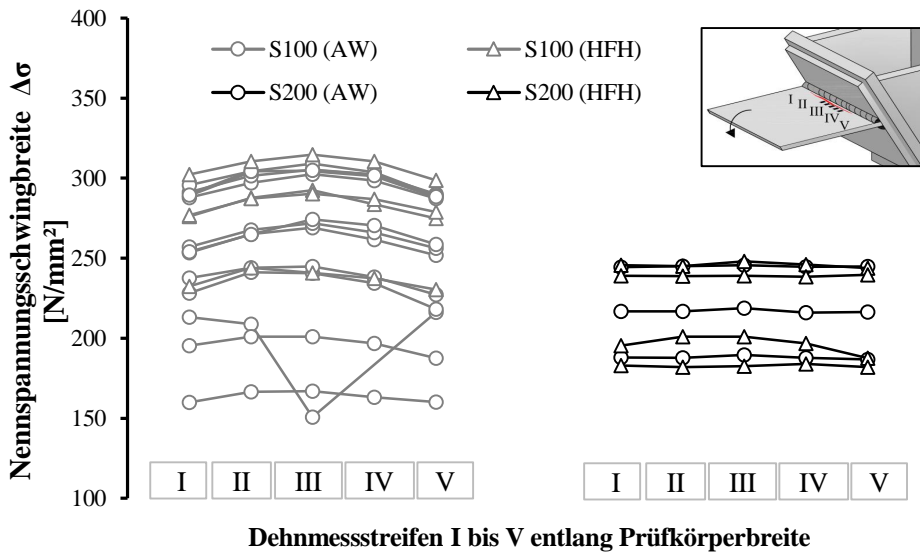


Bild 10-14: Dehnungsverlauf (umgerechnet in Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = E \cdot \Delta\epsilon$) entlang der Doppelkehlnaht an Messpunkten in Abhängigkeit der geprüften Serien

10.3.5 Makroschliffe

Nach der Versuchsdurchführung wurden ausgewählte Prüfkörper aufgesägt, um Erkenntnisse über die Rissinitiierung und den Verlauf des Risses entlang des Nahtquerschnitts zu gewinnen. Durch das Anfertigen eines Makroschliffs wird der Nahtquerschnitt sichtbar und der Rissverlauf kann besser beurteilt werden. Anhand Bild 10-15, das den Makroschliff eines Prüfkörpers der Serie 200.1 mit 6-lagiger HV- und 6-lagiger Kehlnaht zeigt, lässt sich deutlich die Rissinitiierung am Schweißnahtübergang des Stegblechs erkennen. Der Riss wächst annähernd senkrecht zur Blechoberfläche in das Stegblech hinein. Analog dazu verhält sich, wie aus Bild 10-16 ersichtlich wird, die Serie 100.1 bis 100.3 mit herabskalierten Blechdicken.



Bild 10-15: Makroschliff Serie 200.2.1

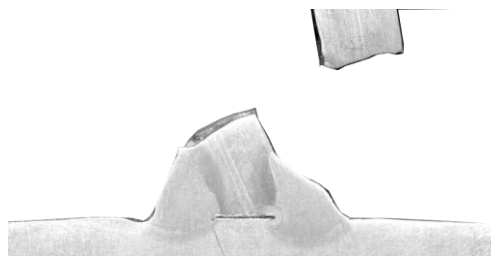


Bild 10-16: Makroschliff Serie 100.3

10.3.6 Versuchsauswertung

10.3.6.1 Herleitung des Kerbfalls für die biegebeanspruchte Doppelkehlnaht

Bei der Herleitung des Kerbfalls gemäß Bild 10-17 wurden die in Tabelle 10-9 aufgeführten Versuchsserien berücksichtigt. Die Ergebnisse schließen die vorangehenden Untersuchungen von Günther [65] und Kuhlmann und Euler [87] an Stegbiegeversuchen mit ein. Für die Serie S200 mit dicken Blechdicken wurde für die statistische Auswertung der Blechdickeneffekt, also eine geringere Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ gegenüber den tatsächlich erzielten Prüfergebnissen berücksichtigt, siehe Abschnitt 10.3.6.2.

Darüber hinaus wurden die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ der Serie B1 aufgrund des vorteilhaften Spannungsverhältnis von $R = -1,0$ angepasst, so dass die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ dieser Versuchsserie entsprechend der Modifizierung nach Abschnitt 4.4.2 abgemindert wurden.

Gemäß der statistischen Auswertung nach Brozetti et al. [6] ergibt sich bei Anwendung einer fixer Wöhlerlinienneigung für geschweißte Details von $m_{\text{fix}} = 3$ der bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei 2×10^6 Schwingspielen von $\Delta\sigma_{C,95\%} = 90 \text{ N/mm}^2$.

Tabelle 10-9: Bei der Kerbfallableitung berücksichtigte Versuchsserien

Serie	Anzahl der Versuche	Quelle	Spannungsverhältnis	Nahtdicke	Stegblechdicke	Flanschdicke
	n					
	[-]		[-]	[mm]	[mm]	[mm]
S100.1 - S100.3	9*	vorliegende Arbeit bzw. [91]	0,1	5	10	30
S200	3*	vorliegende Arbeit bzw. [91]	0,1	15	30	100
A	8*	Günther [65]	0,1	6	10	25
B1	6*	Kuhlmann, Euler [88]	-1,0	5	10	20

*Anzahl inklusive Durchläufer, die bei der Auswertung nicht berücksichtigt wurden

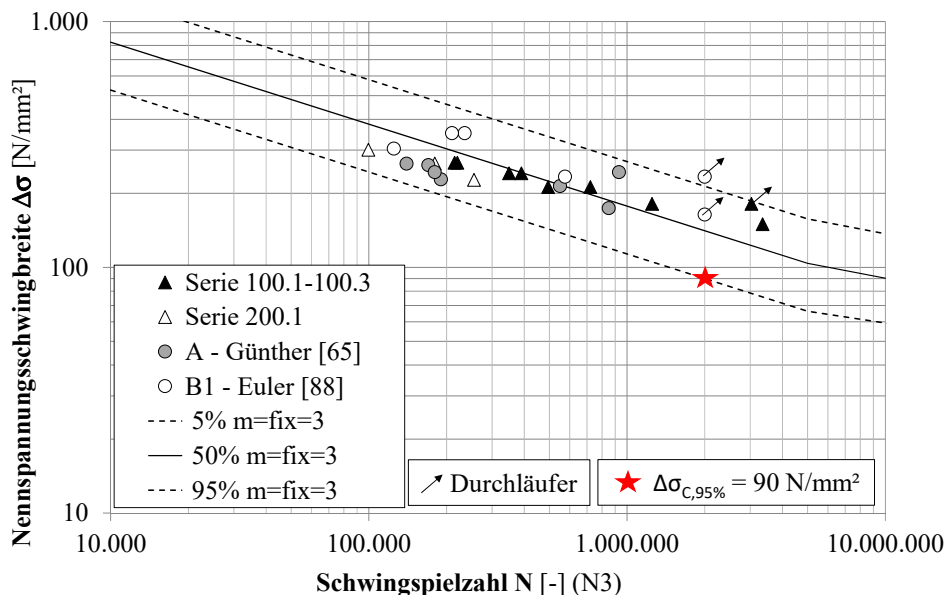


Bild 10-17: Ergebnisse der Serien 100.1. bis 100.3 und 200.1, sowie A aus [65] und B1 aus [88] für die Kerbfallableitung gemäß statistischer Auswertung nach [6]

10.3.6.2 Blechdickeneinfluss des Stegbiegedetails

In Zusammenhang mit der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen dicker Bleche ergibt sich die Frage nach dem Blechdickeneinfluss. Ein geringerer Ermüdungswiderstand gegenüber gängigeren Blechdicken wird aufgrund der in Abschnitt 4.3.2 erläuterten Faktoren erwartet.

Zum Zweck der Bestimmung des Blechdickeneinflusses bei querbiegebeanspruchten Doppelkehlnähten wurde die Serie 200.1 entwickelt, die gegenüber Serie 100.1 bis 100.3 die 3-fache Blech- und Nahtdicke aufweist. Der Vergleich der Versuchsergebnisse der unbehandelten Serien 100.1 bis 100.3 und 200.1 ist in Bild 10-18 dargestellt. Die Translation der Versuchseraden der Serie 200.1 mit dicken Blechen im Vergleich zur Serie mit dünnen Blechen S100.1 bis S100.3 lässt sich für jedes Nennspannungsschwingbreitenniveau deutlich ablesen.

Für die Darstellung in Bild 10-19 und die Auswertung aller unbehandelten Serien wurden die Versuchsergebnisse aufgrund des Blechdickeneinflusses um die Blechdickenkorrektur nach DIN EN 1993-1-9 [28] korrigiert. Die, um den Korrekturfaktor k_s (10.2) reduzierte Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{c,red}$, ergibt sich mit Gleichung (10.1), in Abhängigkeit der verwendeten Blechdicke, mit dem Exponenten 0,2. Die Verringerung des Streubands durch die Anpassung und Berücksichtigung der Blechdicken ist offensichtlich. Allerdings trifft der Exponent von 0,2 nicht genau auf die Versuchsserie zu, was vermutlich an der Streuung der Versuchsergebnisse liegt.

$$\Delta\sigma_{c,red} = k_s * \Delta\sigma_c \quad (10.1)$$

$$\text{mit } k_s = \left(\frac{25}{t}\right)^{0,2} \quad (10.2)$$

Der Einfluss aus den unterschiedlichen Blechdicken wird hieraus deutlich und sollte bei der Anwendung eines neu generierten Kerbfalls berücksichtigt werden. Da der in DIN EN 1993-1-9 [28] gegebene Korrekturfaktor eine gute Übereinstimmung zeigt, wird empfohlen diesen beizubehalten.

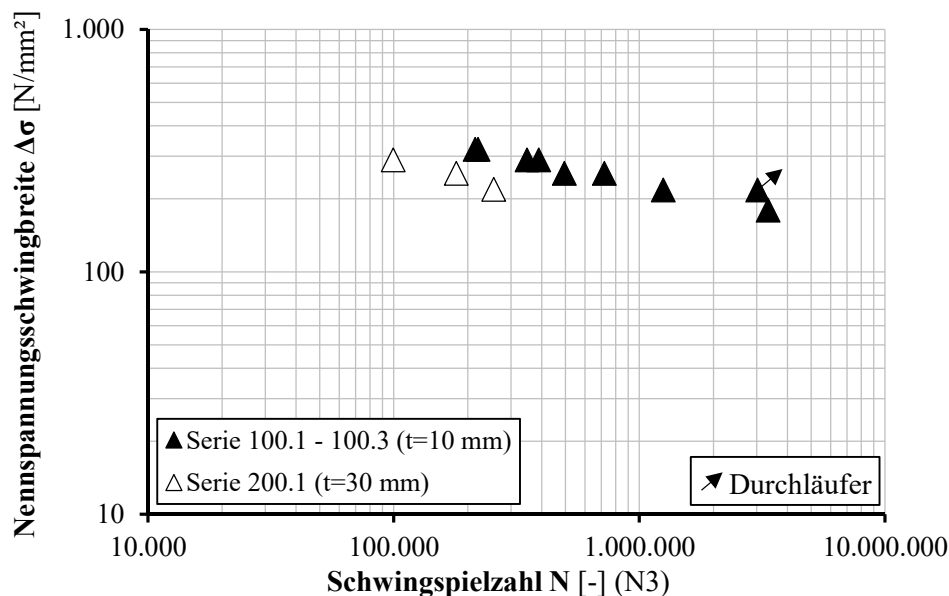


Bild 10-18: Ergebnisse der Serien 100.1. bis 100.3 und 200.1 mit unterschiedlichen Blechdicken

Auf Basis der ausgewerteten Versuchsergebnisse kann der Exponent n für die Ermittlung des Blechdickenkorrekturfaktors k_s bestimmt werden. Dafür werden die mit fester Neigung $m = 3$ aus den Versuchsergebnissen ermittelten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{50\%}$ mit den Stegblechdicken $t = 10$ und $t = 30$ mm gleichgesetzt, siehe Gleichung (10.3). Durch Auflösen ergibt sich der Exponent zu $n = 0,4$. Das entspricht gegenüber den in DIN EN 1993-1-9 ($n_{\max} = 0,2$) und in IIW-Empfehlung angegebenen Exponent ($n_{\max} = 0,3$) einer deutlich größeren Abminderung bei größeren Blechdicken. Aufgrund der geringen Anzahl an Versuchsdaten, ist es nicht möglich, konkrete Werte abzuleiten. Es ist jedoch denkbar, dass unter Biegebeanspruchung der Blechdickeneffekt durch den spannungsmechanischen Einfluss noch größer ist als bei reiner Normalspannungsbeanspruchung. Anhand der numerischen Untersuchungen in Abschnitt 10.4.7 wird der Blechdickeneffekt für die Biegebeanspruchung näher bestimmt.

$$\left(\frac{25}{10}\right)^n \cdot \Delta\sigma_{c,50\%} = \left(\frac{25}{30}\right)^n \cdot \Delta\sigma_{c,50\%} \quad (10.3)$$

$$\left(\frac{25}{10}\right)^n \cdot 171,1 \frac{N}{mm^2} = \left(\frac{25}{30}\right)^n \cdot 110,4 \frac{N}{mm^2}$$

$$n = 0,4 \quad (10.4)$$

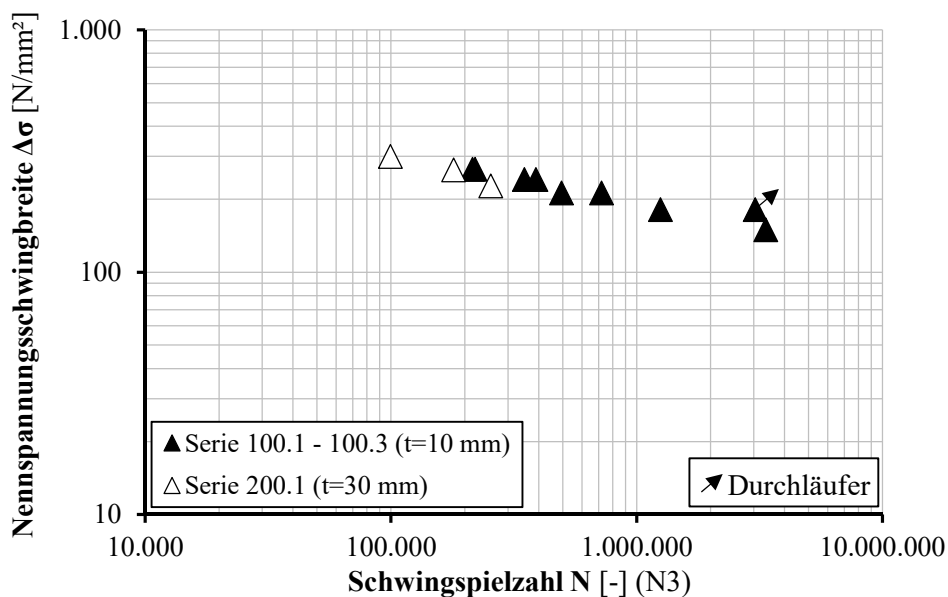


Bild 10-19: Korrigierte Ergebnisse der Serien 100.1.-100.3 und 200.1 nach DIN EN 1993-1-9 [28] mit dem Exponent $n = 0,2$

10.3.6.3 Ermüdungsfestigkeitssteigerung von querbiegebeanspruchten Halskehlnähten durch HFH-Verfahren

Motivation und Versuchsdurchführung. Aufgrund des günstigen Versagensmechanismus des Kerbdetails „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ eignet sich die Schweißnaht prinzipiell für die Nachbehandlung mittels Höherfrequentem Hämmerverfahren. Um die Effektivität und das Maß der Ermüdungsfestigkeitssteigerung zu quantifizieren, wurde deshalb eine Serie sowohl mit reduzierten als auch mit dicken Blechen unter Anwendung des PIT-Verfahrens vorgesehen. Je Blechdickenkonfiguration standen drei Versuchskörper zur Verfügung.

Das PIT-Verfahren wurde auf den Schweißnahtübergängen mit den üblichen für Baustahl S355 gewählten Parametern angewandt, siehe Tabelle 2-2. In Bild 10-20 sind die PIT-behandelten Schweißnahtübergänge am Beispiel der Kleinserie S100.4. abgebildet. Sowohl der zum Stegblech gewandte Nahtübergang als auch der zum Gurtblech gewandte Schweißnahtübergang wurde PIT-behandelt. Zuvor aufgebrauchte weiße Farbe verdeutlicht den Kontrast vom unbehandelten Bereich zur Behandlungsspur.

Jeweils vor und nach der HFH-Behandlung wurde die Hammerspur durch Silikonabdrücke dokumentiert. Die Ergebnisse können Abschnitt 8.2.2.2 entnommen werden.

Die Versuchsdurchführung glich im Versuchsaufbau und der Prüffrequenz der in Abschnitt 10.3.3 beschriebenen Vorgehensweise.

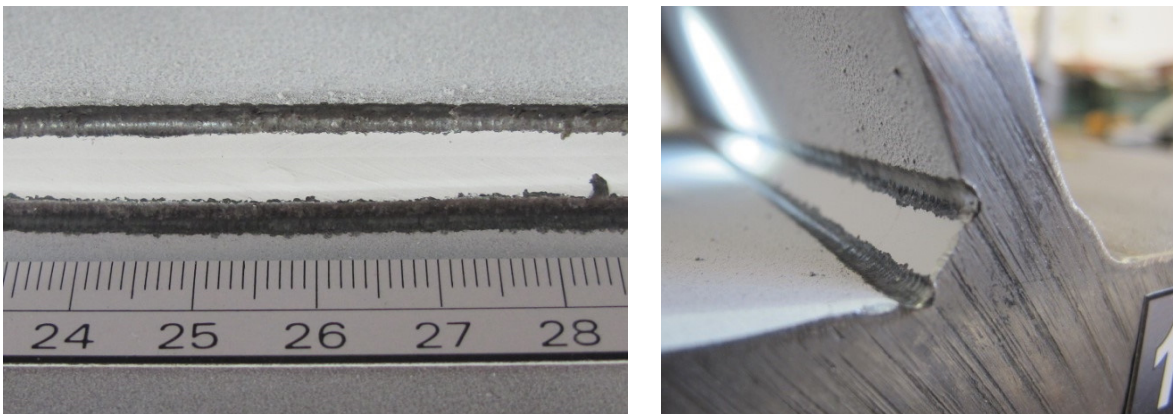


Bild 10-20: Nachbehandelte Schweißnahtübergänge am Stegblech und am Gurtblech

Versuchsergebnisse. Die Zusammenfassung der Versuchsergebnisse der HFH-behandelten Serien S100 und S200 kann Tabelle 10-10 entnommen werden. Dabei fällt auf, dass für die Serie 100 HFH nur der unter größter Nennspannungsschwingbreite geprüfte Versuchskörper bis zum Versagen geprüft werden konnte. Aufgrund einer starken Lebensdauererweiterung durch Anwendung des PIT-Verfahrens konnte bei drei von vier Prüfkörpern mit dünnen Blechen innerhalb akzeptabler Laufzeiten kein Versagen erzielt werden, weshalb diese als Durchläufer gekennzeichnet sind.

Anhand der Ergebnisse ist es möglich einen Verbesserungsfaktor k_{imp} durch Anwendung des HFH-Verfahrens abzuleiten.

Tabelle 10-10: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ der HFH-behandelten Stegbiegeversuchsserien S100.4 und S200.2

Serie	Bezeichnung	Nennspannungsschwingbreite	Nach Gl. (10.1) modifizierte Nennspannungsschwingbreite	Erreichte Schwingspielzahl	Bemerkung
		$\Delta\sigma_{\text{Nom, rechn.}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{kor, EC3}}$ [N/mm ²]	N [-]	
Serie 100 HFH	100.4.1	255	212	3.200.000	DL
	100.4.2	290	241	3.500.000	DL
	100.4.3	320	266	1.986.935	Riss
	100.4.4	300	250	3.500.000	DL
Serie 200 HFH	200.2.1	255	264	807.973	Riss
	200.2.2	219	227	1.080.587	Riss
	200.2.3	290	301	271.700	Riss
	200.2.4	290	301	208.500	Riss

Auswertung. Aufgrund der geringeren Ermüdungsfestigkeiten der dicken Blechserie konnten für die PIT-nachbehandelte Serie S200 HFH alle vier Prüfkörper bis zum Versagen geprüft werden. Zwar ist aufgrund der geringen Stichprobengrößen ($n_{\text{HFH}} = 4$ und $n_{\text{AW}} = 3$) keine abgesicherte Ableitung einer verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{\text{c, HFH, 95\%}}$ möglich. Die Abschätzung eines Verbesserungsfaktors k_{imp} anhand des Verhältnis der Mittelwerte $\Delta\sigma_{\text{c, 50\%}}$ ist jedoch praktikabel.

Tabelle 10-11: Übersicht über die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche mit und ohne HFH-Behandlung ohne Blechdickenkorrekturfaktoren

Serie	n	m _{frei}	$\Delta\sigma_{\text{c, 50\%}}$	$\Delta\sigma_{\text{c, 95\%}}$	m _{fest}	$\Delta\sigma_{\text{c, 50\%}}$	$\Delta\sigma_{\text{c, 95\%}}$	$\frac{\Delta\sigma_{50\%, \text{HFH}}}{\Delta\sigma_{50\%, \text{AW}}}$	k _{imp}
	[-]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]	[-]	[-]
S100 AW	8	4,6	199	187	3	171	128	-	-
S100 HFH	4*	-	-	-	5	314	251	314/171	1,83
S200 AW	3	-	-	-	3	110	71,4	-	-
S200 HFH	4	-	-	-	5	196	109	196/110	1,78

*Ermittlung mit 3 von 4 Durchläufern

Anhand Bild 10-21 wird der Einfluss der Schweißnahtnachbehandlung durch das PIT-Verfahren auf die erreichbare Schwingspielzahl am Beispiel des höchsten Nennspannungsschwingbreitenniveaus offensichtlich. Bei Betrachtung der Versuchsserie S200.1 (AW) und S200.2 (HFH) in Bild 10-22 ist die Lebensdauererlängerung infolge PIT-Behandlung anhand aller Versuchsergebnisse deutlich zu erkennen.

Die Auswertung des Verbesserungsfaktors k_{imp} erfolgte mit Hilfe der statistischen Auswertung unter Annahme einer festen Wöhlerlinienneigung für $m_{aw} = 3$ und $m_{HFH} = 5$. Eine flachere Wöhlerlinienneigung für die PIT-behandelten Versuche ist anhand der vier Versuchskörper erkennbar. Deshalb scheint die Auswertung mit fester Wöhlerlinienneigung von $m_{HFH} = 5$ für die HFH-behandelte Serie vertretbar.

Das Verhältnis der Mittelwertwöhlerlinien $\Delta\sigma_{c,HFH, 50\%}$ zu $\Delta\sigma_{c,AW, 50\%}$ bei einer Schwingspielzahl von 2 Millionen führt zu einem Verbesserungsfaktor $k_{imp, S200}$ von 1,78 bei der Serie 200 mit dicken Blechen und zu einem Verbesserungsfaktor $k_{imp, S100}$ von 1,83.

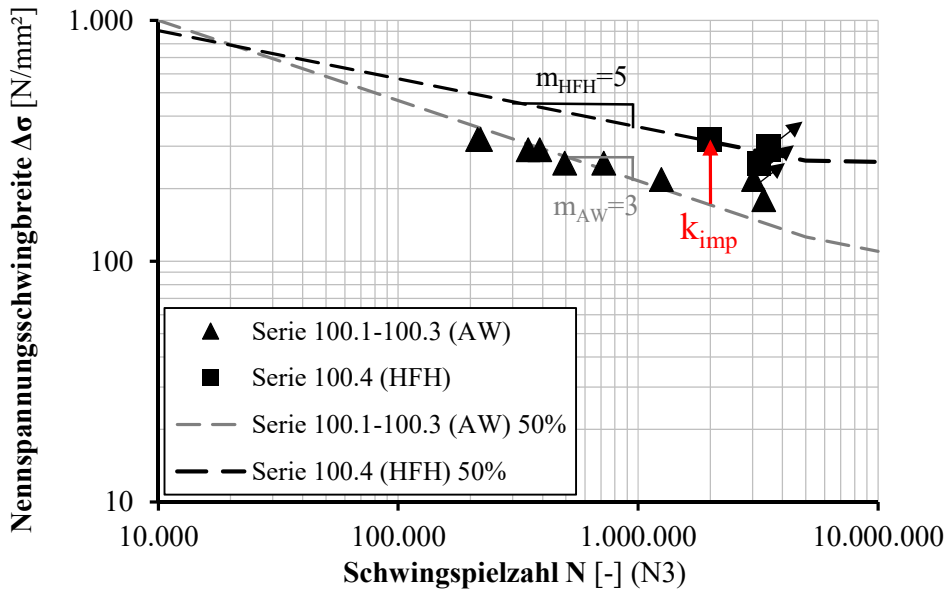


Bild 10-21: Auswertung der Serien mit Blechdicke $t = 10$ mm (S100) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands (AW und HFH) unter fester Wöhlerlinienneigung ohne Blechdickenkorrektur

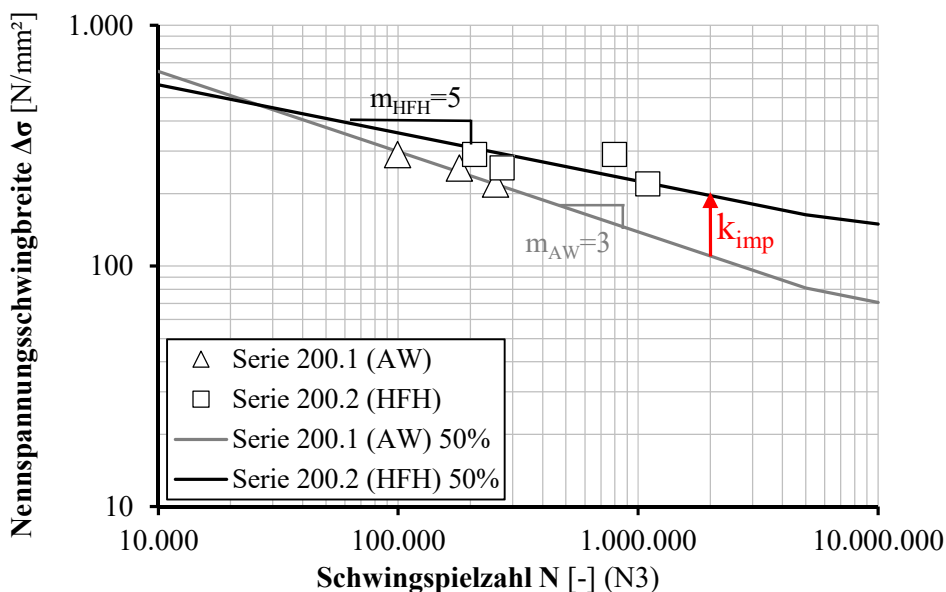


Bild 10-22: Auswertung der Serien mit Blechdicke $t = 30$ mm (S200) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands (AW und HFH) unter fester Wöhlerlinienneigung ohne Blechdickenkorrektur

10.3.6.4 Negative Momentenbeanspruchung

Der Vorzeichenwechsel des Querbiegemomentenverlaufs σ_x am Beispiel der Dickblech-Trogbrücke führt neben, dem im vorangehenden Abschnitt gezeigten Beanspruchungszustand, auch zu Zugspannungen an der Brückeninnenseite. Aufgrund kerbgeometrischer Unterschiede der innen- und außenliegenden Schweißnaht besteht die Möglichkeit, dass durch die geometrische Abweichung der außenliegenden Kehlnähte, unterschiedliche Versagensmechanismen und sogar abweichende Ermüdungswiderstände auftreten können. Deshalb wurde eine Versuchsserie mit Zug auf der Innenseite, entsprechend dem in Bild 10-23 dargestellten Versuchsaufbau, durchgeführt. Die Versuchsergebnisse der Serie sind in Tabelle 10-12 dargestellt.

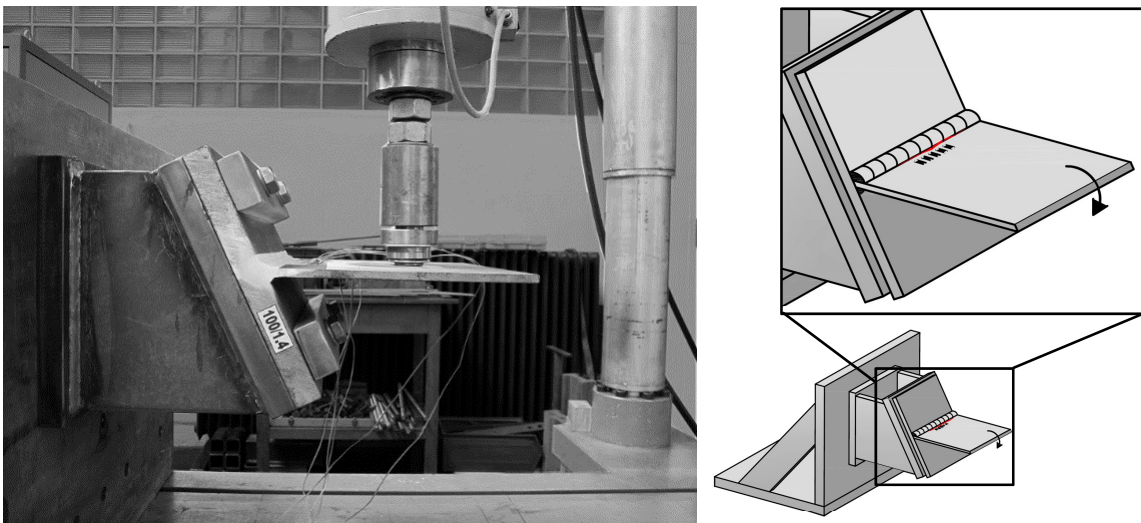


Bild 10-23: Versuchsaufbau der Kleinserie mit negativer Momentenbeanspruchung und Lage der DMS

Die anschließende Auswertung brachte hervor, dass der Probekörper S100.3.4 einen technischen Anriss aufwies. Mit dem Verhältnis von Anrisschwingenspielzahl N_{Anriss} zu Bruchschwingenspielzahl N_{Bruch} von Probekörper S100.1.4 wurde die Bruchschwingenspielzahl des Prüfkörpers S100.3.4 approximiert, vgl. Gleichung (10.5).

Die Ergebnisauswertung ist in Tabelle 10-13 zusammengefasst und die grafische Gegenüberstellung der Ermüdungsversuche mit positiver Momentenbeanspruchung ist in Bild 10-24 abgebildet. Die Ermüdungsversuche unter negativer Momentenbeanspruchung weisen deutlich höhere Schwingenspielzahlen auf, allerdings wurde nur ein Probekörper bis zum fortgeschrittenen Anriss über die gesamte Prüfkörperbreite von 400 mm ($*N_3$) gefahren.

Mithilfe der in Tabelle 10-13 dargestellten Auswertung kann ein Vergleich zwischen positiver und negativer Momentenbeanspruchung anhand der Mittelwertauswertung nach Gleichung (10.6) gezogen werden. Es ergibt sich eine um 1,9-fache höhere Ermüdungsfestigkeit für die Zugbeanspruchung auf der kerbweicheren Doppelkehlnahtseite. Zwar ist der Wert statistisch gesehen aufgrund der geringen Stichprobengröße nicht abgesichert, allerdings kann das Verhalten mithilfe von numerischen Betrachtungen überprüft werden, vgl. Abschnitt 10.4.5.

$$n_{Anriss} = \frac{N_{Anriss,100.1.4}}{N_{3,100.1.4}} = 0,44 \quad (10.5)$$

$$k_{neg} = \frac{\Delta\sigma_{50\%,AW,neg}}{\Delta\sigma_{50\%,AW,pos}} = 1,88 \quad (10.6)$$

Tabelle 10-12: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{nom}$ der Stegbiegeversuche S100.4 mit negativer Momentenbeanspruchung

Serie	Bezeichnung	Nennspannungsschwingbreite	Nach Gl. (10.1) modifizierte Nennspannungsschwingbreite	Erreichte Schwingspielzahl	Erreichte Schwingspielzahl	Bemerkung
		$\Delta\sigma_{Nom,rechn.}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{korr,EC3}$ [N/mm ²]	N3 [-]	N _{Anriss} [-]	
Serie 100 AW neg	100.1.4	290	241	2.420.432	1.053.600	Bruch
	100.2.4	320	266	1.831.472	-	ohne Anriss
	100.3.4	320	266	2.583.300*	1.136.650	mit techn. Anriss

*Schwingspielzahl für Abbruchkriterium Bruch approximiert durch Faktor n_{Anriss} (100.1.4) nach Gleichung (10.5)

Tabelle 10-13: Übersicht über die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche mit positiver und negativer Momentenbeanspruchung

Serie	n [-]	m _{frei} [-]	$\Delta\sigma_{c, 50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c, 95\%}$ [N/mm ²]	m _{fix} [-]	$\Delta\sigma_{c, 50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c, 95\%}$ [N/mm ²]	$\frac{\Delta\sigma_{50\%,AW,neg}}{\Delta\sigma_{50\%,AW,pos}}$	k _{neg} [-]
S100 AW pos.	8	4,6	199	187	3	171	128	-	-
S100 AW neg.	3*	-	-	-	3	322	251	322/171	1,88

*Schwingspielzahl rückgerechnet mit n_{Anriss} und Auswertung mit DL aufgrund geringer Stichprobengröße

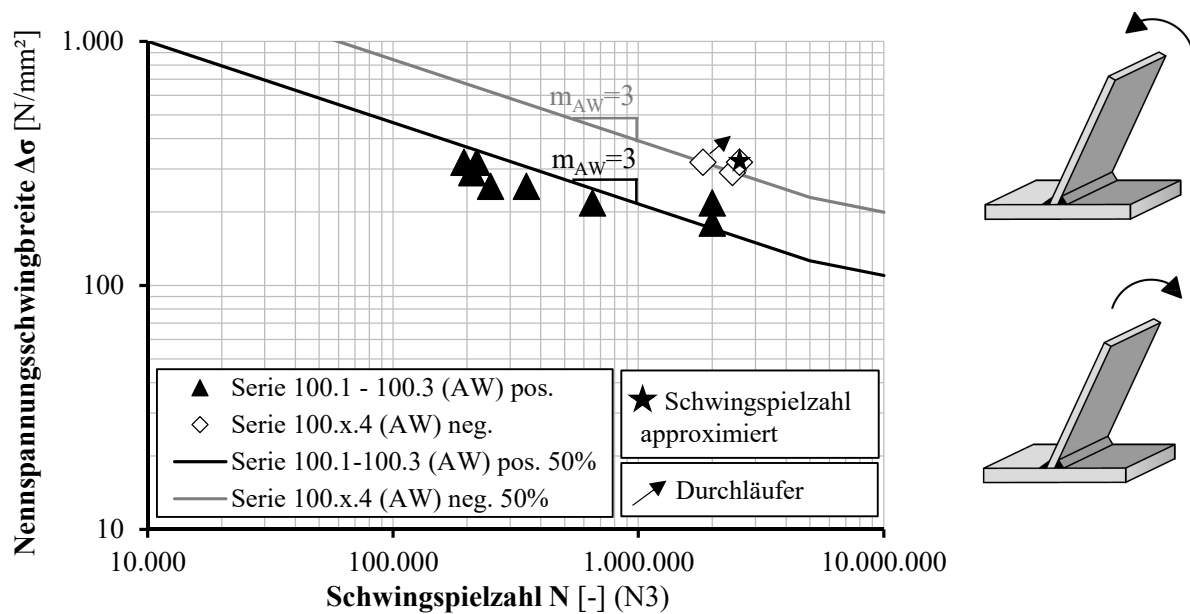


Bild 10-24: SN-Diagramm der Kleinversuchsserie mit positiver und negativer Momentenbeanspruchung

Bild 10-25 zeigt in a) den gemessenen Dehnungsverlauf über die Versuchsdurchführung des Prüfkörpers S100.1.4 mit negativer Momentenbeanspruchung. Der Dehnungsabfall an DMS III ist deutlich zu erkennen als Ort der Rissinitiierung, weshalb die Dehnungen der umliegenden DMS zunächst anstiegen bis dort der Riss bis zu dieser Stelle anwuchs. In Bild 10-25 b) sind die zugehörigen Spannungsschwingbreiten des Versuchskörpers dargestellt.

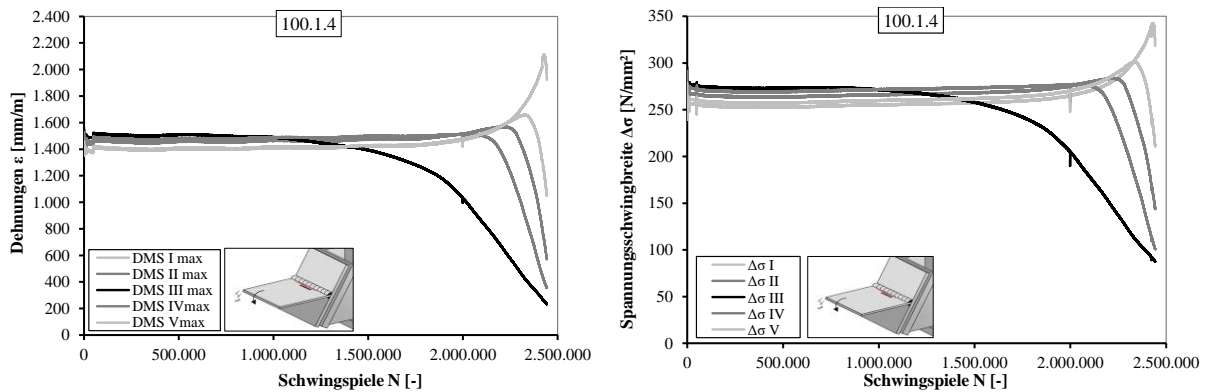
a) Dehnungen ε b) Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$

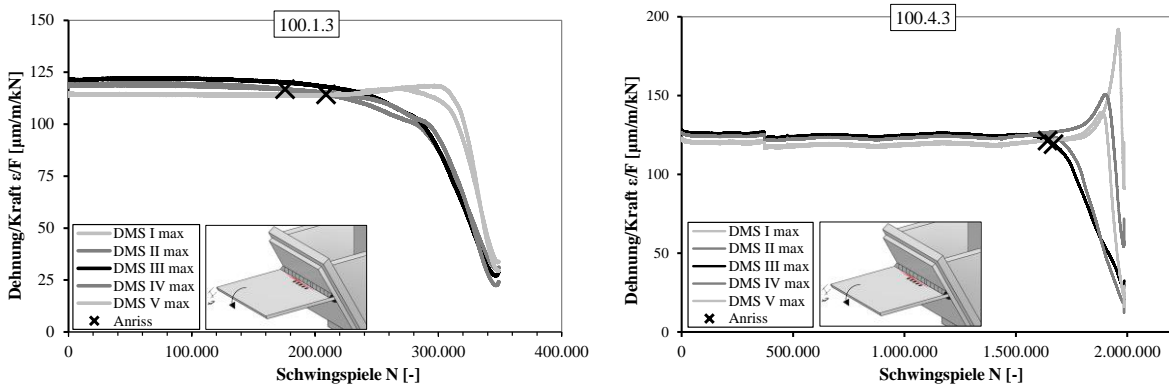
Bild 10-25: Dehnungs- & Spannungsschwingspieliagramm Kleinversuchsserie mit negativer Momentenbeanspruchung

10.3.6.5 Auswertung des Anrissverhaltens unter Biegung

Bild 10-26 zeigt exemplarisch den Zeitpunkt der Dehnungsänderung für einen unbehandelten (100.1.3) und einen behandelten Prüfkörper (100.4.3). Der Dehnungsverlauf ist in Bezug zur Kraft dargestellt, um Schwankungen der Dehnungen infolge Änderung der aufgetragenen Kraft zu entkoppeln, siehe [86]. Die Ermittlung des technischen Anrisses mit ca. 1 mm Oberflächenrisslänge entspricht einer 2 % igen Dehnungsänderung, die Dehnungsänderung bei sichtbarem Riss entspricht ca. 4%. Aufgrund etwaiger anfänglich auftretender Dehnungsschwankungen, wurde die Bezugsdehnung, auf die sich die Änderung von 2 bzw. 4 % bezieht, zu 10.000 Schwingspielen (ausgenommen wegen Sprung in DMS 100.4.3, $N_{\text{Bezug}} = 500.000 \text{ LW}$) gewählt. Die jeweiligen Anrisszeitpunkte N_1 und N_3 wurden für alle durchgeführten Versuche ermittelt, siehe Anhang D, Abschnitt E.9.

In Bild 10-27 ist das Verhältnis des Anrisszeitpunkts N_1 mit einer Dehnungsänderung zu 2 % zur erreichten Schwingspielzahl N_3 der jeweiligen Prüfkörper in Abhängigkeit des Behandlungszustands und in Abhängigkeit der Blechdicke dargestellt. Der Zeitpunkt der Rissinitiierung für die Serie mit den realen Blechabmessungen (Serie S200) ohne Nachbehandlung, ergibt sich mit geringer Streubreite zu 35 – 45 % der erreichten Schwingspielzahl N_3 . An den HFH-nachbehandelten Prüfkörpern der Serie S200 ist sehr deutlich die Verlängerung der Phase bis zur Rissinitiierung mit 65 – 80 % der erreichten Schwingspielzahl N_3 durch die HFH-Behandlung zu erkennen. Jedoch geht damit auch eine größere Streuung einher.

Für die Prüferserie S100 mit Stegblechdicken von $t = 10 \text{ mm}$ im unbehandelten Zustand zeigt sich ein großer Streubereich von 10 – 60 % für das Verhältnis von Rissinitiierung N_1 bis Versuchsende N_3 . Da nur ein Versuchskörper der Serie S100 im HFH-behandelten Zustand versagte, kann zu dieser Serie keine Aussage getroffen werden. Das gleiche gilt für die Serie S100 mit negativer Momentenbeanspruchung.



a) un behandelter Prüfkörper

b) HFH-behandelter Prüfkörper

Bild 10-26: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl N_1 zweier Prüfkörper der Serie S100 mit einer Stegblechdicke $t = 10 \text{ mm}$

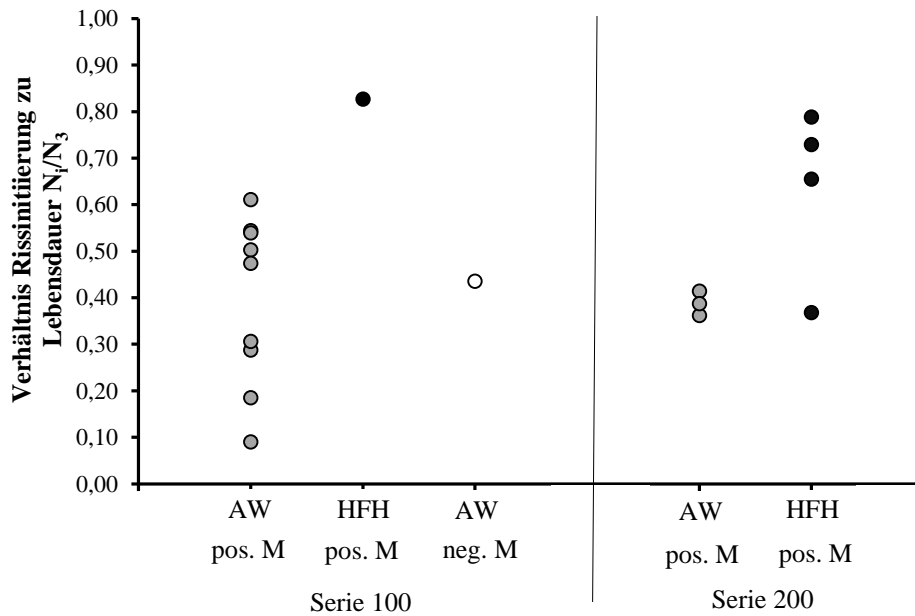


Bild 10-27: Vergleich des Verhältnisses von Anrisschwingspielzahl N_1 zu erreichter Schwingspielzahl N_3 der Stegbiegeserien S100 ($t = 10 \text{ mm}$) und S200 ($t = 30 \text{ mm}$)

10.3.7 Eindringtiefenuntersuchungen

Aufgrund des abweichenden Winkels zu bestehenden Untersuchungen mit HFH-nachbehandelten Schweißnähten, wurden in Form von Silikonabdrücken und 3D-Messungen die Eindringtiefen der Hämmerspur untersucht, die Auswertung ist in Abschnitt 8.2.2.2 dargestellt.

10.4 Kerbspannungsbetrachtung

10.4.1 Vorhergehende Untersuchungen nach Günther [86]

In DASt Kuhlmann/Günther [86] wurde der Einfluss einer Biegebeanspruchung auf einen Kreuzstoß mit Doppelkehlnähten numerisch untersucht und Kerbformzahlen sowohl für den Nahtübergang als auch für die Nahtwurzel K_t ermittelt. Tabelle 10-14 fasst die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen aus [86] getrennt nach Beanspruchungsart zusammen. Dabei hat sich gezeigt, dass der Doppel-T-Stoß unter Biegebeanspruchung den Versagensort hin zum Nahtübergang wechselt. Dagegen erweist sich unter reiner Zugbeanspruchung die Wurzelkerbe als kritischer.

Für die Untersuchungen an den Dickblech-Trogbrücken stellt sich die Frage des Versagensorts durch die schräge Lage des Stegblechs und die damit einhergehende veränderte Nahtgeometrie unter Biegebeanspruchung, weshalb im Folgenden ein Modell zur Betrachtung der Kerbspannungen entwickelt wird.

Tabelle 10-14: Kerbformzahlen K_t der numerischen Berechnung nach Kuhlmann et al. [86] unter Variation der Beanspruchung am Doppel-T-Stoß

	Kerbformzahl am Nahtübergang $K_{t,Nü}$	Kerbformzahl an Nahtwurzel $K_{t,w}$	
Zugbeanspruchung	3,34	4,03	
Biegebeanspruchung	1,95	0,69	

10.4.2 Motivation und Modellaufbau

Anhand des numerischen Modells zum Stegbiegedetail, das mit der Software ANSYS Classic 16 [1] modelliert wurde, sollen verschiedene beeinflussende Parameter bestimmt werden. Bild 10-28 zeigt das numerische Modell in der Frontansicht. Die isometrische Darstellung des Modells und dessen Netzstruktur zeigt Bild 10-29. Die Elementanzahlen der maßgeblichen Bereiche entsprechen dabei den Mindestanforderungen nach Tabelle 10-15.

Beispielsweise lassen sich durch die Variation der Blechdicken die Auswirkung auf die Kerbschärfe bestimmen, so dass eine Aussage zum Blechdickeneffekt getroffen werden kann. Außerdem wird mit Hilfe der Kerbspannungsbetrachtung die kritische Biegebeanspruchungsrichtung mit den jeweiligen Kerbfaktoren für die Wurzel $k_{t,w}$ und den Nahtübergang $k_{t,Nü}$ bestimmt.

Nach Hobbacher [79] ergibt sich die Elementanzahl im Ausrundungsradius in Abhängigkeit des Elementtyps, in diesem Fall für einen quadratischen Ansatz zu ≥ 3 Elementen, siehe Tabelle 10-15.

Tabelle 10-15: Empfohlene Elementgröße an der Oberfläche für quadratische Elemente nach Hobbacher [79]

Elementtyp	Relative Größe [-]	Absolute Größe [mm]	Anzahl der Elemente im 45° Bogen [-]	Anzahl der Elemente im 360° Bogen [-]
Quadratisches Element	$\leq r/4$	$\leq 0,25$	≥ 3	≥ 24

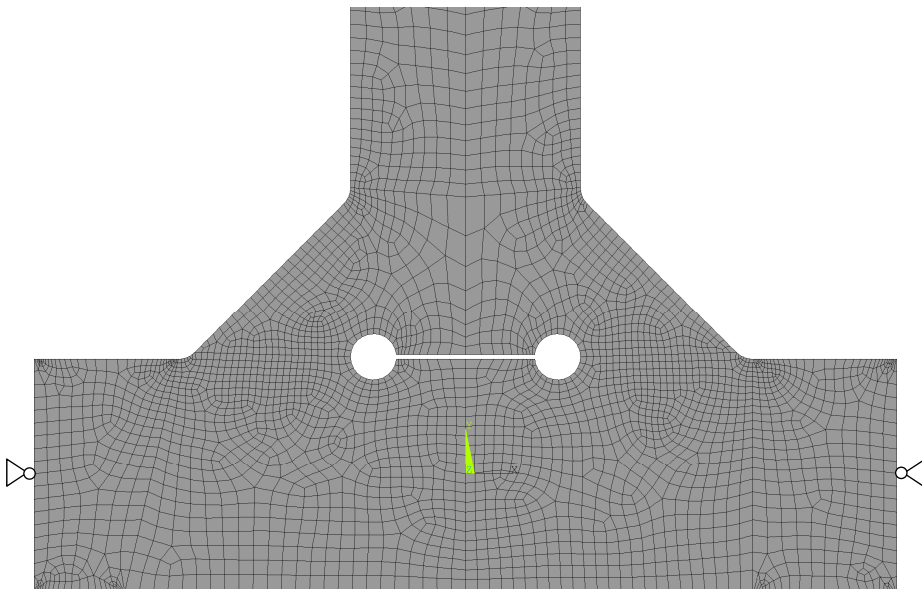


Bild 10-28: FE-Modell in der Frontansicht

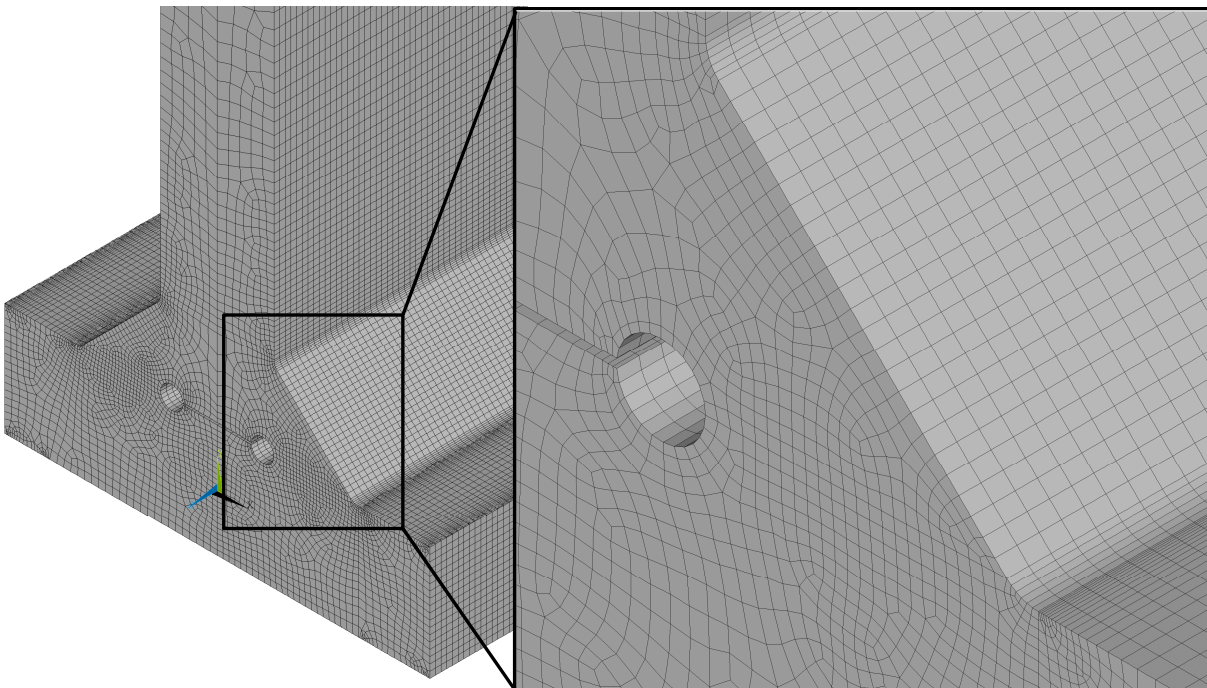


Bild 10-29: FE-Modell und FE-Netz mit detaillierter Darstellung des Kehlnahtbereichs

Nach Radaj [134], S.151 lässt sich die Kerbformzahl α_k (auch Formzahl) der Stelle i nach Gleichung (10.7) bestimmen aus dem Verhältnis der maximal in der Kerbgrundfläche auftretenden ersten Hauptspannung $\sigma_{k,max,i}$ bei räumlichen, bzw. gebundenen Rändern zur in der Kerbgrundfläche auftretenden Nennspannung $\sigma_{n,i}$ bei linearelastischem Werkstoffverhalten. Die Kerbwirkungszahl $\beta_{k,i}$ entsprach ursprünglich dem Verhältnis der Dauerschwellfestigkeit des ungekerbten zum gekerbten Stab und ist entsprechend Gleichung (10.8) nach Radaj [133] heute gleichbedeutend mit der Kerbformzahl, also dem Verhältnis der maximalen Kerbhöchstspannung zur nominellen Spannung an dieser Stelle i im ungekerbten Zustand.

$$\alpha_{k,i} = \frac{\sigma_{k,max,i}}{\sigma_{n,i}} \quad (10.7)$$

$$\beta_k = \frac{\sigma_{k,max,i}}{\sigma_{nom,i}} \quad (10.8)$$

Mit $\sigma_{k,max,i}$ – maximale Kerbhöchstspannung an der Stelle i

$\sigma_{nom,i}$ – nominelle Spannung an der Stelle i

Nach Radaj [135] ist der Ansatz des fiktiven Ausrundungsradius $\rho_f = 1\text{ mm}$ basierend auf der Neuberger-Mirkostützwirkungshypothese für Schweißverbindungen aus niedrigfesten Bustählen geeignet.

Radaj gibt in [133] u.a. Kerbwirkungszahlen β_k zugbelasteter T-Stöße für die jeweiligen Kerben an, siehe Bild 10-30. Vergleichsweise hoch ist die Kerbwirkungszahl β_{kb} am Schweißnahtübergang des Basisblechs mit 5,79. Dagegen erscheinen die Kerbwirkungszahlen β_{kw} an der Nahtwurzel und β_{kz} am Schweißnahtübergang des zugbelasteten Blechs mit Werten von 3,14 und 2,33 relativ gering.

Im Vergleich zu den Kerbwirkungszahlen β_k auf Grundlage der Nennzugspannungen verhalten sich die Kerbwirkungszahlen auf Basis der Biegespannungen β_{k*} - hier mittels Stern gekennzeichnet – deutlich günstiger mit Werten von 1,27 an der Wurzel und 3,16 am Basisblech, siehe [133].

10.4.3 Einfluss der Basisblechbreite b_b und Verifizierung des Modells

Die Kerbwirkungszahlen am Nahtübergang des Zugblechs β_{kz} , an der Wurzelkerbe β_{kw} und am Nahtübergang des Basisblechs β_{kb} sind durch verschiedene geometrische Parameter beeinflusst. Dabei spielt aufgrund der Biegung im Basisblech die Basisblechbreite b_b eine übergeordnete Rolle.

Bei der Validierung spielen die Lagerungsbedingungen, wie sie in Bild 10-32 dargestellt sind, eine wesentliche Rolle. So verteilt sich die Kerbspannung unterschiedlich, falls das Basisblech über die gesamte Breite eingespannt ist oder beispielsweise nur an den Seiten. Für die Validierung kam die gelenkige Lagerung des Basisblechs entsprechend der Darstellung in Bild 10-30 zum Einsatz.

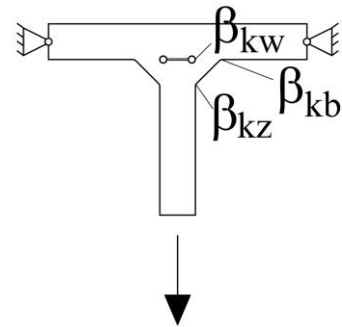
Tabelle 10-16 zeigt die Ergebnisse der numerischen Ermittlung in Abhängigkeit der Basisblechbreite b_b . Anhand des zugehörigen Bild 10-31 wird der Einfluss auf die Kerbwirkung der betrachteten Stellen deutlich.

Mit steigender Basisblechbreite b_b nehmen die kritische Kerbwirkung für den Wurzelbereich β_{kw} und den Zugblechübergang β_{kz} allmählich ab, allerdings steigt die Kerbwirkung des Basisblechübergangs β_b schnell an.

Mithilfe den in der Literatur angegebenen Kerbwirkungszahlen nach Radaj [131] am zugbelasteten Stoß wurde das numerische Modell für eine Basisblechbreite b_b von 37,5 mm und Kehlnahtdicke von 6 mm

verifiziert. Anhand der rot dargestellten Kreise in Bild 10-31 wird die gute Übereinstimmung mit den numerisch ermittelten Kerbspannungen für die Basisblechbreite b_b von 37,5 mm deutlich.

Validierung des senkrechten Stegbiegemodells. Der Vergleich der Beanspruchungsrichtung unter einem Stegblechwinkel von 90 Grad zeigt das gleiche Versagen für beide Beanspruchungsrichtungen. Die Änderung des Versagensorts bei Stegwinkeln, die von 90 Grad abweichen, ist deshalb auf die veränderte Nahtgeometrie und nicht auf einen Modellierungsfehler zurückzuführen.



mit $\beta_{kz} = 3,14$

$\beta_{kw} = 2,33$ $\beta_{kw^*} = 1,27$

$\beta_{kb} = 5,79$ $\beta_{kb^*} = 3,16$

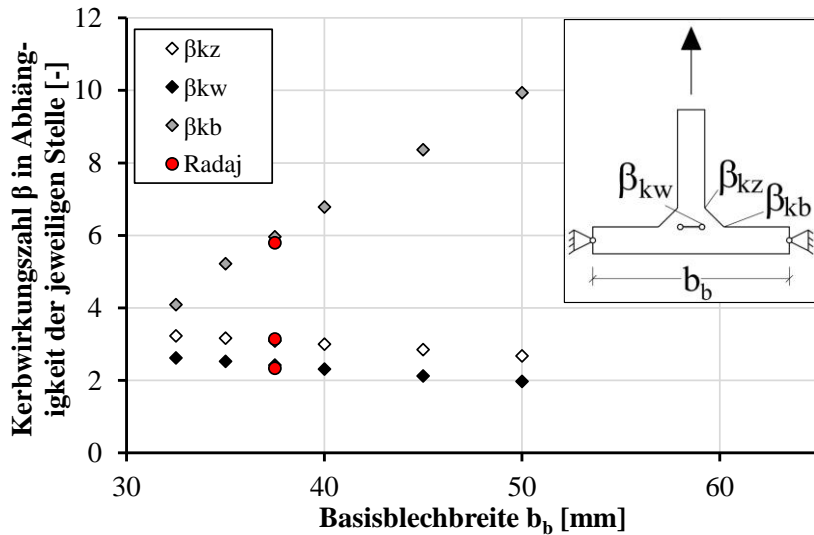


Bild 10-30: Kerbwirkungszahlen von Schweißstößen am zugbelasteten T-Stoß nach Radaj [131]

Bild 10-31: Numerisch ermittelte Kerbwirkungszahlen am zugbelasteten T-Stoß in Abhängigkeit der Basisblechbreite b_b im Vergleich zu Kerbwirkungszahlen nach Radaj [131]

Tabelle 10-16: Numerisch ermittelte Kerbwirkungszahlen am zugbelasteten T-Stoß in Abhängigkeit der Basisblechbreite (zugehörig zu Bild 10-31)

	Winkel	Lagerungsbedingung	Basisblechbreite b_b [mm]	Kehlnahtdicke [mm]	Beanspruchung	β_{kz}	β_{kw}	β_{kb}
						Naht Zug [-]	Wurzel [-]	Basisblech [-]
	90°	gelenkige Lagerung des Basisblechs entsprechend Radaj [131]	32,5	6	Zug	3,23	2,62	4,09
			35			3,16	2,52	5,22
			37,5			3,09	2,42	5,96
			40			3,0	2,31	6,78
			45			2,85	2,12	8,36
			50			2,67	1,97	9,93

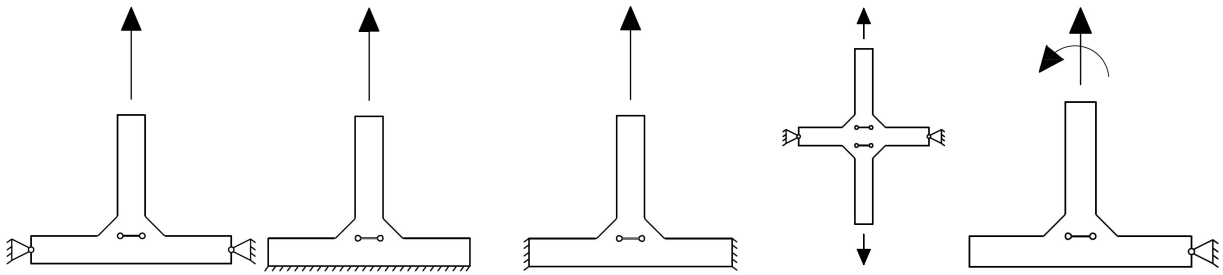


Bild 10-32: Differenzierung der Lagerungsbedingungen des zugbelasteten T-Stoßes

10.4.4 Anpassung der Modellgeometrie auf den schrägen Stegblechanschluss

In Abhängigkeit der Blechdicken und Stegneigungswinkel ändert sich die Nahtgeometrie der Halsnaht. Ab einer gewissen Stegblechdicke $t = 30$ mm kann die Naht auf der Seite mit dem flachen Winkel als V-Naht ausgeführt werden. Damit ergeben sich zwei verschiedene Geometrievarianten für den Anschluss. Anhand der Makroschliffe kann die genaue Schweißnahtgeometrie betrachtet und berücksichtigt und der Kerbfaktor durch die Modellierung bestimmt werden. Denn die Einbrandtiefe sollte bei der Modellierung der Lage der Wurzelaustrundung berücksichtigt werden. Auf der Brückeninnenseite mit stumpfem Winkel ergibt sich durch die Geometrie ein größerer Einbrand als bei der Seite mit spitzem Winkel. Durch Messungen am Makroschliff an vier repräsentativen Proben der Serie 100, siehe Bild 10-33 a), konnten Mittelwerte für den Tiefeneinbrand für die Brückeninnenseite und Brückenaußenseite bestimmt werden. Der Einbrand, bezogen auf die Horizontale auf der Seite des spitzen Winkels betrug im Mittel 1 mm und auf der Seite mit stumpfem Winkel 3,2 mm.

Ebenso wurden bei den aus den Trogbrückenversuchen angefertigten Makroschliffen die Schweißnahtgeometrien bestimmt, siehe Bild 10-33 a) und b). Da die Trogbrückenversuche mit den gleichen Blechdicken gefertigt wurden wie die Kleinversuchsserien 100, liegt nahe, dass sich die Schweißnahtgeometrien ähneln. Der Mittelwert des horizontalen Einbrands auf der stumpfen Winkelseite betrug 2,5 mm, auf der Brückenaußenseite im Mittel 0,6 mm.

Für die Modellierung sind die Wurzelkerbradien deshalb um 1 mm bzw. 3 mm, in Anlehnung an die geprüfte Nahtgeometrie, zum Stegmittelpunkt hin verschoben.

Für die Serie 200 ergaben sich durch die Ausführung mit halber Y-Naht davon abweichende Nahtgeometrien, auch diese wurden anhand der Makroschliffbilder Bild 10-33 b) vermessen. Im Mittel konnte die HY-Naht mit einer horizontalen Einbrandtiefe von 15 mm ausgeführt werden, die Kehlnaht auf der Brückenaußenseite wurde fast ohne Einbrand, also mit 1 mm ausgeführt.

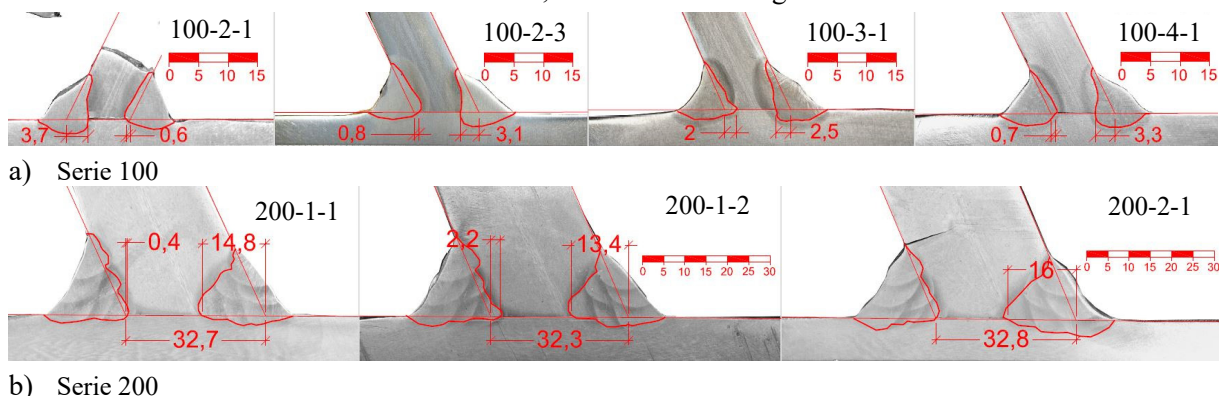


Bild 10-33: Einbrandbestimmung aus Makroschliffen an den Kleinversuchsserien S100 und S200

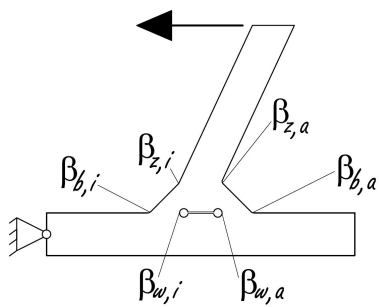
10.4.5 Untersuchung zum Einfluss der Beanspruchungsrichtung unter reiner Biegung

Aufgrund der Geometrie ergeben sich im Gegensatz zu symmetrischen Doppelkehlnahtanschlüssen, vgl. Bild 10-30 sechs unterschiedliche Kerbwirkungszahlen. Diese sind in Bild 10-34 für die weiteren Untersuchungen definiert. Es wird in brückeninnenseitig und brückenaußenseitig liegende Kerben unterschieden.

Als Vorzeichenkonvention für die Bezeichnung der Momentenbeanspruchung gilt Bild 10-35. Entsprechend einer Rahmenkonstruktion ergibt sich für die Rahmenecke infolge der Beanspruchung aus der Zugüberfahrt eine negative Momentenbeanspruchung.

Die im Folgenden dargestellten Kerbwirkungszahlen stammen aus Spannungspfaden, die entlang des Nahtübergangs an den kritischen Punkten gelegt wurden.

Als Nennspannung für die Modellierung der Beanspruchung wurde die Stelle am innenliegenden Stegnahtübergang zu 1 N/mm^2 unter Berücksichtigung der Biegeanteile angenommen, siehe Bild 10-36. Als Lastangriffspunkt wurde der Stegrand gewählt, eine Parameteruntersuchung zeigte keinen Einfluss durch Variation des Lasteinleitungspunkts entlang des Stegrands.



- mit $\beta_{w,i}$ Kerbwirkungszahl brückeninnenseitige Nahtwurzel
- $\beta_{b,i}$ Kerbwirkungszahl brückeninnenseitiger Basisblechübergang
- $\beta_{z,i}$ Kerbwirkungszahl brückeninnenseitiger Stegblechübergang
- mit $\beta_{w,a}$ Kerbwirkungszahl brückenaußenseitige Nahtwurzel
- $\beta_{b,a}$ Kerbwirkungszahl brückenaußenseitiger Basisblechübergang
- $\beta_{z,a}$ Kerbwirkungszahl brückenaußenseitiger Stegblechübergang

Bild 10-34: Definition von Kerbwirkungszahlen bei schrägem Stegblechanschluss

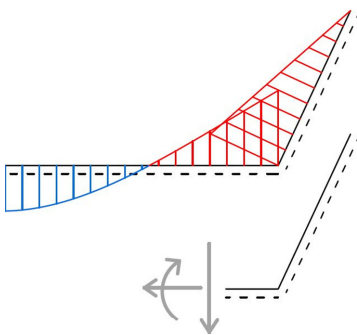
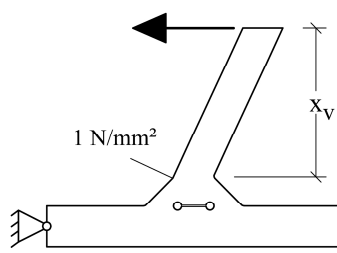
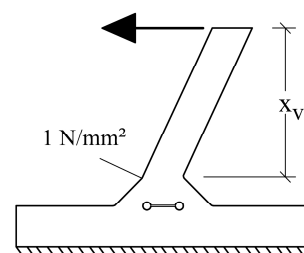


Bild 10-35: Definition der Beanspruchungsrichtung für den Stegblechanschluss



a) Gelenkige Lagerung



b) Eingespanntes Fahrbahnblech

Bild 10-36: Definition der Stelle des nominellen Hauptspannungswerts $\sigma_1 = 1 \text{ N/mm}^2$

Idealisierung für die Kerbspannungsbeurteilung. In der Realität ist das Fahrbahnblech weder links noch rechts eingespannt. Diese Annahme liegt jedoch auf der sicheren Seite, da durch die Einspannung eine noch größere Steifigkeit an den Nahtübergängen entsteht, können die Kerbfaktoren somit auf der sicheren Seite ermittelt werden.

Es wurden aufgrund der komplexen Randbedingungen in der realen Brücke zwei unterschiedliche Lagerungsbedingungen untersucht.

- Gelenkige Lagerung des brückeninnenseitigen Fahrbahnblechs, Bild 10-36 a)
- Einspannung des Untergurtblechs auf kompletter Breite, siehe Bild 10-36 b)

Ergebnisinterpretation für reine Biegung am Flachquerschnitt. Tabelle 10-17 und Tabelle 10-18 zeigen die Darstellung der Spannungen aus der numerischen Berechnung mit gelenkiger Einspannung an der Brückeninnenseite für die positive und negative Momentenbeanspruchung mit dem Randspannungsverhältnis $\psi = 1,0$ an der oberen Stegblechkante. Anhand des Vergleichs der ersten Hauptspannungen wird der Einfluss der Beanspruchungsrichtung deutlich.

Die Nahtgeometrie entspricht den anhand der Makroschliffe in Bild 10-33 gemessenen Werten. Die Kehlnaht auf der Brückeninnenseite verläuft aufgrund des stumpfen Winkels flacher und der Kerbübergang befindet sich unterhalb des Kerbübergangs der außenliegenden Kehlnaht. Die Ergebnisse spiegeln also die Geometrie der geprüften Versuche wider. Die Nahtgeometrien zeigen aber auch, dass die Kehlnähte wesentlich dicker als 5 mm ausgeführt wurden.

Unter *negativer Momentenbeanspruchung* zeigt sich die größte Kerbwirkungszahl am innenliegenden Stegübergang (1,37), gefolgt von der innenliegenden Wurzel (0,90).

Bei *positiver Momentenbeanspruchung* erkennt man lediglich am äußeren Schweißnahtübergang zum Steg kritische Spannungen. Die Kerbwirkungszahl liegt mit 1,57 ca. 15 Prozent höher als bei negativer Biegebeanspruchung, obwohl der Nahtübergang bei gleichbleibender Kraftgröße einen kleineren vertikalen Hebelarm aufgrund der Nahtgeometrie besitzt. Das ist ein Beleg für die Kerbschärfe des Nahtübergangs am Steg.

Die Wurzel der außenliegenden Kehlnaht zeigt keine erhöhten Spannungen. Die dargestellten Spannungen spiegeln die Kleinversuche der Serie S100.1 bis S100.3 und deren Versagen wider.

Geht man von ähnlichen Lagerungsbedingungen des Kerbspannungsmodells wie in der Kleinversuchserie aus Abschnitt 10.3 aus, so ergibt sich ein am Fahrbahnblech eingespanntes System. Die Tabelle 10-19 und Tabelle 10-20 zeigen die Ergebnisse aus dieser Modellvariante. Es können nur geringfügige quantitative Unterschiede festgestellt werden und die Versagensmechanismen aufgrund der Beanspruchungsrichtung sind die gleichen wie in der Modellvariante mit der Einspannvariante an der Brückeninnenseite. Die Abweichung zur Modellvariante mit unterseitiger Fahrbahnblecheinspannung liegt für die Hauptspannung im Bereich der kritischen Kerben zwischen 1 und 7 %.

Tabelle 10-17: Vergleich der 1. Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)

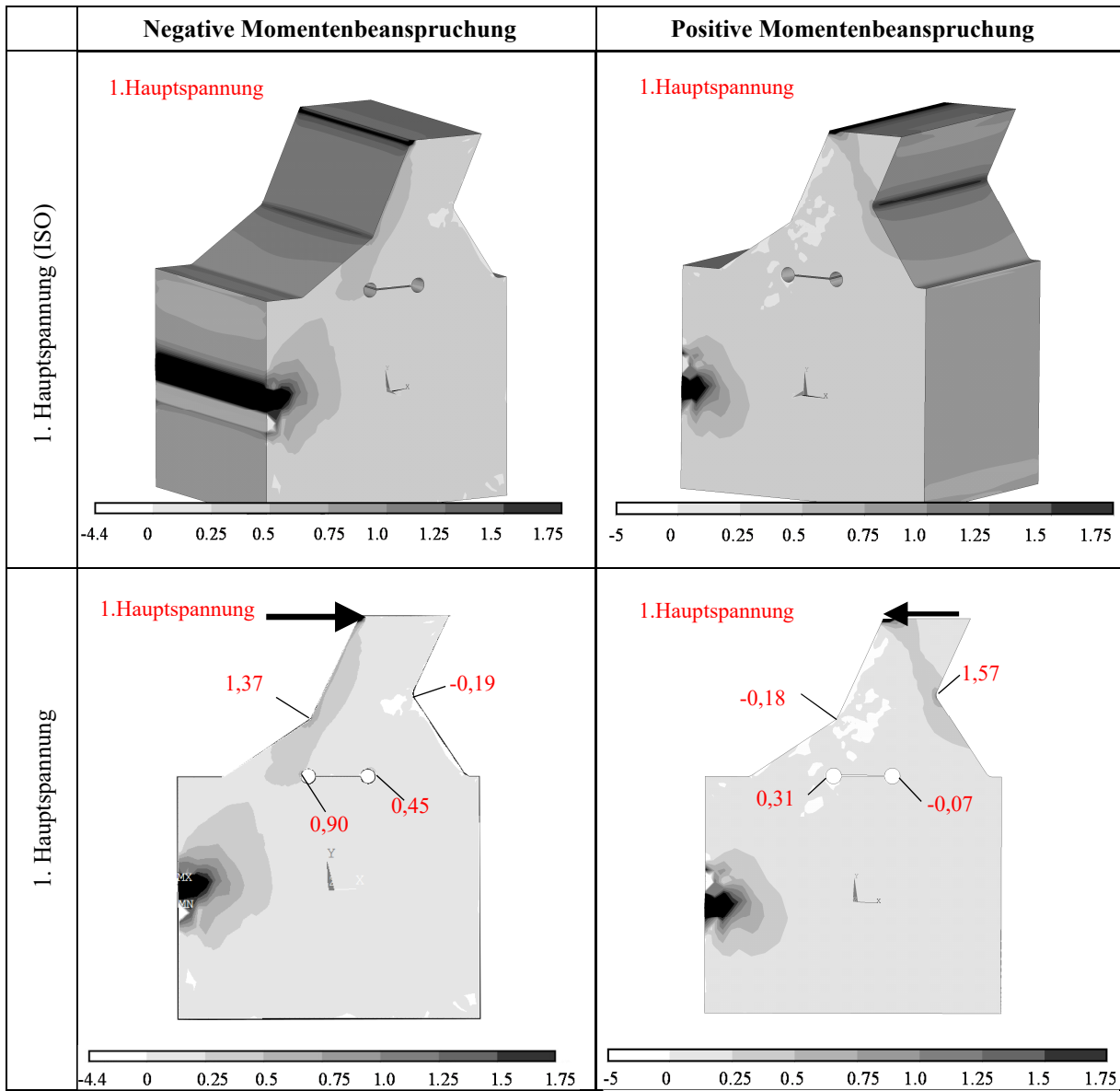


Tabelle 10-18: Vergleich der Spannungsanteile S_x und S_y bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)

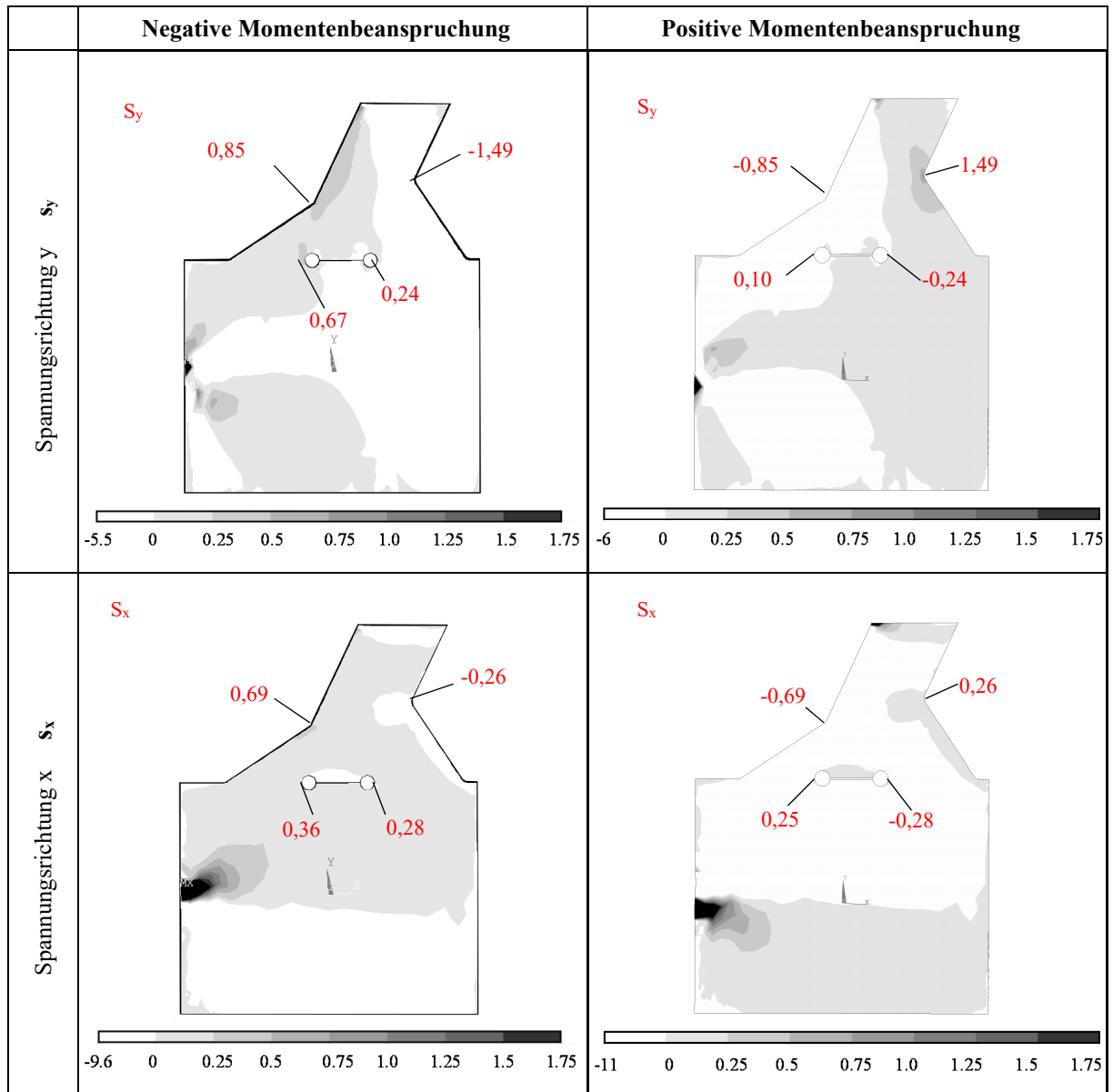
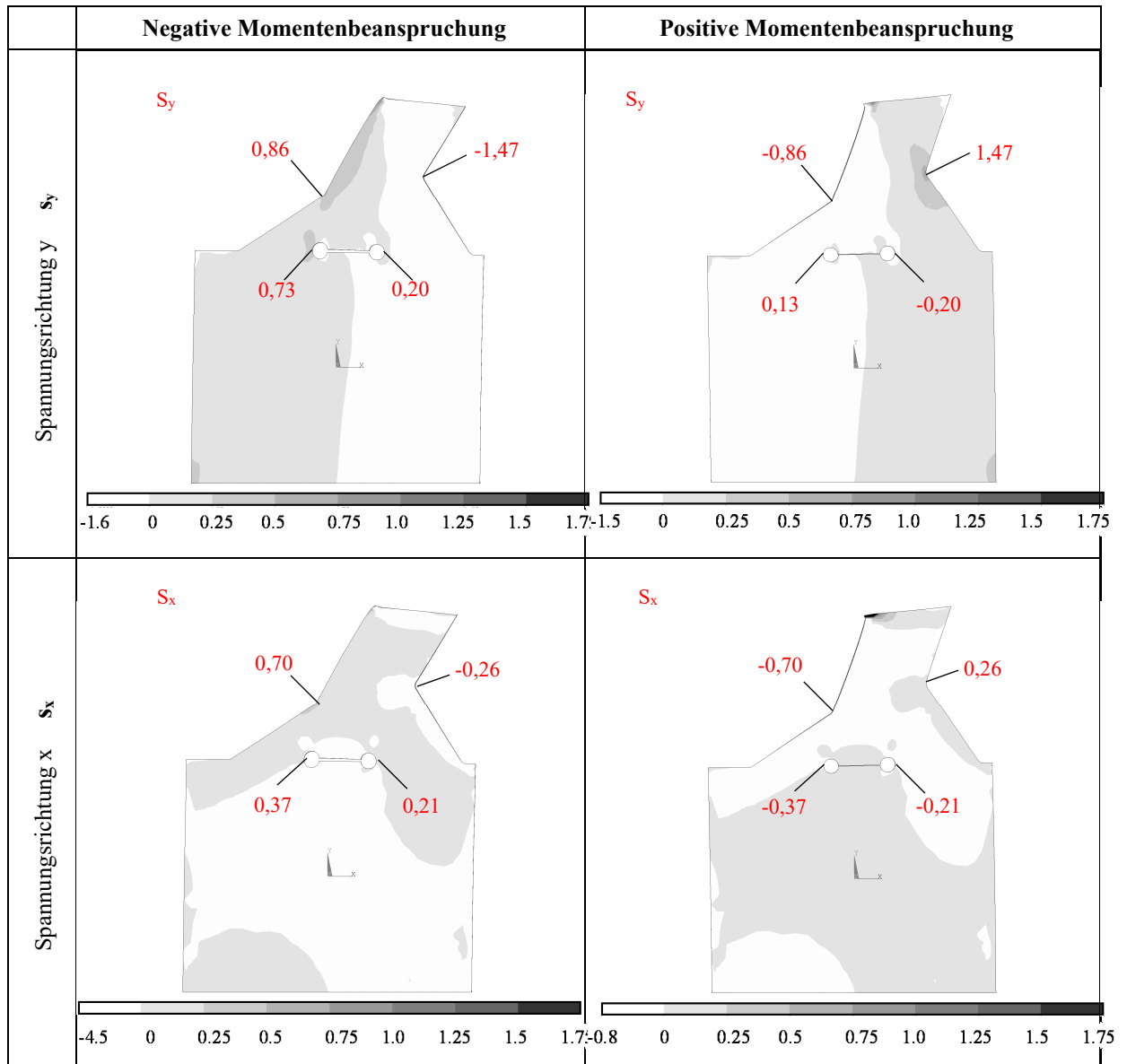


Tabelle 10-19: Vergleich der 1. Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Einspannung ganzes Fahrbahnblech)

	Negative Momentenbeanspruchung	Positive Momentenbeanspruchung
1. Hauptspannung (ISO)	<p>1.Hauptspannung</p> <p>-0.8 0 0.25 0.5 0.75 1.0 1.25 1.5 1.75</p>	<p>1.Hauptspannung</p> <p>-0.2 0 0.25 0.5 0.75 1.0 1.25 1.5 1.75</p>
1. Hauptspannung	<p>1.Hauptspannung</p> <p>1,39 -0,19 0,97 0,36</p> <p>-0.8 0 0.25 0.5 0.75 1.0 1.25 1.5 1.75</p>	<p>1.Hauptspannung</p> <p>-0,18 1,55 0,44 -0,06</p> <p>-0.2 0 0.25 0.5 0.75 1.0 1.25 1.5 1.75</p>

Tabelle 10-20: Vergleich der Spannungsanteile S_x und S_y bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Einspannung ganzes Fahrbahnblech)



10.4.6 Untersuchungen zum Einfluss der Beanspruchungsrichtung unter zusätzlicher Zugbeanspruchung

Aus den Spannungsverteilungen aus den Trogbrückenversuchen geht hervor, dass sich die Beanspruchung am versteiften T-Querschnitt aus einem konstanten Zuganteil und einer linearen Spannungsverteilung zusammensetzt, siehe auch Abschnitt 11.6.4. Die Modellierung der Kerbspannung auf Grundlage dieser Spannungsverteilung aus dem Versuch am vereinfachten Flachstahlquerschnitt zeigt Bild 10-37. Es ist deutlich die Angleichung der kritischen Kerben von Wurzel (276 N/mm²) und Nahtübergang (289 N/mm²) zu unter 5 % Abweichung zu erkennen. Ähnlich kritisch verhält sich die Wurzel der außenliegenden Naht mit einem Hauptspannungswert von 204 N/mm². Der Übergang zum Wurzelversagen durch den Anteil der konstanten Zuspansungen am Stegquerschnitt wird deutlich.

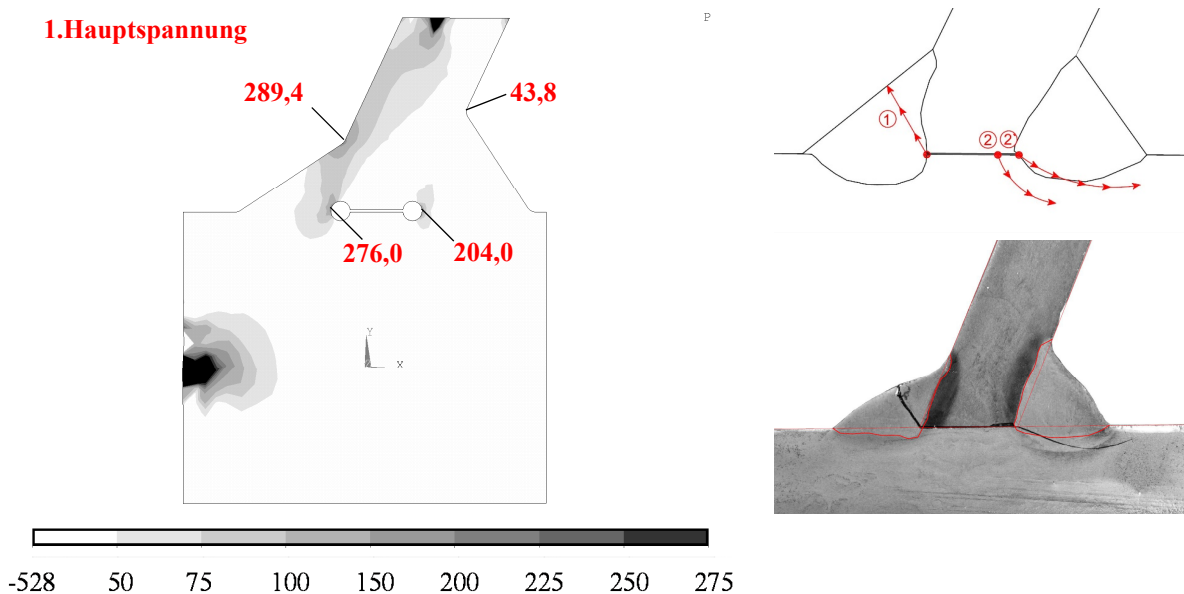


Bild 10-37: Übereinstimmung der numerisch ermittelten Kerbspannungen unter Berücksichtigung der im Versuch gemessenen Dehnungen am Stegsteifenquerschnitt im Vergleich zu den Rissbildern aus den Trogbrückenversuchen

Unter Berücksichtigung der Spannungsverteilung des Trogbrückenversuchs im Feldbereich zwischen zwei Steifen nach Abschnitt 11.6 ergibt sich ein Spannungsplot der ersten Hauptspannungen wie in Bild 10-38. Es wird deutlich, dass durch die Spannungsverteilung im Bereich zwischen den Quersteifen mit einem Wert von 96 N/mm² eine weniger kritische Kerbschärfe an der innenliegenden Wurzel entsteht, als am innenliegenden stegblechseitigen Nahtübergang mit 150 N/mm². Der Vergleich der Kerbspannungsverteilungen aus Bild 10-37 und Bild 10-38 zeigt, dass der kritische Nahtübergang am Stegquerschnitt nahe der Quersteife fast doppelt so kritisch zu bewerten ist als am Stegquerschnitt zwischen zwei Steifen.

Das Auftreten von Anrissen am innenliegenden Schweißnahtübergang ist, aufgrund der geringeren Beanspruchung, deshalb nur in wenigen Fällen, siehe Rissübersicht in Bild 11-24, aufgetreten. Das Rissverhalten der herausgetrennten Anrisse konnte vor allem im ausgesteiften Bereich durch die Kerbspannungsmodellierung abgebildet und verglichen werden. Das eher unkritische Rissverhalten zwischen den ausgesteiften Bereichen konnte durch die Kerbspannungsbetrachtung unter der dort tatsächlich auftretenden Spannungsverteilung hergeleitet werden.

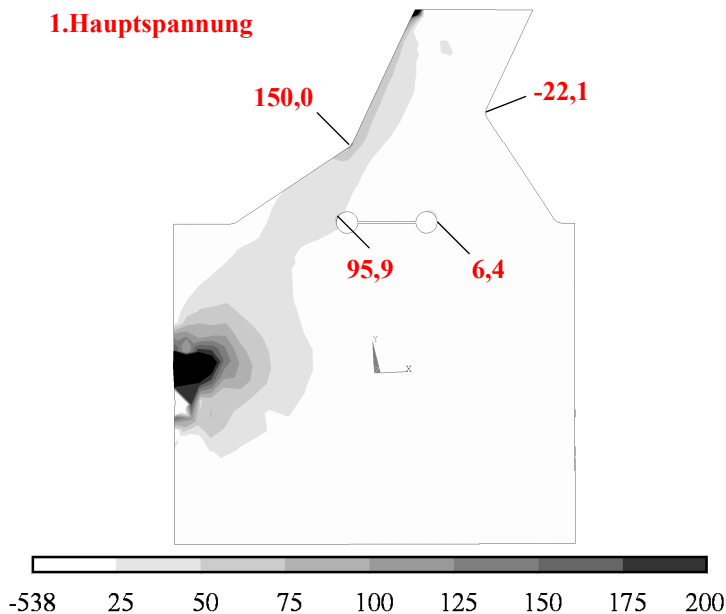


Bild 10-38: Numerisch ermittelte Kerbspannungen unter Berücksichtigung der im Trogvorsuch gemessenen Dehnungen am Querschnitt zwischen den Quersteifen

10.4.7 Parameterstudie zum Blechdickeneffekt

Zur Identifizierung des Blechdickeneffekts von auf Querbiegung beanspruchten geschweißten Details, wurde das numerische Modell mit senkrecht aufeinander stehenden Blechen verwendet und die Stegblechdicke in Schritten von 5 mm variiert. Die Ermittlung der Kerbfaktoren k_t basiert auf den σ_z -Spannungen an den Randfasern des Stegblechs. Die Netzfeinheit entspricht, wie das Modell in Abschnitt 10.4.5, den Empfehlungen in [79], siehe Tabelle 10-15. Bild 10-39 zeigt die Netzansicht, Bild 10-40 zeigt beispielhaft die zu Grunde gelegten Spannungen für die Auswertung in Tabelle 10-21.

In Tabelle 10-21 sind die Ergebnisse der numerischen Berechnung zusammengefasst. Bei der Berechnung des Kerbfaktor $K_{t,z}$ zur jeweiligen Blechdicke ist zu beachten, dass aufgrund der veränderten Stegblechdicke t_{Steg} , die rechnerische Spannung in z -Richtung $\sigma_{z,\text{rech}}$ anzupassen ist. Der Kerbfaktor ergibt sich mit Gleichung (10.9). Die grafische Darstellung des Kerbfaktors $K_{t,z}$ für die Stegbiegung in Abhängigkeit der Stegblechdicke kann Bild 10-41 entnommen werden. Bild 10-42 zeigt die Anwendung verschiedener Korrektorexponenten n auf die Basisblechdicke von 25 mm. Für den Vergleich mit dem Korrektorexponenten ist die Normierung auf die Basisblechdicke von 25 mm erforderlich.

Die Verschiebung Δz der berechneten Kerbfaktoren um die Basisblechdicke 25 mm resultiert in einer Kennlinie zwischen den Blechdickenexponenten $n = 0,3$ und $n = 0,4$ nach Absatz 4.3.2 und den Gleichungen (4.3) und (4.4). Der Blechdickenkorrekturfaktor wurde numerisch bestimmt zu $n = 0,37$. Die Anwendung auf die einzelnen Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm zeigt eine sehr gute Übereinstimmung.

$$K_t = \frac{\sigma_{z,\text{num},i}}{\sigma_{z,\text{nom},i}} \quad (10.9)$$

Olivier et al. [146] haben mithilfe der Boundary-Element-Methode einen einseitig angeschweißten biegebeanspruchten T-Stoß mit den Basisblechdicken 5, 15, 40 und 80 mm untersucht. Der Exponent für

den Blechdickeneffekt n wurde zu $1/3$ bestimmt. Dieser Faktor kann anhand der FE-Untersuchungen mit Doppelkehlnaht unter Querbiegebeanspruchung bestätigt werden.

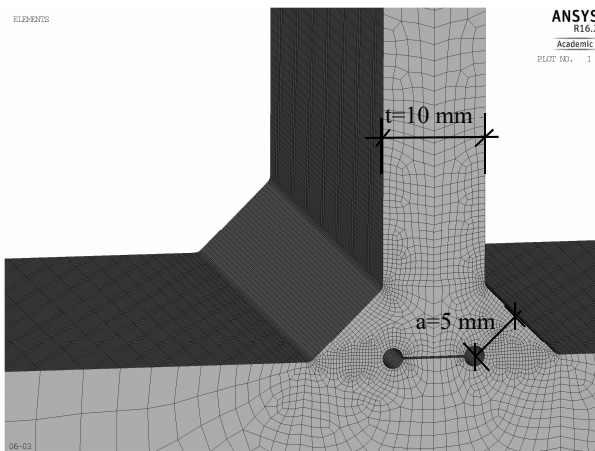


Bild 10-39: Detailansicht des FE-Netzes

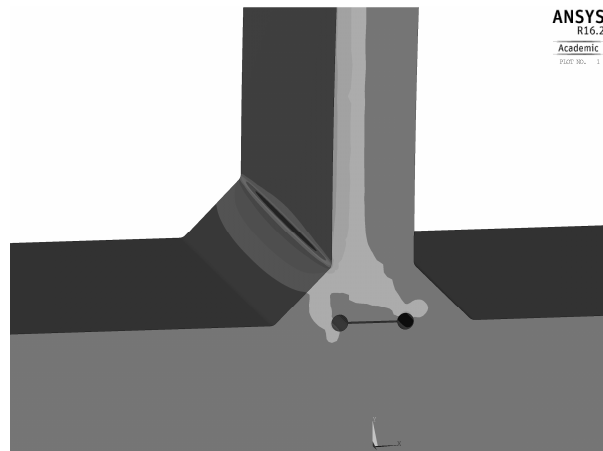


Bild 10-40: Qualitative Darstellung der Stegnormalspannung σ_z

Tabelle 10-21: Parameterstudie zur Bestimmung des Blechdickeneffekts

Serie	t_{steg} [mm]							
	5	10	15	20	25	30	35	40
W_z [mm ³]	250	1.000	2.250	4.000	6.250	9.000	12.250	16.000
M_x [Nmm]	193.000	193.000	193.000	193.000	193.000	193.000	193.000	193.000
$\sigma_{z,\text{nom}}$ [N/mm ²]	772,0	193,0	85,8	48,3	30,9	21,4	15,8	12,1
$\sigma_{z,\text{num}}$ [N/mm ²]	956,1	286,0	146,2	98,4	76,9	66,1	58,9	52,9
$K_{t,z}$	1,24	1,48	1,70	2,04	2,49	3,08	3,74	4,38
$1 / K_{t,z}$	0,81	0,67	0,59	0,49	0,40	0,32	0,27	0,23
Verschiebung um Δy (25 mm)	1,41	1,27	1,18	1,09	1,00	0,92	0,87	0,83

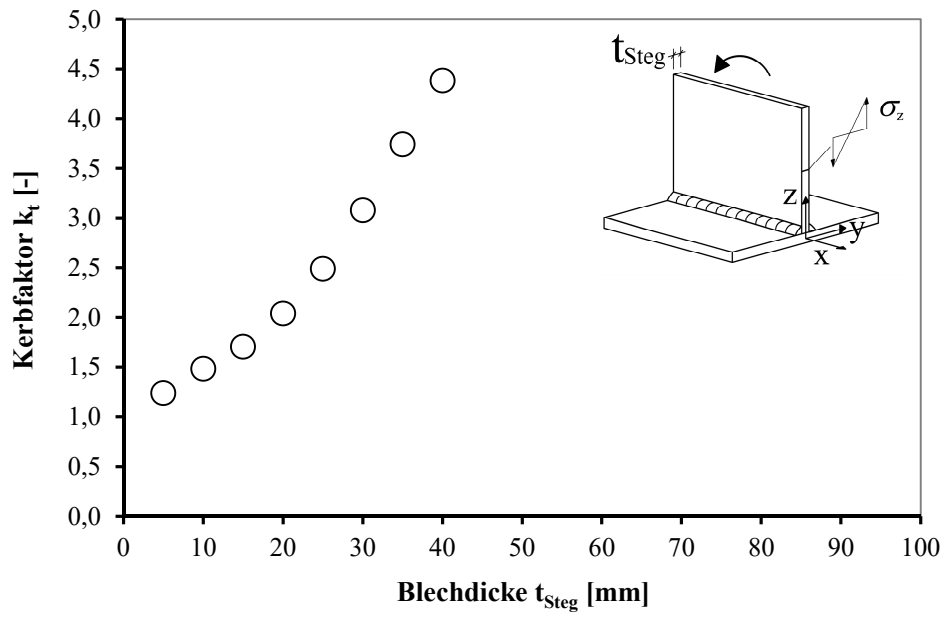


Bild 10-41: Numerisch ermittelter Kerbfaktor k_t an Stegnormalspannung σ_z

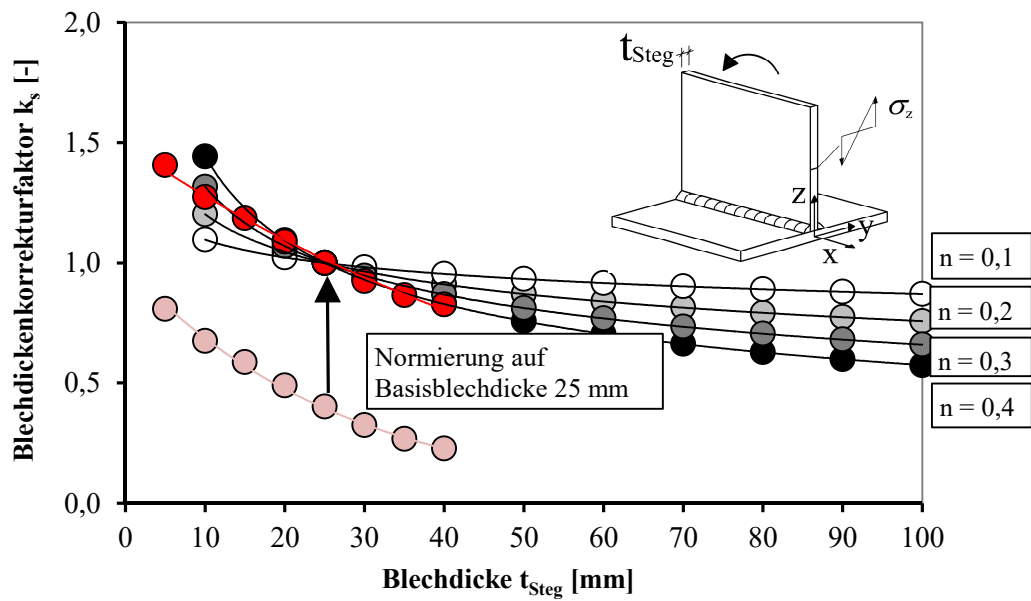


Bild 10-42: Rückrechnung auf Blechdickenkorrekturfaktor k_s anhand der Stegnormalspannung σ_z

10.4.8 Übertragung der Ergebnisse auf praxisübliche HY-Nähte

Am Kerbspannungsmodell wurden weiterführende Untersuchungen zur Nahtgeometrie durchgeführt. Die aus den Makroschliffen, entsprechend Bild 11-38, entnommenen Mittelwerte sind in Tabelle 10-22 enthalten.

Tabelle 10-22: Geometrieigenschaften der Halskehlnähte an den Rissstellen

Prüfkörper	Innennaht			Außennaht		
	Kehlnahtdicke		Einbrandtiefe	Kehlnahtdicke		Einbrandtiefe
	a_i (45°) [mm]	a_i (Bruchwinkel) [mm]	e_i [mm]	a_a (45°) [mm]	a_a (Bruchwinkel) [mm]	e_a [mm]
T1	7,0	6,9 (60°)	3,0	8,2	-	0,2
T2	7,9	6,6 (86°WEZ)	3,6	8,3	-	1,1
T3	5,8	5,4 (50°)	3,1	7,9	-	0,7
T4	5,8	5,5 (62°)	0,4	8,9	-	0,4
MW	6,6	6,1	2,5	8,3	-	0,6

Für die Praxis ist die Ausführung als HY-Naht auf der innenliegenden Brückenseite von großem Interesse, da das Schweißgut bei realen Blechdicken von 30er-Stegblechdicke und 100er Fahrbahnblech und dem innenseitigen Öffnungswinkel von 115° stark verläuft, wird durch die ausführenden Unternehmen auf Brückeninnenseite eine HY-Naht bevorzugt. Aus diesem Grund wurden auch die in Abschnitt 10.3 beschriebenen Kleinprüfkörper mit realen Blechdicken so geschweißt, siehe Bild 10-9.

Bild 10-43 zeigt das erzeugte Modell und das FE-Netz unter Annahme einer geometrisch idealen HY-Naht mit $a = 5$ mm auf Brückeninnenseite und außenseitig einer Kehlnaht mit Kehlnahtdicke $a = 5$ mm.

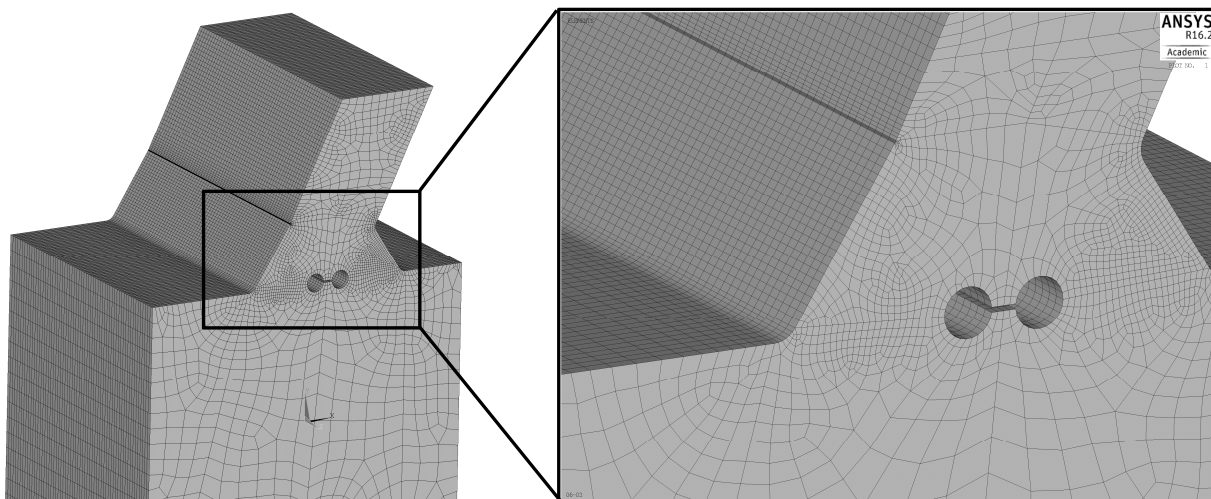


Bild 10-43: Modellierung des Stegbiegeanschlusses mit HY-Naht auf Brückeninnenseite und Kehlnaht auf Brückenaußenseite

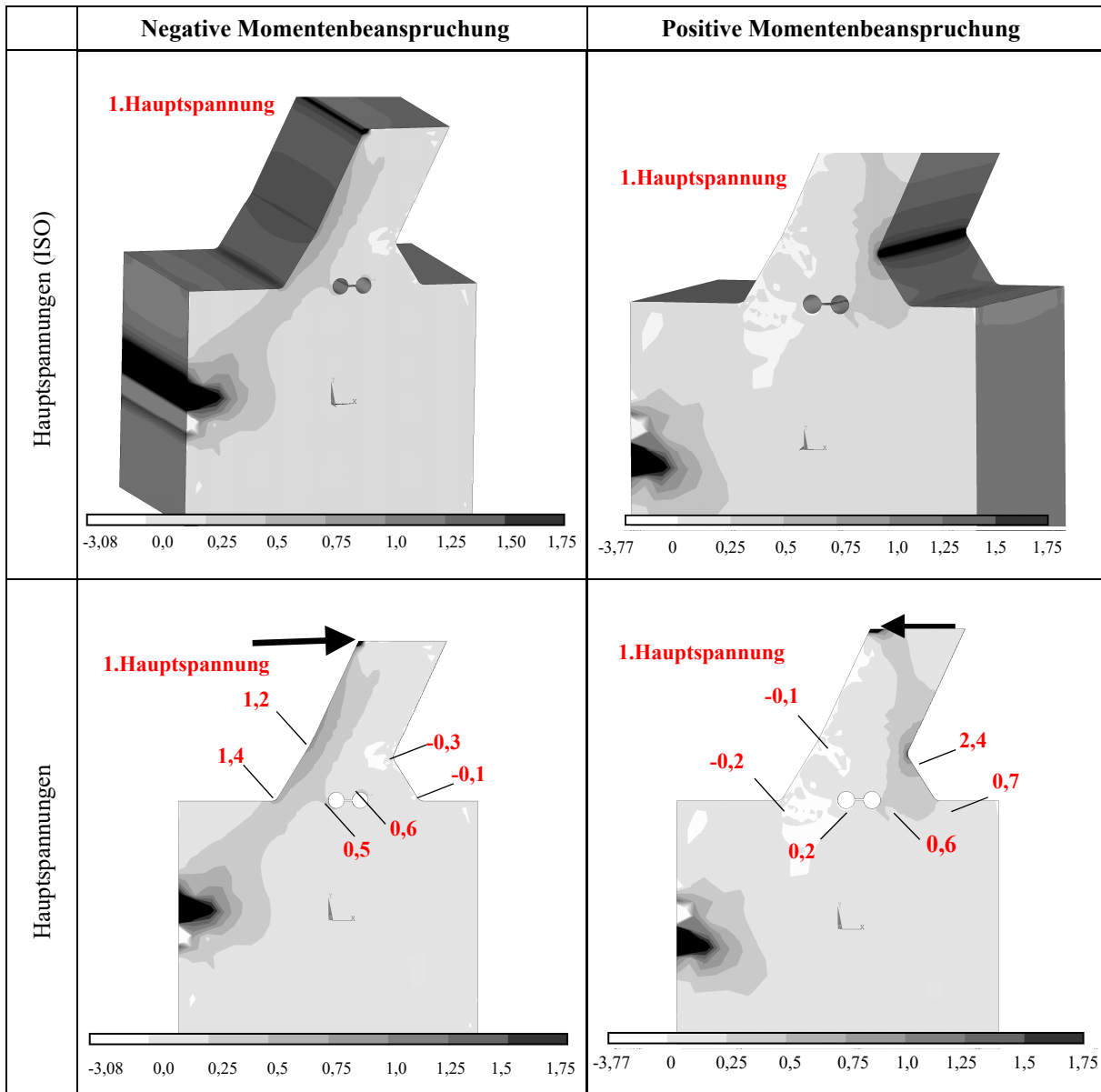
Tabelle 10-23 fasst die Hauptspannungsdarstellung der Kerbspannungen für die Einheitsmomentenbeanspruchung mit Randspannungsverhältnis $\psi = -1,0$ zusammen. Die linke Spalte zeigt den kombinierten Anschluss (Brückenninnenseitig HY-Naht, Brückenaußenseitig: Kehlnaht) unter negativer Momentenbeanspruchung; die rechte Spalte unter positiver Momentenbeanspruchung entsprechend der Definition in Bild 10-35.

Unter negativer Momentenbeanspruchung, also Zugbiegebeanspruchung entlang der Brückeninnenseite, zeichnet sich deutlich die höhere Beanspruchung der innenliegenden Nahtübergänge der HY-Naht ab. Mit einem Wert von $\sigma_1 = 1,4$ ergibt sich die höchste Kerbspannung am Nahtübergang zur Fahrbahn. Die beiden Wurzelkerben verhalten sich mit Werten zwischen 0,52 und 0,58 ähnlich kritisch zueinander. Die Kehlnahtübergänge liegen mit Werten zwischen -0,13 und -0,3 im eher unkritischen Druckspannungsbereich.

Bei positiver Momentenbeanspruchung wird deutlich, dass der Kehlnahtübergang zum Steg mit einer Kerbhauptspannung von $\sigma_1 = 2,43$ die geometrisch kritische Kerbe, und gegenüber allen untersuchten Parametern, den kritischsten Fall darstellt. Gefolgt vom unteren Nahtübergang mit einer weitaus unkritischeren Spannung von $\sigma_1 = 0,69$. Auf der druckbiegebeanspruchten Seite zeigt sich die HY-Naht unverändert mit Werten zwischen -0,1 und -0,2. Das Kerbspannungsverhalten bestätigt die korrespondierende Prüfserie S200 mit realen Blechdicken, siehe Abschnitt 10.3.6.1 und Bild 10-15. Alle Prüfkörper dieser Serie versagten am Stegnahtübergang der biegezugbeanspruchten Brückenaußenseite.

Entsprechend den Versuchsergebnissen und deren statistischer Auswertung in Abschnitt 10.3.6 wurde die Ermüdungsfestigkeit der biegebeanspruchten Doppelkehlnaht auf der Brückenaußenseite mit 90 N/mm^2 ermittelt. Da die Nahtgeometrie auf der Außenseite nicht verändert wurde und dem hier aufgeführten Fall entspricht, kann die Festigkeit von 90 N/mm^2 dem Wert 2,43 gleichgesetzt werden. Für die sehr viel kerbweichere Seite ergibt sich aufgrund des ermittelten Kerbfaktors von 1,15 ein sehr viel unkritischerer Kerbfall. Dieser sollte allerdings anhand von Versuchsserien bestätigt werden.

Tabelle 10-23: Vergleich der ersten Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und HY-Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)



Die folgenden Kerbspannungsdarstellungen zeigen das Verhalten bei Realisierung von HY-Nähten unter den in den Trogbriickenversuchen gemessenen Spannungszuständen, entsprechend der Beanspruchung in Bild 10-37 und Bild 10-38.

Die Modellierung des ausgesteiften Stegquerschnitts in Bild 10-44 zeigt, dass die geometrischen Kerben stark miteinander konkurrieren. Sowohl der obere als auch der untere HY-Nahtübergang sind mit Hauptspannungen von 133,3 und 183,5 N/mm² ähnlich groß, wobei der untere Nahtübergang insgesamt die größte Beanspruchung zeigt. Gefolgt von der HY-Naht-Wurzel mit 162 N/mm² liegen diese nur ca. 13 % auseinander. Auch die Wurzel der Kehlnaht liegt mit 144 N/mm² in einem ähnlichen Kerbspannungsbereich. Gegenüber der innenliegenden Kehlnaht in Bild 10-37 fällt die Verlagerung der Beanspruchung in den unteren Nahtübergangsbereich auf. Dieser war bei der Modellierung in Bild 10-37 überhaupt nicht auffällig.

Insgesamt zeigt sich gegenüber Bild 10-37 durch die Anwendung der innenliegenden HY-Naht ein Rückgang der Kerbspannungen auf knapp 59% an der Wurzel und bis 46 % am oberen Nahtübergang der HY-Naht.

Für die Modellierung der Beanspruchung des unausgesteiften Stegquerschnitts mit innenliegender HY-Naht in Bild 10-45 zeigt sich eine ähnliche Spannungsverteilung. Auch hier beschreibt der untere HY-Nahtübergang zum Fahrbahnblech das Kerbspannungsmaximum mit 158 N/mm^2 , gefolgt vom oberen HY-Nahtübergang mit $130,6 \text{ N/mm}^2$. Die HY-Nahtwurzel ist weniger kritisch als bei dem ausgesteiften Stegspannungsverlauf und entspricht einer Kerbspannung von 60 N/mm^2 . Ähnlich unkritisch zeigt sich die Kehlnahtwurzel mit einem Wert von 67 N/mm^2 .

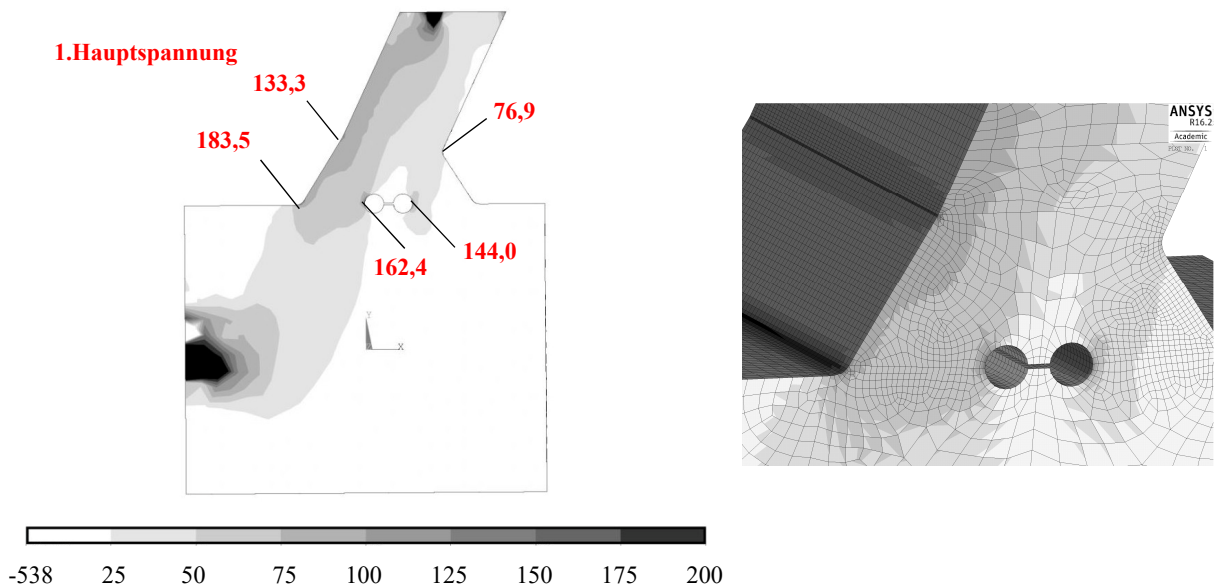


Bild 10-44: Kerbspannungen in Form der 1. Hauptspannungen infolge der aufgebrachtten Spannungsverteilung aus dem Bereich des ausgesteiften Stegquerschnitts des Trogbrückenversuchs

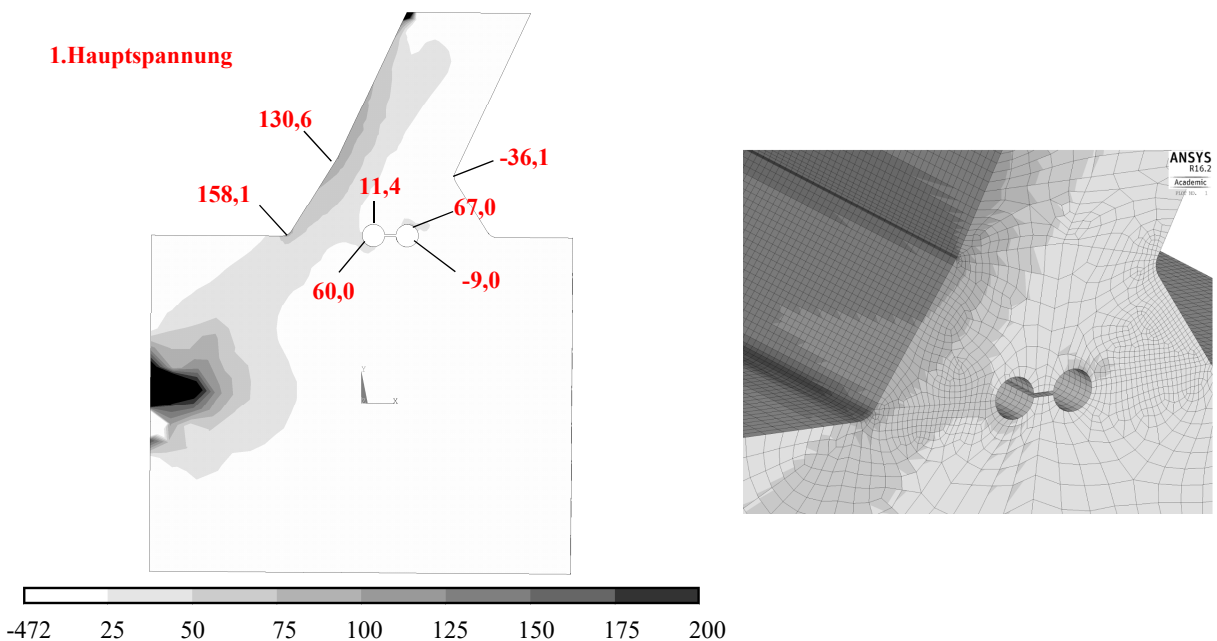


Bild 10-45: Kerbspannungen in Form der 1. Hauptspannungen infolge der aufgebrachtten Spannungsverteilung aus dem Bereich des unausgesteiften Stegquerschnitts des Trogbrückenversuchs

10.5 Vorschlag für die Aufnahme querbiegebeanspruchter Schweißnähte in DIN EN 1993-1-9 [28]

10.5.1 Gültigkeitsbereich und Grundlegendes

Nachfolgend sind die Ergebnisse der experimentellen und numerischen Untersuchungen an Kleinprüfkörpern ausgewertet und in Form eines Normenvorschlags zur Anwendung des Konstruktionsdetails mit Nennspannungskonzept in Kerbfallgruppen überführt. Dabei verhalten sich die einzelnen vorgeschlagenen Bemessungswöhlerlinien in Anlehnung an DIN EN 1993-1-9 [28] mit einer Wöhlerlinienneigung von $m = 3$ für geschweißte Details bis zu 5×10^6 Schwingspielen und werden dann mit $m = 5$ fortgeführt bis zum Schwellenwert bei 1×10^9 Spannungsschwingspielen.

In Abhängigkeit der Momentenbeanspruchung und des Spannungsverhältnisses auf die unterschiedlichen Nahtarten sind die folgenden Vorschläge für einen Winkel $\alpha = 65^\circ$ entstanden und liegen im Bereich zwischen $65^\circ \leq \alpha \leq 115^\circ$ auf der sicheren Seite.

Im Hinblick auf die Ergebnisse aus Kuhlmann et al. [86] und Kuhlmann et al. [88] an senkrecht zum Untergurt biegebeanspruchten doppelseitig angeschlossenen Stegblech mit einer empfohlenen Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ von 115 N/mm^2 , erscheint der Vorschlag der Kerbfälle mit schrägen Blechen auf der sicheren Seite liegend für senkrechte Anschlüsse.

Prinzipiell konnte sowohl durch die durchgeführten Kleinversuchsserien als auch durch die numerische Parameterstudie ein Maßstabeffekt in Abhängigkeit der Blechdicke für dieses biegebeanspruchte Konstruktionsdetail identifiziert werden (Abschnitt 10.3.6.1 bzw. 10.4.7). Der Exponent wurde zu 0,37 bestimmt, so dass der Vorschlag auf der sicheren Seite liegend einen Exponenten von 0,4 berücksichtigt. Dieser ist für alle hier vorgeschlagenen Konstruktionsdetails der Blechdickeneffekt mit dem Blechdickenkorrekturfaktors k_s nach Gleichung (10.11) für Blechdicken $t > 25 \text{ mm}$ zu berücksichtigen. Wie in Abschnitt 4.3.2 erläutert, reduziert sich die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{C,red}$ in Bezug zum Referenzblech ($t = 25 \text{ mm}$), so dass für größere Basisblechdicken geringere Ermüdungsfestigkeiten nach Gleichung (10.10) erreicht werden.

$$\Delta\sigma_{C,red} = k_s \Delta\sigma_C \quad (10.10)$$

$$k_s = (25/t)^{0,4} \quad \text{für } t > 25 \text{ mm} \quad (10.11)$$

Durch die Einhaltung des Nahtdickenkriteriums $a \geq 0,4 t$ wird ein Schweißnahtwurzelversagen ausgeschlossen. Ist dieses Kriterium nicht eingehalten, muss ein mögliches Schweißnahtwurzelversagen entsprechend dem Kerbdetail 36* des auf Zug belasteten geschweißten Stoßes in DIN EN 1993-1-9 [28] (Tab. 8.5, Detail Nr.3) überprüft werden.

10.5.2 Vorschlag für querbiegebeanspruchte Doppelkehlnähte

Anschluss mit **Doppelkehlnaht** bei schrägem Stegblech unter Querbiegung:

- Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ des Konstruktionsdetails „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ am schrägen Blech infolge einer **positiven Momentenbeanspruchung** ($R=0,1$), bestimmt durch Nahtübergangsversagen, konnte durch die Kleinversuchsserie zu 90 N/mm^2 bei 2×10^6 Schwingspielen quantifiziert werden.

- Durch eine weitere Kleinprüfserie mit **negativer Momentenbeanspruchung** ($R=0,1$) geringer Stichprobengröße konnte gezeigt werden, dass die innenliegenden zugbeanspruchten Kehlnahtübergänge aufgrund der weicheren Kerbübergänge ein gutmütigeres Ermüdungsverhalten aufweisen, als die außenliegenden Nahtübergänge im Fall a). Dieses Verhalten konnte durch numerische Kerbspannungsmodellierung, siehe Tabelle 10-20, bestätigt werden. Die Untersuchungen führen insgesamt, gegenüber der positiven Momentenbeanspruchung zu einer, um eine Kerbgruppe verbesserten Einstufung und somit zu $\Delta\sigma_C = 100 \text{ N/mm}^2$.

Aufgrund von Vereinfachungen wird dennoch für beide Beanspruchungsrichtungen der gleiche Kerbfall im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagen, um Verwechslungsfehler auszuschließen und sich auf der sicheren Seite zu bewegen.

Der konkrete Vorschlag für prEN 1993-2 [128], wie in Bild 10-46 dargestellt, ergab sich in enger Abstimmung mit den entsprechenden Gremien. So wird nochmals explizit darauf hingewiesen, dass es sich bei der Beanspruchung des Stegs um Normalspannungen aus einer reinen Biegebeanspruchung um die schwache Blechachse handelt. Die Ermittlung der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ erfolgt am Grundblech des Stegs.

Die Berücksichtigung des Blechdickeneffekts findet durch die Spannungsmodifizierung auf der Widerstandsseite unter Anwendung des Blechdickenkorrekturfaktors k_s statt.

Beträgt die Nahtdicke am nachzuweisenden Steganschluss $a \leq 0,4 t$ muss darüber hinaus ein Wurzelversagen des Anschlusses entsprechend Tabelle 10.6 in EN 1993-1-9 überprüft [28] werden.

Kerbfall	Konstruktionsdetail	Symbol	Beschreibung	Anforderungen ^{a), b), c)}
90	<p>Legende 1 reine Stegbiegung Z Detail</p>		<p>① Stege, die durch Normalspannung aus reiner Stegbiegung beansprucht werden</p> <ul style="list-style-type: none"> - mit Nahtübergangsversagen (siehe b)) - Stegblechwinkel zwischen $65^\circ \leq \alpha \leq 115^\circ$ 	Die Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ sollte am Grundblech des Steges bestimmt werden.
a)	Der Blechdickeneffekt für $t > 25 \text{ mm}$ sollte mittels Spannungsmodifizierung mit $k_s = (25/t)^{0,4}$ berücksichtigt werden. Dabei ist t die Stegblechdicke in mm.			
b)	Für nicht durchgeschweißte Stumpfnähte oder Kehlnähte mit Nahtdicken $a > 0,4 t$ tritt Schweißnahtübergangsversagen entsprechend ① auf. Für kleinere Nahtdicken ist ein Wurzelversagen gemäß Tabelle 10.6 in EN 1993-1-9 zu berücksichtigen.			
c)	Die Ermüdungsfestigkeitskurve ist nicht anwendbar für Lastwechselzahlen unterhalb von 75.000.			

Bild 10-46: Einstufungsvorschlag für prEN 1993-2 [128] für das Konstruktionsdetail „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ in enger Abstimmung mit dem entsprechenden Gremium

11 Trogbrückenversuche

11.1 Fragestellung und Versuchsplanung

Für die Untersuchungen wurden im Rahmen des Forschungsprojekts P978 [91] vier großformatige Trogbrückenkörper von verschiedenen Stahlbrückenfertigern für die Identifizierung der ermüdungskritischen Details unter realitätsnaher Beanspruchung zur Verfügung gestellt.

Die Dimensionierung der Trogbrücken erfolgte auf Basis des Referenzbauwerks (siehe Abschnitt 9.5) und in Abstimmung mit den Prüfkapazitäten der *Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart*. Die Brücke wurde auf einen Maßstab von 1:3 skaliert und anhand eines parametrisierten Finite-Elemente Modells [150] wurden elastische Berechnungen und die Ausnutzung der verschiedenen Kerbdetails überprüft und festgelegt. Steifenabstände und Blechdicken wurden so aufeinander abgestimmt, dass insbesondere der Effekt der Stegbiegung verstärkt wurde. So wurde der Steifenabstand in Feldmitte mit 750 mm großzügig gewählt, um hohe Querbiegespannungen zu erzeugen.

Um ein Versagen deutlich unterhalb von zwei Millionen Schwingspielen zu erzeugen, mussten die Kerbdetails ein Vielfaches der Bemessungsbeanspruchung erfahren. Die Rückrechnung auf die Spannungsschwingbreiten der einzelnen Details anhand der 50 % Regressionsgeraden bei einer Schwingspielzahl von 500.000 lieferte die erforderliche Prüfbeanspruchung. Die Erläuterungen zur Dimensionierung sind ausführlich im Projektschlussbericht zu P978 [91] beschrieben.

Anhang E enthält die Dokumentation dieser Trogbrückenversuchsreihe. Unter anderem finden sich dort Fertigungspläne der Versuchskörper, Zeichnungen zur Lage der DMS sowie Zeichnungen zum Versuchsaufbau. Des Weiteren enthält Anhang E die Materialkennwerte der verwendeten Bleche, die Ergebnisse der Ermüdungsversuche und die Dehnungsverläufe der statischen und dynamischen Versuchsdurchführung.

Bild 11-1 zeigt exemplarisch den Querschnitt des Trogbrückenversuchs in Feldmitte. Die korrespondierenden Querschnittswerte sind in Tabelle 11-1 zusammengefasst.

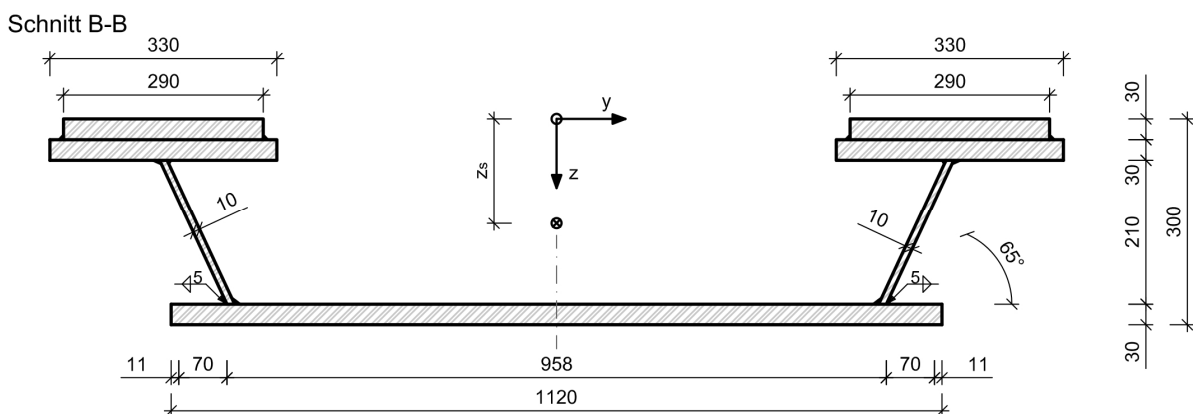


Bild 11-1: Querschnittsabmessungen des Trogbrückenversuchs in Feldmitte in [mm]

Tabelle 11-1: Querschnittswerte des Trogbrückenversuchs

Querschnittsfläche und Schwerpunktlage		Trägheits- und Widerstandsmomente			
A [cm ²]	754,08	I _z [cm ⁴]	117.045	I _{t,St.Ven.} [cm ⁴]	2.041,41
y _s [cm]	0,00	I _y [cm ⁴]	1.722.150	I _{t,Bredt.} [cm ⁴]	2.838,38
z _s [cm]	15,23	W _{z,max} [cm ³]	7.927	I _{t,s.} [cm ⁴]	149.587,00
		W _{z,min} [cm ³]	-7.683	I _{o,S} [cm ⁶]	1,59712*10 ⁹
		W _{y,max} [cm ³]	23.385,8	I _{o,M} [cm ⁶]	1,84554*10 ⁸
		W _{y,min} [cm ³]	-23.385,8		

Zum Prüfen des Trogbrückenversuchs standen ein bis maximal zwei Prüfzylinder zur Verfügung, so dass die Last möglichst entsprechend der Beanspruchung einer realen Eisenbahnbrücke verteilt werden musste. Zur Erreichung einer realitätsnahen Beanspruchung wurde die Lastverteilung mit einem Schotterbett und Quer- und Längsverteilungsträgern realisiert. Ebenso wie die Trogbrückenversuchskörper in einem Maßstab 1:3 gefertigt wurden, wurde das Schotterbett zur Lasteinleitung auch im Maßstab 1:3 nachgebildet. Dazu wurde Granitschotter mit einer Körnung 16-22 mm in den Trog gefüllt und ausreichend verdichtet, so dass sich kaum Setzungen während der dynamischen Versuchsdurchführung ergaben. Im Vorfeld wurde das Verhalten des Schotters unter dynamischer Beanspruchung mit unterschiedlicher Prüfgeschwindigkeit innerhalb eines Vorversuchs auf dem Nutentisch geprüft.

11.2 Verwendetes Material und Herstellung der Versuchskörper

Die verwendeten Bleche für die großformatigen Trogbrückenversuche stammen aus Materialspenden verschiedener Firmen. In Tabelle 11-2 sind die Materialeigenschaften entsprechend des Abnahmeprüfzeugnisses (APZ) 3.1 der verwendeten Bleche angegeben.

Aufgrund der vier verschiedenen Hersteller gab es fertigungsbedingte Unterschiede bei der Herstellung der Trogbrückenversuche. Hauptsächlich unterschieden sich die Trogbrücken in der Ausführung der Schweißnähte und Schweißfolge. Bild 11-2 zeigt die Position der Trogbrücke beim Einschweißen der Quersteifen an den Obergurt in Wannenlage.

Tabelle 11-2: Materialeigenschaften der Großversuchsreihe in Abhängigkeit der Blechdicke gemäß APZ 3.1

Blechdicke t [mm]	Stahlgüte und Lieferzustand	f _u [N/mm ²]	f _y [N/mm ²]	A [%]
10 mm	S355J2+N	556	399	31
30 mm	S355 ML Z15	532	427	34
20 mm	S355J2+N	522	387	28



Bild 11-2: Einschweißen der Quersteifen

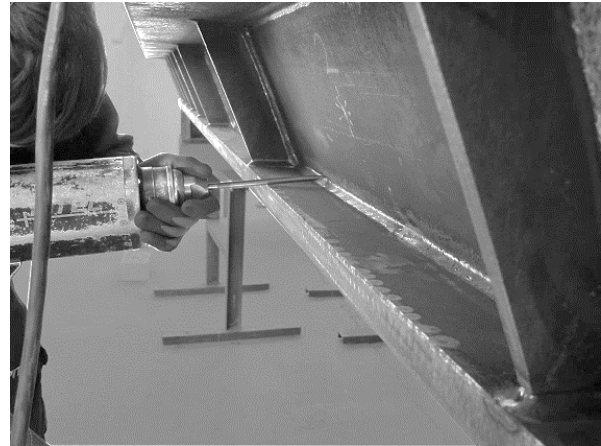


Bild 11-3: Nachbehandlung der Doppelhalskehlnaht

11.3 Nachbehandlung der Trogbriickenversuche

Analog zur HFH-Nachbehandlung der Kleinversuchskörper wurde die Schweißnahtnachbehandlung der Trogbriickenversuche durch die Firma PITEC GmbH durchgeföhrt. Anhand derselben Versuchskörper sollte die Wirksamkeit der PIT-Behandlung am Briickenkörper erfolgen. Um die Wirksamkeit der HFH-Behandlung unabhängig von den jeweiligen Fertigern zu untersuchen, wurden je Trogbriickenversuch die Schweißnähte eines Hauptträgers behandelt und die Schweißnähte des anderen Hauptträgers blieben unbehandelt, entsprechend Bild 11-4.

Die PIT-Nachbehandlung fand unter den für S355 typischen Nachbehandlungsparameter und -bedingungen statt. Analog zur PIT-Nachbehandlung der Trägerversuche in Abschnitt 5.3.4, wurde auch bei den Trogbriickenversuchen der konkave Pin für die Außenkanten der Schweißnähte an der Quersteife benutzt, siehe Bild 5-6. Bild 11-3 zeigt den Einsatz des PIT-Verfahrens an Schweißnahtübergängen eines Hauptträgers.

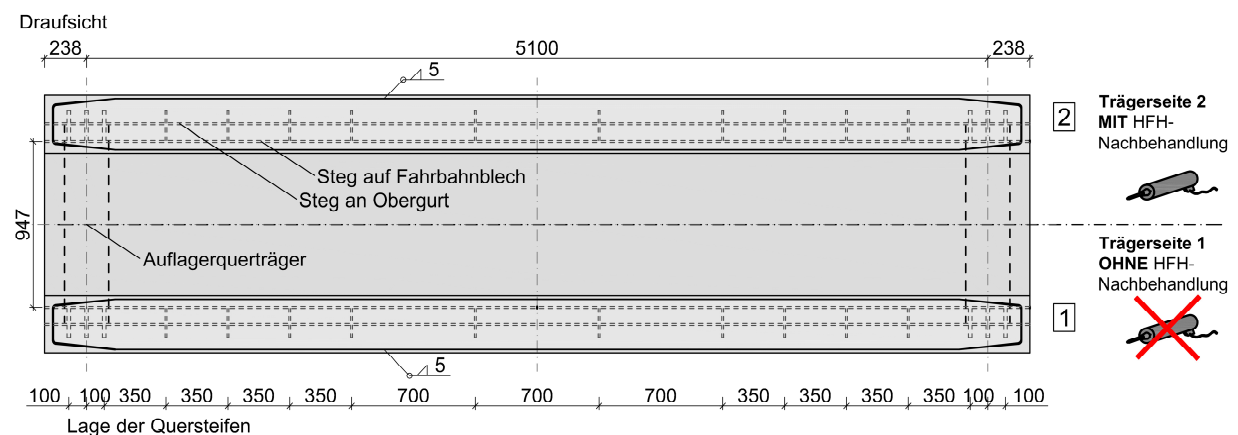


Bild 11-4: Übersicht des Trogbriickenversuchs mit Definition der HFH-behandelten Hauptträgerseite T1 und unbehandelter Hauptträgerseite T2

11.4 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Versuchsaufbau. Ebenso wie die Trägerversuche der vorangegangenen Abschnitte, wurden die Trogbriickenversuche in der *Materialprüfungsanstalt Universität Stuttgart* durchgeföhrt. Der Versuchsaufbau wurde auf dem Spannfeld mit zwei Portalrahmen und einem Querhaupt, an dem die zwei hydraulischen Zylinder befestigt wurden, realisiert. Die zwei Zylinder mit einer dynamischen Prüfkapazität

von jeweils 800 kN konnten so in Brückenlängsrichtung hintereinander ausgerichtet werden. Bild 11-5 zeigt den Versuchsaufbau im Querschnitt und Bild 11-6 zeigt den Längsschnitt.

Unter jedem Prüfzylinder wurde ein steifer Verteilerträger platziert, der die Prüflast in Brückenquerrichtung verteilt. Darunter befanden sich zwei Längsträger, entsprechend einem Gleisaufbau. Unterhalb der Längsträger wurden Holzschwellen zur Verteilung der Last auf den Schotter angeordnet. Der Granit-schotter der Körnung 16-22 mm ermöglichte eine Verteilung der Prüflasten auf eine Länge von 2,5 m in Brückenlängsrichtung, entsprechend den Annahmen zur Lastverteilung nach Klotzinger [81] und [82]. Die Lagerungsbedingungen wurden so gewählt, dass die Lasteinleitung den Fixpunkt darstellt und eine Ausdehnung des Trogbrückenkörpers in Längs- und Querrichtung möglich war. Dies wurde durch die Anordnung von vier Kalottenlagern und verschieblichen Teflonplatten sichergestellt.

In der Isometrie und in der Längsansicht zeigt Bild 11-8 den Versuchsaufbau.

Versuchsdurchführung. Um die zu erwartende Streuung dieser Trogbrückenversuchsserie aufgrund möglicher Unterschiede der einzelnen Brückenfertiger bei der Versuchskörperfertigung zu minimieren, wurde die Prüfung der Serie auf nur ein Lastniveau reduziert. Etwaige Abweichungen der Ermüdungsfestigkeit bzw. Rissbildung sind aufgrund der gleichbleibenden Prüfbedingungen bei der Versuchsdurchführung dann auf Fertigungseinflüsse zurückzuführen.

Das elastische Verhalten des Prüfstücks wurde in Form einer statischen Vorbelastung in Höhe der Prüfoberlast F_0 des dynamischen Versuchs getestet. Ein weiterer Vorteil war die Verdichtung des Schottermaterials, um Setzungen während des Ermüdungsversuchs zu vermeiden.

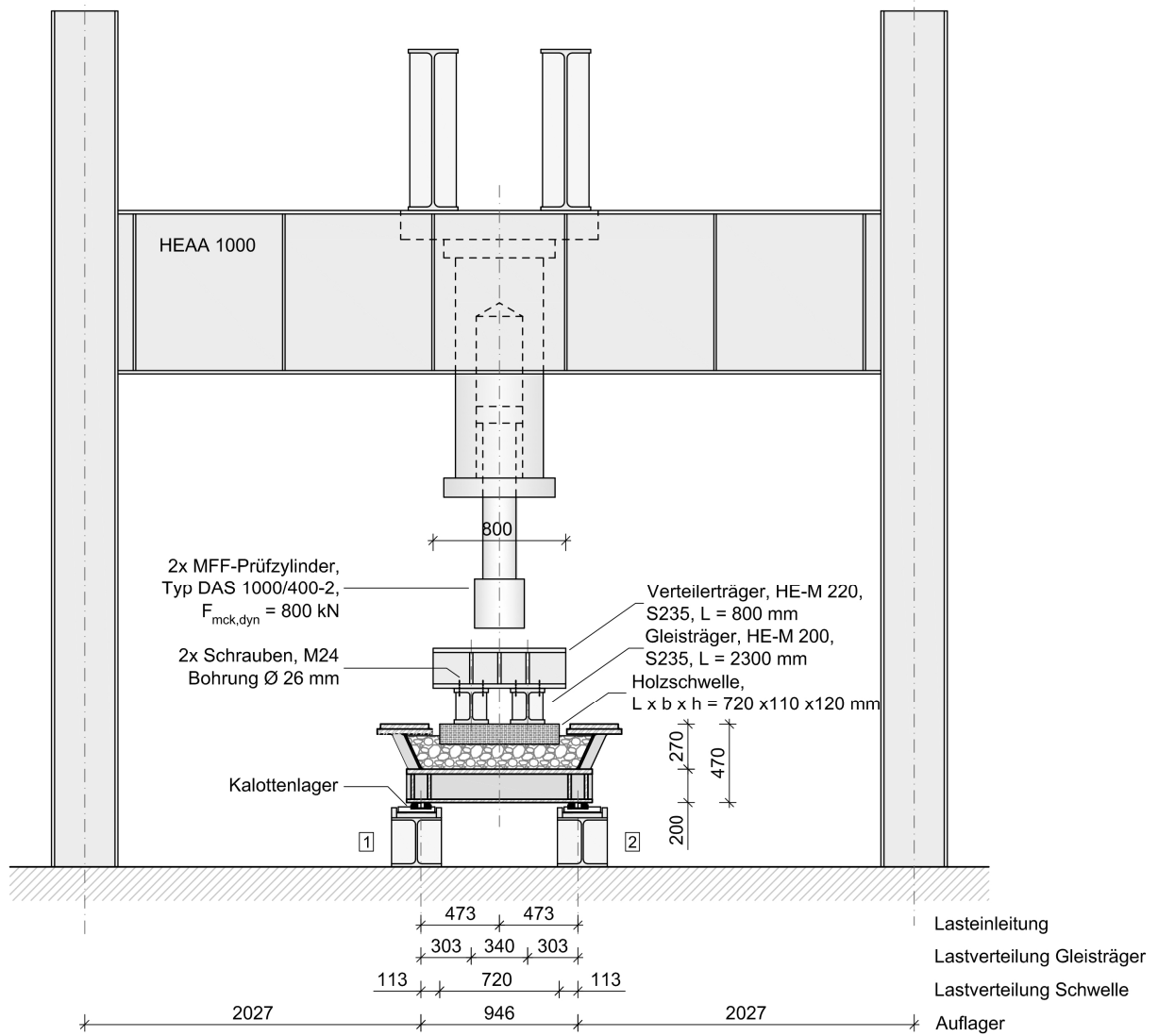


Bild 11-5: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche im Querschnitt; Angaben in [mm]

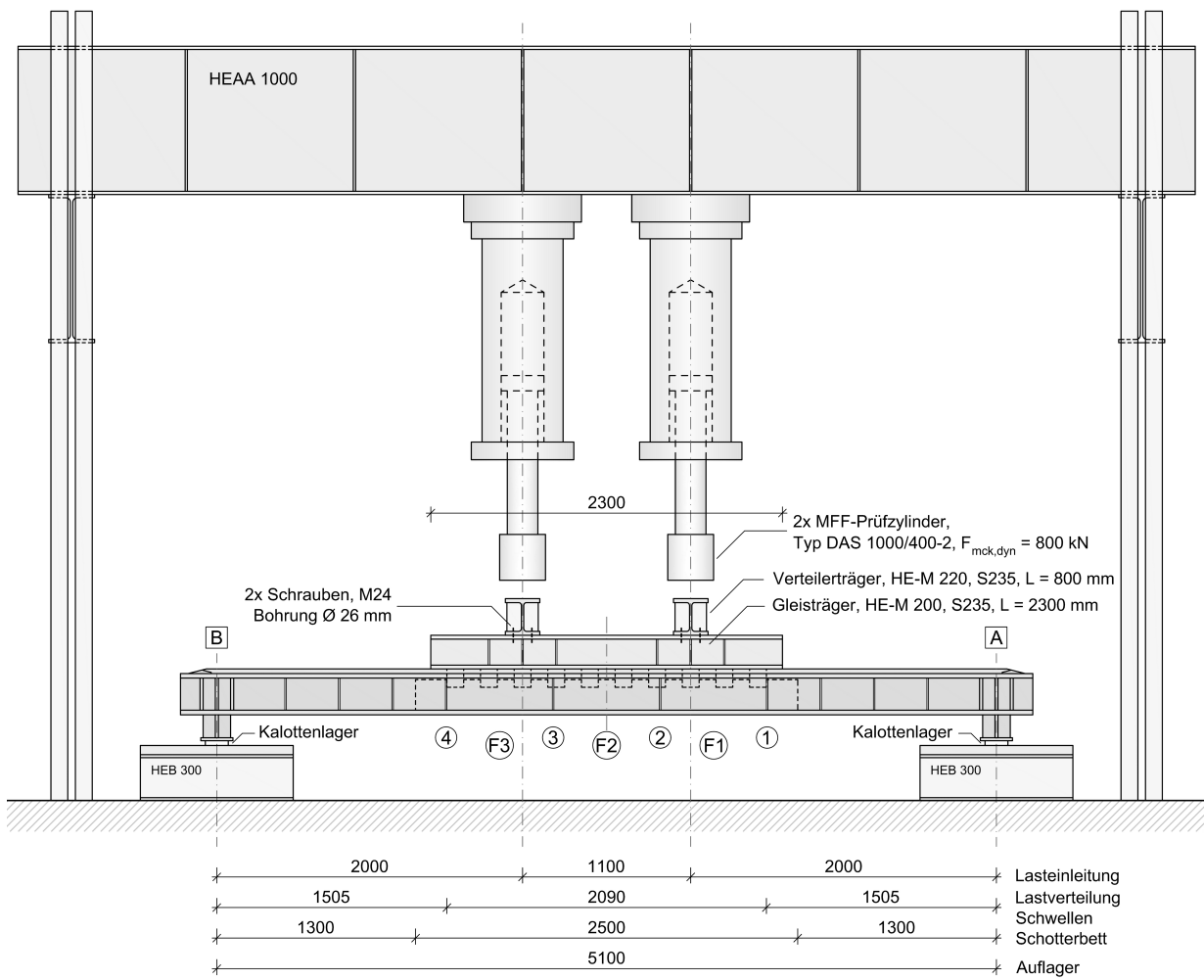


Bild 11-6: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche im Längsschnitt; Angaben in [mm]



Bild 11-7: Versuchsaufbau der Trogbriickenversuche

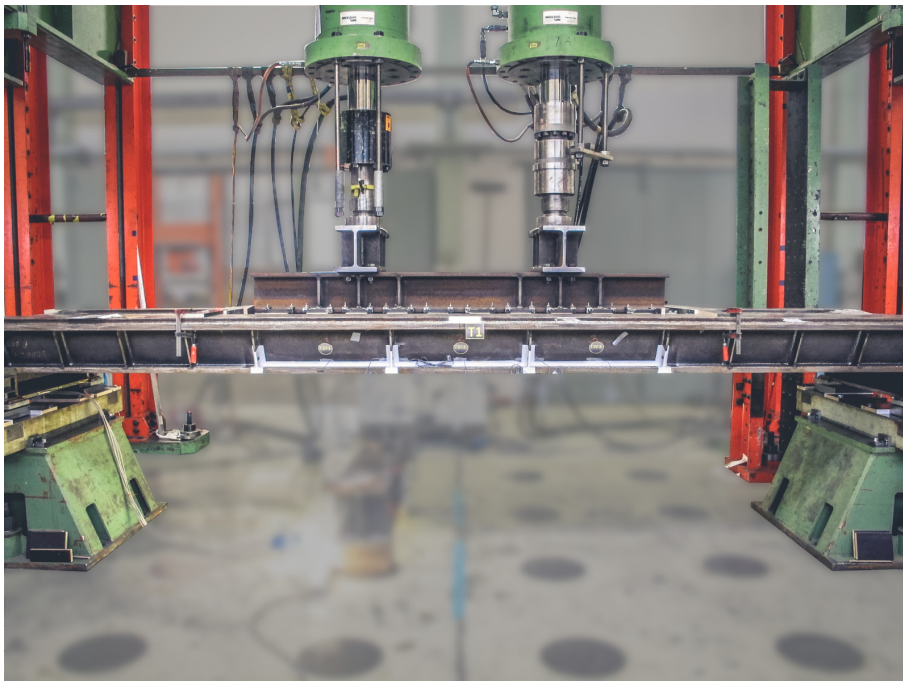


Bild 11-8: Versuchsaufbau der Trogbriickenversuche in der Längsansicht

11.5 Messeinrichtung

Die Trogbriickenversuche wurden mit Dehnmessstreifen (DMS), Dehnmessrosetten (DMR) und Wegaufnehmern (WA) ausgestattet. Bild 11-9 zeigt einen Ausschnitt aus dem Trogbriickenversuchskorper und die Definitionen der Messstellen, wie sie im Folgenden zur Beschreibung der einzelnen Bereiche und Verläufe angewandt werden. Grundsätzlich werden die zwei Trogbriickenhalfen (y) mit 1 und 2 gekennzeichnet. Die Feldnummerierung erfolgt entsprechend der Lage des Auflagers A von 1 bis 3 und

die Steifenummerierung (die 4 maßgebenden Steifen) entsprechend der Lage des Auflagers A von 1 bis 4 (x).

Vor allem die Bereiche um die Quersteifen nahe der Längsnaht sind von großem Interesse, um die ansteigenden Dehnungen für den Kerbfall unbelastete Quersteife zu ermitteln. Auf der Untergurtoberseite wurden nahe den vier maßgebenden Quersteifen lineare Dehnmessstreifen in Brückenlängsrichtung im Abstand von 25 mm zur Schweißnaht angebracht. Diese werden im Folgenden mit *Längsuntergurtdehnung* bezeichnet. Das entspricht der Nachweisstelle der Längsspannung der unbelasteten Quersteife nach Tab 8.4 Kerbdetail 6 entsprechend DIN EN 1993-1-9 [28].

Um Stegbiegeeffekte zu identifizieren, wurden nahe der Steife lineare DMS senkrecht zur Brückenlängsrichtung aufgebracht. Sowohl im Inneren, als auch auf der Außenseite der Brücke wurden DMS entlang der Steghöhe appliziert. Um die Dehnungen in Abhängigkeit der veränderlichen Steifigkeit durch den Steifenquerschnitt beobachten zu können, wurden sowohl nahe der Steife als auch im Feldbereich zwischen den Steifen die Dehnungen am Steg gemessen. Unter dem Begriff *Feldstegdehnung* wird demnach die Stegdehnung in Richtung der Steghöhe (y'), mittig zwischen zwei Quersteifen, im Abstand von 150 mm, bezeichnet. Der Begriff *Steifenstegdehnung* wird eingeführt für die Stegdehnung in Richtung der Steghöhe (y'), im versteiften Bereich 20 mm neben der Quersteife. Da es sich bei der Beanspruchung des Steges um eine Überlagerung aus Biege- und Normalbeanspruchung handelt, wurden zusätzlich zu den DMS auf der Stegblechaußenseite auch im Inneren des Trogbrückenversuchsträgers DMS und DMR aufgebracht. Allerdings wurden die innenliegenden Messkabel durch das innenliegende, belasteten Schotterbett, teilweise beschädigt, so dass die Messungen meist nicht bis zum Ende der Versuchsdurchführung aufgenommen werden konnten.

Globale Dehnungen wurden an der Unterseite des Fahrbahnblechs in Feldmitte in Längs- (ML) und Querrichtung (MQ) der Trogbrücke gemessen.

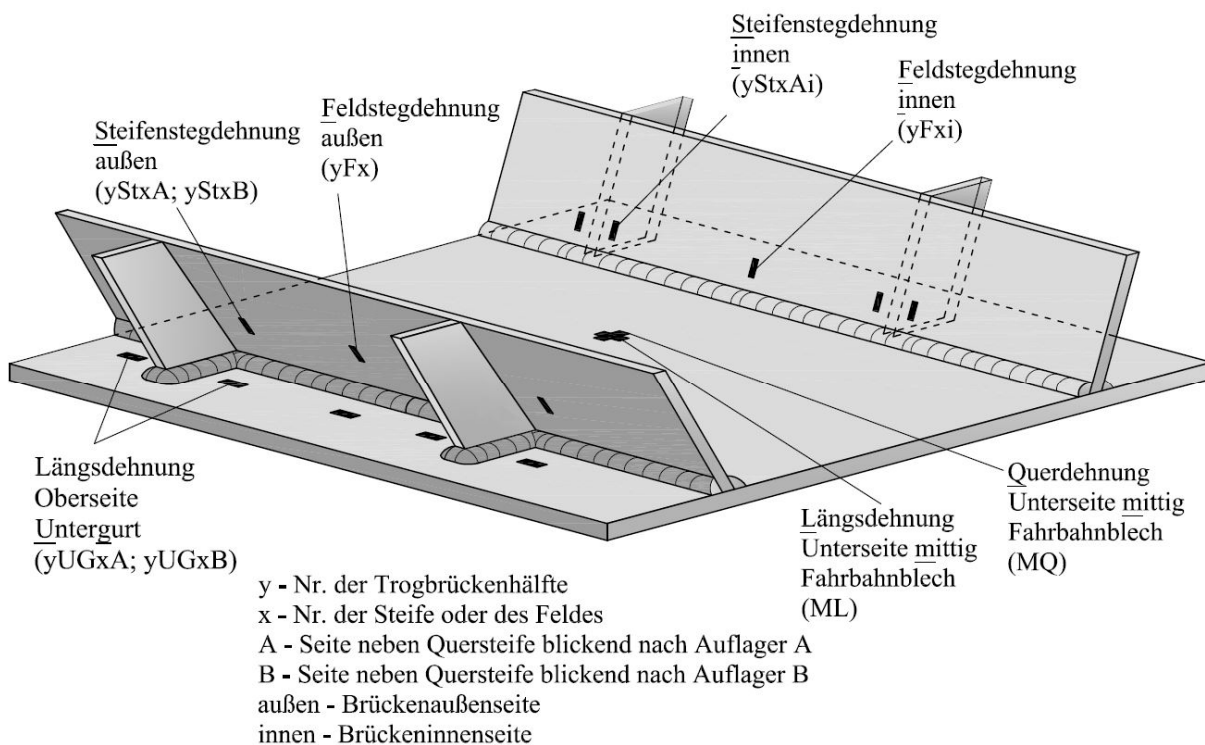


Bild 11-9: Definition und Bezeichnung der Dehnmessstellen im Ausschnitt eines Trogbrückenversuchskörpers

Bild 11-10 zeigt eine aufgeklebte Messrosette an der BriickenauBenseite des Stegs des Trogbriickenversuchs T4. In Bild 11-11 sind die linearen DMS an der BriickenauBenseite am Untergurt und am Steg nahe einer Quersteife des Trogbriickenversuchs T3 dargestellt.



Bild 11-10: DM-Rosette am Trogbriickenversuch T4

Bild 11-11: Lineare DMS am Trogbriickenversuch T3

11.6 Ergebnisse der Trogbriickenversuche

11.6.1 Allgemeines

Die in Tabelle 11-3 zusammengefassten Versuchsergebnisse beziehen sich auf die auf der Oberkante des Fahrbahnblechs gemessene Längsnennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ (siehe Bild 11-9, „Längs UG“), nahe des Risses, siehe Abschnitt 11.6.6. Mit den Gleichungen (11.1) bis (11.7) nach Dally u.a. [11] unter Annahme eines Elastizitätsmoduls von 210.000 N/mm² und einer Querkontraktionszahl von 0,3 ergibt sich die Längsnennspannungsschwingbreite zu ca. 100 N/mm². Auffällig ist die geringe Streubreite der erreichten Schwingspielzahlen der drei Versuchskörper T1, T2 und T3. Lediglich Versuchskörper T4 sticht durch seine ca. 26 % längere Lebensdauer hervor.

Tabelle 11-3: Versuchsergebnisse Trogbriickenversuchsserie

Bezeichnung	Nennspannungsschwingbreite* $\Delta\sigma$ [N/mm]	Erreichte Schwingspielzahl N [-]	Lage des Risses hins. Schweißnahtnachbehandlung (Briickenseite)	Abbruchkriterium (genauere Angaben zu Rissen siehe Abschnitt 11.6.6)
T1	100	1.171.260	unbehandelt	Durchriss bis zum Obergurt
T2	100	1.131.200	HFH-behandelt	Durchriss bis zum Obergurt
T3	100	1.138.390	unbehandelt	Durchriss bis zum Obergurt
T4	100	1.442.930	unbehandelt	Durchriss bis zum Obergurt

*Nennspannungsschwingbreite als Längsspannung auf der Fahrbahnblechoberseite nahe der Rissinitiierung an der Quersteife

$$\sigma_{xx} = \frac{E}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)} \cdot [(1-\nu) \cdot \varepsilon_{xx} + \nu \cdot (\varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz})] \quad (11.1)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{E}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)} \cdot [(1-\nu) \cdot \varepsilon_{yy} + \nu \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{zz})] \quad (11.2)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{E}{(1+\nu) \cdot (1-2\nu)} \cdot [(1-\nu) \cdot \varepsilon_{zz} + \nu \cdot (\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy})] \quad (11.3)$$

$$\tau_{xy} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{xy} \quad (11.4) \quad \tau_{yz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{yz} \quad (11.5)$$

$$\tau_{zx} = \frac{E}{2(1+\nu)} \cdot \gamma_{zx} \quad (11.6) \quad \gamma_{xy} = 2\varepsilon_2 - (\varepsilon_x + \varepsilon_y) \quad (11.7)$$

11.6.2 Globale Tragwirkung

Nachfolgend werden die Dehnungen der globalen DMS dargestellt, deren Lage und Orientierung sind in Bild 11-12 gezeigt. Mit M1 und M2 sind die Messstellen in Feldmitte unterhalb der Stege bezeichnet, die die Längsdehnung an diesen Stellen wiedergeben. MQ und ML bezeichnet die Messstelle in Feldmitte, wobei MQ die Querdehnungen und ML die Längsdehnung aufgenommen hat.

Statisches Verhalten. Das globale elastische Verhalten des Brückenkörpers wurde anhand der Längs- und Querdehnung in Feldmitte an der Unterseite des Fahrbahnblechs bei der statischen Vorbeanspruchung überprüft. Die statische Vorbeanspruchung wurde in verschiedenen Laststufen bis zur Oberlast von 700 kN durchgeführt. Bild 11-13 zeigt das Längsdehnverhalten anhand der DMS M, M1 und M2 und das Querdehnverhalten anhand von DMS MQ

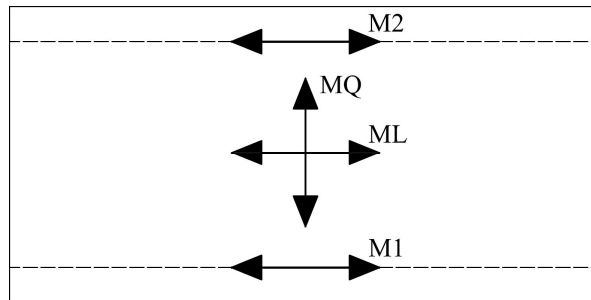


Bild 11-12: Globale DMS in der Draufsicht des schematisch dargestellten Trogbrückenversuchs

unter statischer Vorbeanspruchung am Beispiel des Trogversuchs T4.

Die Längsdehnung in Querschnittmitte erreicht einen Maximalwert von knapp 700 $\mu\text{m}/\text{m}$, die Längsdehnung in Feldmitte, unterhalb der Stege, erreicht knapp 800 $\mu\text{m}/\text{m}$. Die Querdehnung liegt mit einem Maximalwert von 750 $\mu\text{m}/\text{m}$ dazwischen. Ein leichtes Fließverhalten kann anhand des Plateaus erkannt werden, bei Entlastung verlaufen die Längsdehnungen annähernd parallel zur Belastungsgeraden. Die Querdehnung hebt sich durch einen bauchigen Verlauf bei der Entlastung hervor.

Dynamisches Verhalten. Interessant ist der Verlauf der globalen Quer- und Längsdehnungen die in Feldmitte an der Unterkante des Fahrbahnblechs gemessen wurden. Bild 11-14 zeigt die Spannungsschwingbreite auf der primären und die maximal erfassten Dehnungsverläufe auf der sekundären Ordinate. Anhand der Verläufe wird deutlich, dass sich die maximalen Längsdehnungen (ML, M1 und M2) kaum voneinander unterscheiden, die Querdehnung (MQ) in Feldmitte aber hervorsticht. Aufgrund der relativ hohen Mittelspannung in Querrichtung relativiert sich die Querbeanspruchung hinsichtlich der Ermüdung, so dass die Nennspannungsschwingbreite der gezeigten globalen Messstellen bei ca. 250 N/mm^2 liegt. Die Spannungsverhältnisse R , also das Verhältnis der minimalen zur maximalen Spannung der untersuchten Stellen liegen in Längsrichtung zwischen 0,1 und maximal 0,3. Das Spannungsverhältnis der Querbeanspruchung ist mit $R = 0,5$ recht hoch.

In den statischen Vorversuchen und in den ersten Schwingspielen der dynamischen Versuche liegen die Längs- (ML) und Querdehnungen (MQ) in Feldmitte ca. 90 % bis 100 % auseinander. Im Verlauf der ersten tausend Schwingspiele steigt die Querdehnung MQ allmählich an, bis sie die Längsdehnungen um 30 bis 40 % übersteigt.

Dieser Effekt mag an dem orthogonal anisotropen Verhalten in Abhängigkeit der Walzrichtung liegen. In Bild 11-15 sind die statischen den dynamisch gemessenen maximalen Dehnungen zum Zeitpunkt von 700 kN bei statischer und von 500.000 Schwingspielen bei dynamischer Belastung gegenübergestellt. Die statischen Beanspruchungen zeigen in Längs- und Querrichtung geringe Abweichungen zueinander. Unter dynamischer Beanspruchung erweist sich die Querdehnung bei allen Trogversuchen als größte global gemessene Dehnung mit im Mittel 1170 $\mu\text{m}/\text{m}$. Damit ergibt sich das Verhältnis von Quer- zu Längsdehnungen in Querschnittmitte zu 1,33.

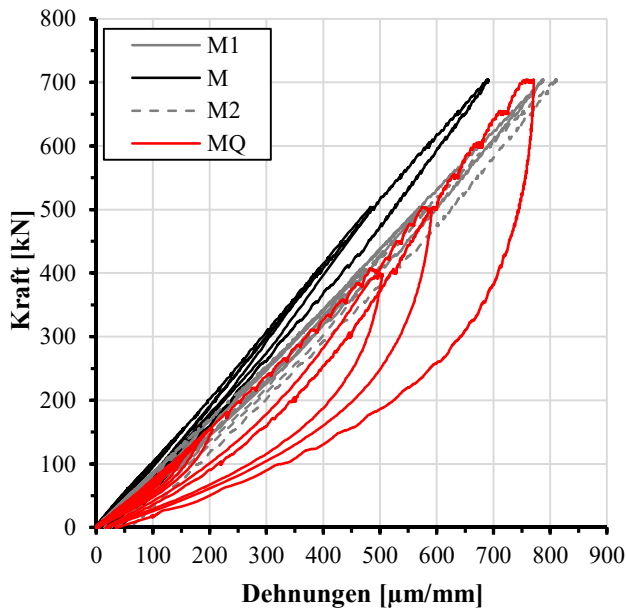


Bild 11-13: Längs- und Querdehnungsverlauf aus der statischen Vorbelastung am Trogbrückenversuch T4

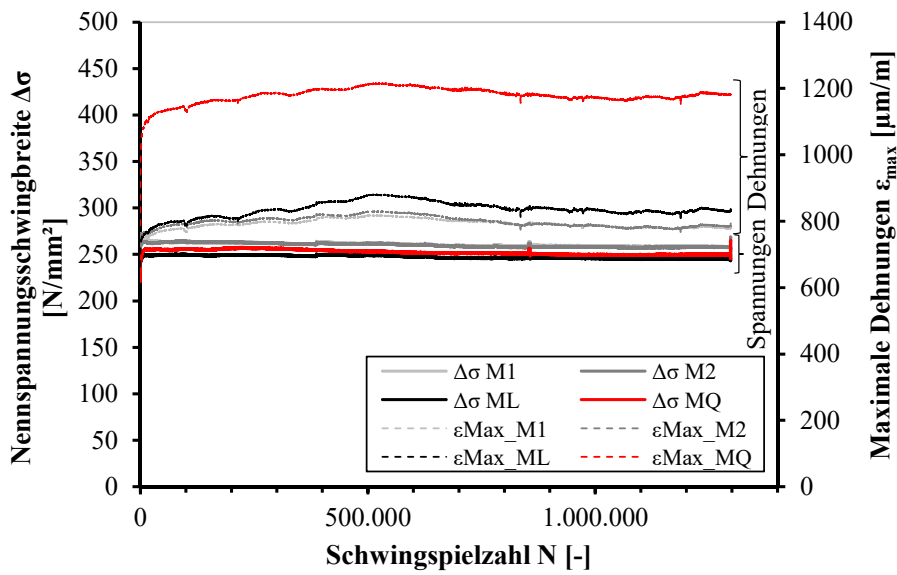


Bild 11-14: Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und maximale Dehnungen ϵ_{max} in Feldmitte

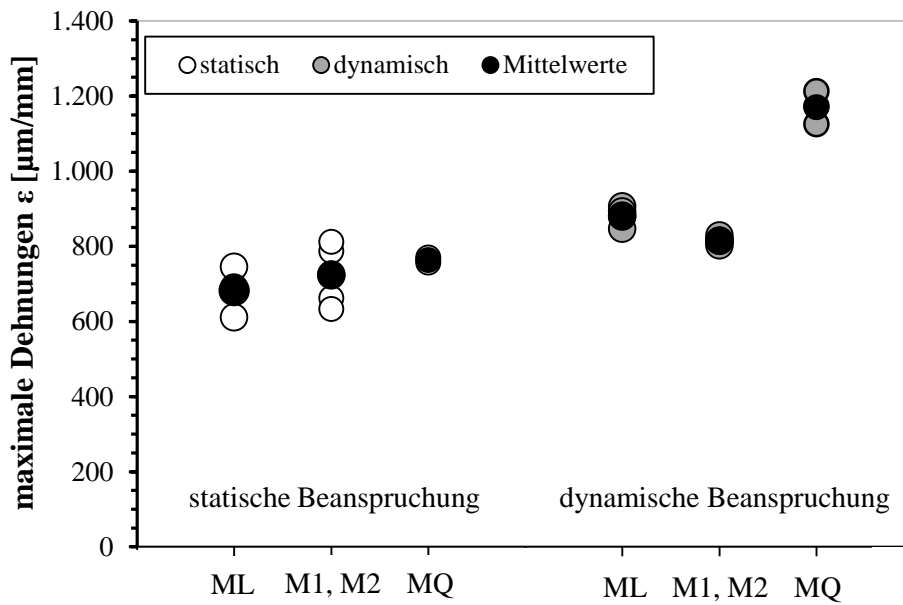


Bild 11-15: Vergleich der statischen und dynamischen Längs- (ML)- und Querdehnungen (MQ), sowie der Längsdehnungen unter den Stegen (M1 und M2)

11.6.3 Dehnungen auf der Untergurtoberseite

Im Folgenden werden die Spannungen auf der Fahrbahnplatten-Oberseite auf Höhe der Quersteifenschweißnähte mittels Stabstatik ermittelt und mit den gemessenen Dehnungen bzw. daraus berechneten Spannungen nach Gl. (11.1) bis (11.3) verglichen.

Unter Annahme einer Streckenlast mit 2,3 m von $q = 609 \text{ kN/m}^2$ ergibt sich ein Feldmoment zu $M_{\text{Feld}} = 1387 \text{ kNm}$. Mit den Querschnittswerten aus Tabelle 11-1 ergibt sich auf Höhe der Quersteifenschweißnaht am Fahrbahnblech ein Widerstandsmoment zu $W_y = 9955 \text{ cm}^3$. Daraus resultiert eine Spannung mittels Stabstatik infolge der Streckenlast von $\sigma_{\text{QS}} = 140 \text{ N/mm}^2$. Das entspricht einer Längsdehnung von ca. 663 µm/mm .

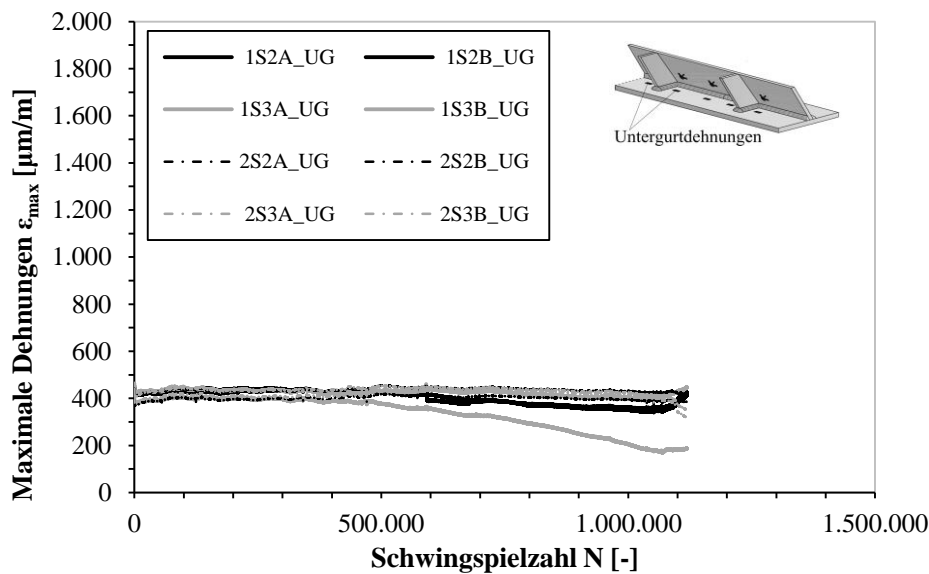


Bild 11-16: Längsdehnungen auf der Untergurtoberseite entlang der Halsnaht entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbrückenversuchs T2

Wie Bild 11-16 zeigt, liegen die gemessenen Spannungen bzw. Dehnungen mit ca. $400 \mu\text{m/m}$ bzw. $11,0$ bis $10,0 \text{ kN/cm}^2$ 40% unter den mittels Stabstatik ermittelten Werten. Mittels Stabstatik können die lokalen Effekte nicht abgedeckt werden. Eine Erklärung für den Dehnungsabfall aufgrund lokaler Effekte in unmittelbarer Steifennähe kann Abschnitt 11.11.5.2 entnommen werden. Der Vergleich der Dehnungen anhand Bild 11-63 zeigt, dass die Stabstatik für den Bereich zwischen den Steifen jedoch Ergebnisse liefert, die auf der sicheren Seite liegen.

Ebenso wie in Abschnitt 11.6.4 zeigt sich bei den Zugspannungen an der Fahrbahnplattenoberseite in Steifennähe, vgl. Bild 11-16, dass durch das Höherfrequente Hämmern die Rissinitiierung an den Schweißnahtübergängen verzögert wurde und auf der HFH-behandelten Trägerseite T2 (mit HFH-Behandlung gestrichelt: 2S2A_UG, 2S2B_UG, 2S3A_UG, 2S3B_UG) insgesamt geringere Dehnungsschwankungen zu erkennen sind.

11.6.4 Stegbiegeverhalten

Stegbiegung zwischen den beiden mittleren Quersteifen: Anhand des Diagramms in Bild 11-17 ist deutlich erkennbar, dass die außen angebrachten DMS Druckdehnungen und die innenliegenden DMS Zugdehnungen zeigen. Beträgsmäßig sind die Druckdehnungen an der Außenseite 50 - $150 \mu\text{m/m}$ größer als die Zugdehnungen an der Innenseite.

Stegbiegung in unmittelbarer Nähe der beiden mittleren Quersteifen: Am Vergleich der nachbehandelten Brückenseite 1 (Bild 11-18) zur unbehandelten Brückenseite 2 wird deutlich, dass die mit HFH-nachbehandelte Seite (1Sxx) insgesamt einen konstanteren Dehnungsverlauf anzeigt, während der Träger 2 (2Sxx) sehr stark schwankende und unterschiedliche Dehnungen für die gleichen Stellen aufweist. Beträgsmäßig sind die gemessenen Dehnungen nahe der Steife mit im Mittel $100 \mu\text{m/m}$ gegenüber der Stegbiegung zwischen den zwei mittleren Quersteifen mit Dehnungen von mehr als $500 \mu\text{m/m}$ sehr gering.

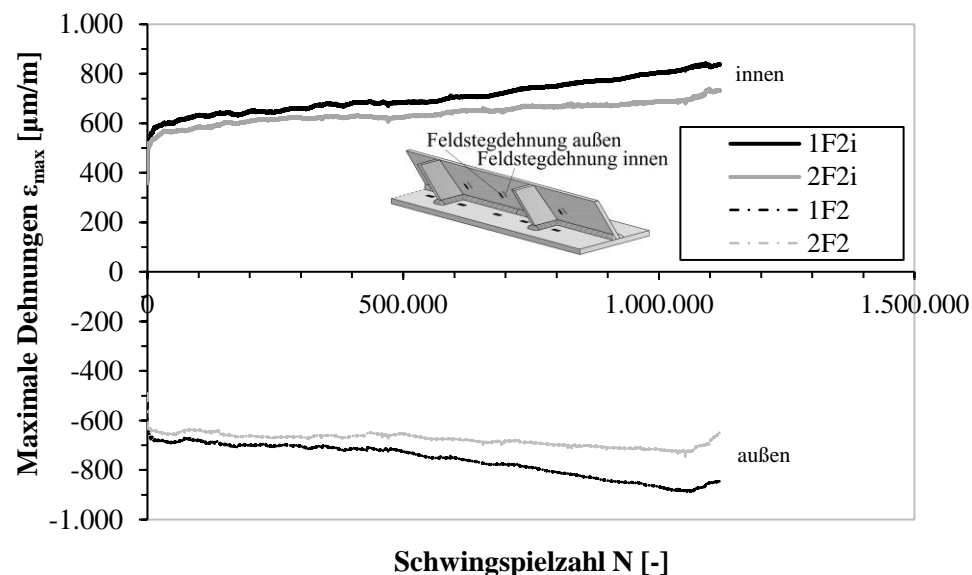


Bild 11-17: Stegbiegedehnungen zwischen den Steifen entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbriickenversuchs T2

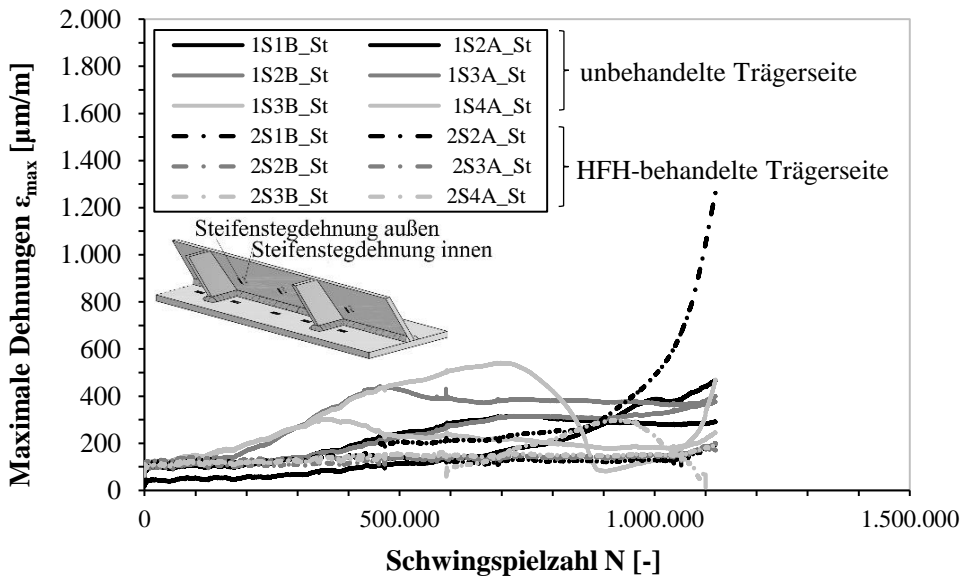


Bild 11-18: Stegbiegedehnungen nahe der Steifen entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbrückenversuchs T2

Bei Betrachtung der *Dehnungen zwischen den Quersteifen* (zB: Min(1F2) und Max(1F2i)) Bild 11-17 fällt zunächst auf, dass zwischen den Steifen das Spannungsverhältnis ψ entsprechend Gleichung (11.8) und (11.9) im Mittel zwischen -1,4 und -1,7 beträgt, wobei die Druckbeanspruchung an der außenliegenden Stegnaht zu finden ist. Die Dehnungen setzen sich somit zusammen aus einem Drucknormaldehnungsanteil ϵ_{Druck} und einem Wechselbiegeanteil $\epsilon_{Biegung}$ im Steg im Bereich der Quersteife.

$$\text{Randspannungsverhältnis am Steg Trägerseite 2} \quad \Psi_{Steg,z,F}(T2, \text{Seite 2}) = \frac{\epsilon_{z,a}}{\epsilon_{z,i}} = \frac{-730}{430} = -1,7 \quad (11.8)$$

$$\text{Randspannungsverhältnis am Steg Trägerseite 1} \quad \Psi_{Steg,z,F}(T2, \text{Seite 1}) = \frac{\epsilon_{z,a}}{\epsilon_{z,i}} = \frac{-700}{508} = -1,4 \quad (11.9)$$

$$\text{Biegedehnungsanteil} \quad \epsilon_{Biege}(T2, \text{Seite 2}) = \frac{\epsilon_{z,a} + \epsilon_{z,i}}{2} = \frac{-730 + 430}{2} = 580$$

$$\text{Normaldehnungsanteil} \quad \epsilon_{Normal}(T2, \text{Seite 2}) = \epsilon_{z,a} - \epsilon_{y,Biege} = 150$$

Der Vergleich mit den numerisch ermittelten Dehnungen aus Abschnitt 11.11.4 zeigt, dass das Randspannungsverhältnis numerisch im Steg abgebildet werden konnte, die Stegdehnungen an sich allerdings geringer sind.

$$\text{Numerisch ermitteltes Randspannungsverhältnis am Steg} \quad \Psi_{Steg,z,F}(\text{Yohne Trafo}) = \frac{\epsilon_{y,a}}{\epsilon_{y,i}} = \frac{-428}{254} = -1,69 \quad (11.10)$$

11.6.5 Spannungsverhältnisse

Interessant ist die Beurteilung der Spannungsverhältnisse. Infolge der Lasteinleitung mit 700 kN und 70 kN als F_o und F_u , wurde ein Kraftverhältnis von 0,1 erzielt. Im Einzelnen sind die Bauteilkomponen-

ten durch die simulierte Überfahrt allerdings mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R beansprucht. Bild 11-19 zeigt eine Übersicht einiger Spannungsverhältnisse R an unterschiedlichen Messstellen.

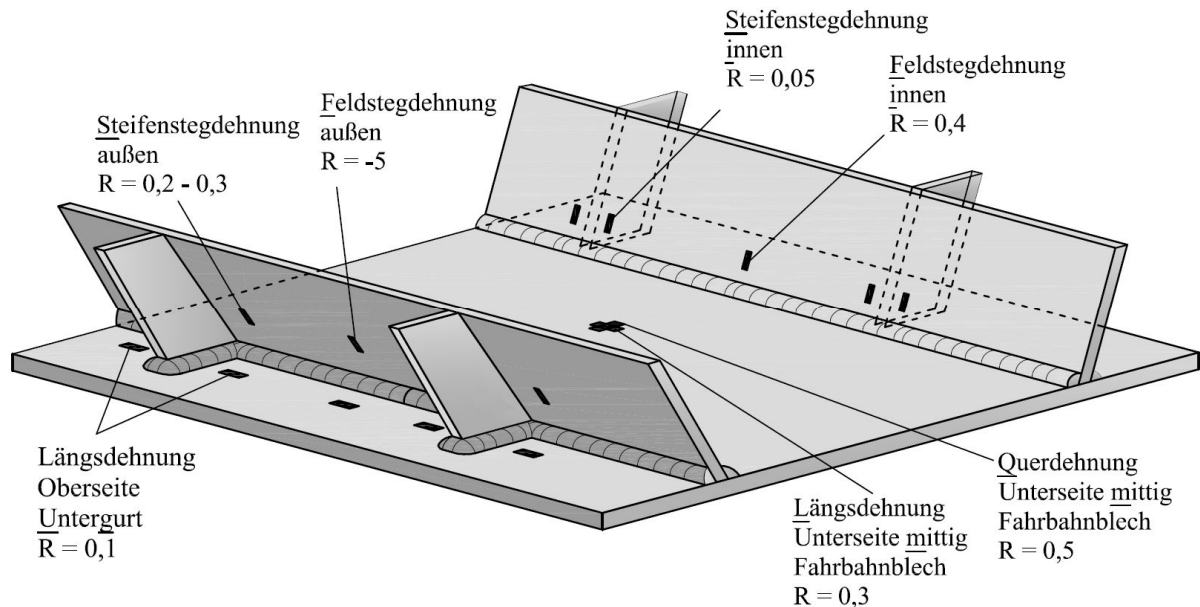


Bild 11-19: Spannungsverhältnisse R an Messstellen des Trogrückenversuchs

11.6.6 Rissprüfung

Während der Versuchsdurchführung wurde in regelmäßigen Abständen der Trogrückenversuch mittels Farbeindringverfahren nach DIN EN ISO 3452-1 [37] und fluoreszierender Magnetpulverprüfung nach DIN EN ISO 9934-1 [41] auf Anrisse überprüft. Im Inneren des Trogrückenkörpers konnte aufgrund behinderter Zugänglichkeit durch das Schotterbett erst im Anschluss an die Versuchsdurchführung geprüft werden.

Stellenweise konnte aufgrund der gedrungenen Geometrie und schlechten Zugänglichkeit bei Anwendung des Handmagnets nicht das nach DIN EN ISO 9934-1 [41] geforderte Magnetfeld mit einer Stärke von 2 kA/m erzeugt werden. Mittels fluoreszierendem Prüfmittel, das auch in DIN EN ISO 9934-1 [41] als das empfindlichere Magnetpulver beschrieben ist, konnten im Gegensatz zum Durchlauf mit nicht fluoreszierenden Prüfmittel Anrisse deutlich identifiziert werden.

Im Folgenden sind die gerissenen Bereiche, Rissmuster und der Verlauf und die Stärke der Anrisse schematisch in die einzelnen Draufsichten und Längsansichten beider Trägerseiten eingezeichnet, die allesamt nach der Versuchsdurchführung für die vier Trogrückenversuche dokumentiert wurden. Die Rissstellen sind je Trägerseite durchgängig nummeriert. Am Beispiel von T1 in Bild 11-20 und T3 in Bild 11-22 sind zusätzlich Fotos der auftretenden Rissarten dokumentiert.

Prinzipiell wurde die Trägerseite T2 HFH-behandelt und die Trägerseite 1 blieb unbehandelt, wie auch aus Bild 11-4 hervorgeht.

Der Riss, der zum Versagen des jeweiligen Trogrückenversuchs führte, wird im Folgenden mit Haupt-riss (HR) bezeichnet und ist den Darstellungen der einzelnen Trogrückenversuche gekennzeichnet.

Die Dokumentation der Risse für Versuch T1 anhand von Bild 11-20 zeigt drei Risse auf der HFH-behandelten und sechs Risse auf der unbehandelten Seite. Anhand der Fotos sind die Risse auf der HFH-

behandelten Trägerseite 2.1 bis 2.3 dargestellt. Alle drei Risse auf der HFH-behandelten Seite wurden an der innenliegenden Kehlnaht dokumentiert. Der entlang der Kehlnahtmitte parallel zur Naht verlaufende Riss 2.1 und 2.3 deutet auf ein Anriss von der Kehlnahtwurzel hin. Die quer zur Naht schräg verlaufenden kleinen Risse 2.2 deuten auf eine Rissentstehung hin, die durch Schubbeanspruchung hervorgerufen wurde. Sowohl auf der unbehandelten als auch auf der behandelten Seite traten die Risse vorwiegend an den ausgesteiften Stellen auf. Der Riss, der zum Versagen (mit HR gekennzeichnet) führte, wurde auf der unbehandelten Trägerseite 1 induziert.

Beim Versuchskörper T2 (siehe Bild 11-21) konnten auf beiden Trägerseiten gleich viele Risse dokumentiert werden. Das ist im Vergleich zu den anderen Versuchskörpern ebenso untypisch wie, dass das Hauptversagen auf der HFH-behandelten Seite vorlag.

Versuchskörper T3, siehe Bild 11-22, ähnelt im Rissverhalten stark dem Versuchskörper T1, allerdings wurden mehr Risse auf der HFH-behandelten Seite 2 gefunden als auf der unbehandelten Seite 1. Der Hauptversagensriss lag dennoch auf der unbehandelten Seite 1. Die Risse 2.2 und 2.5 (in schwarz-weiß und zusätzlich in bunt) auf der HFH-behandelten Seite sind mit Fotos dokumentiert. Die kleinen schrägen Risse an der Stelle 2.2 zeigen die typischen schräg über die Kehlnaht laufenden Risse im Anfangsstadium.

T4 weist mit zwölf Rissen auf der unbehandelten und sechs Rissen auf der behandelten Seite verhältnismäßig viele Risse auf, siehe Bild 11-23. Allerdings hat dieser Versuchskörper auch die größte Schwingspielzahl erreicht.

Ansicht Trägerseite 2 (HFH-behandelt)

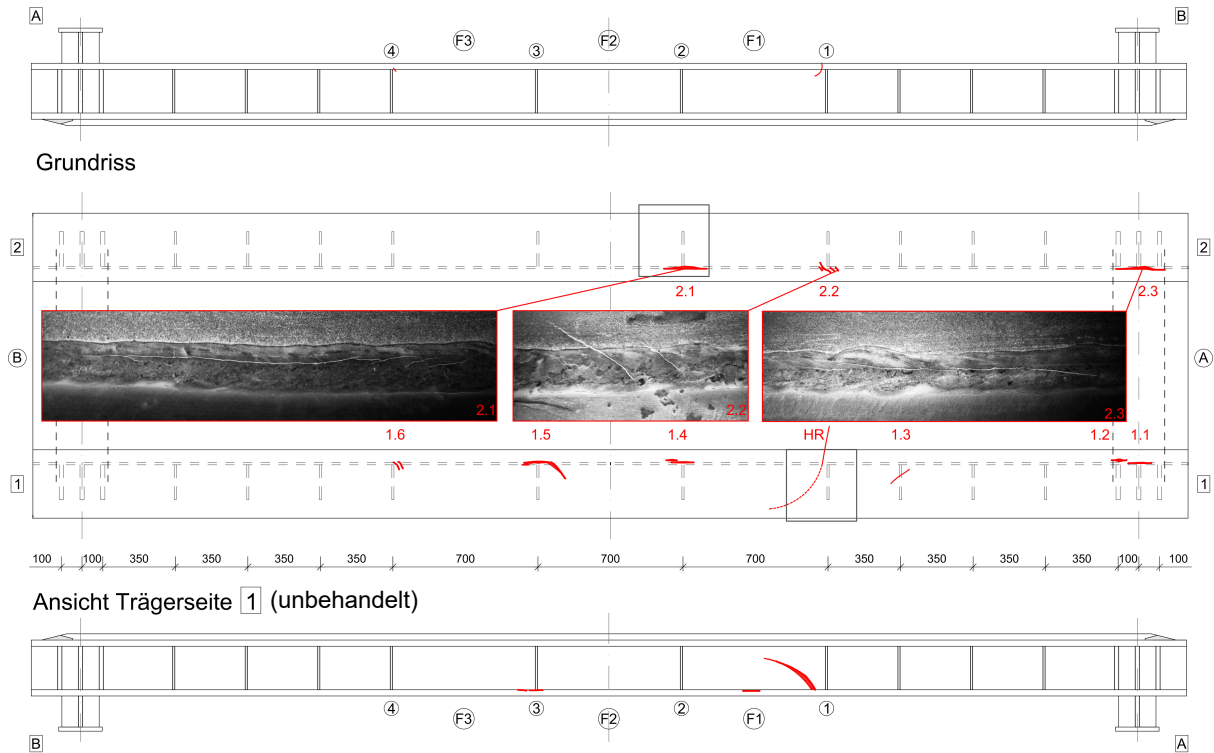


Bild 11-20: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T1

Ansicht Trägerseite 2 (HFH-behandelt)

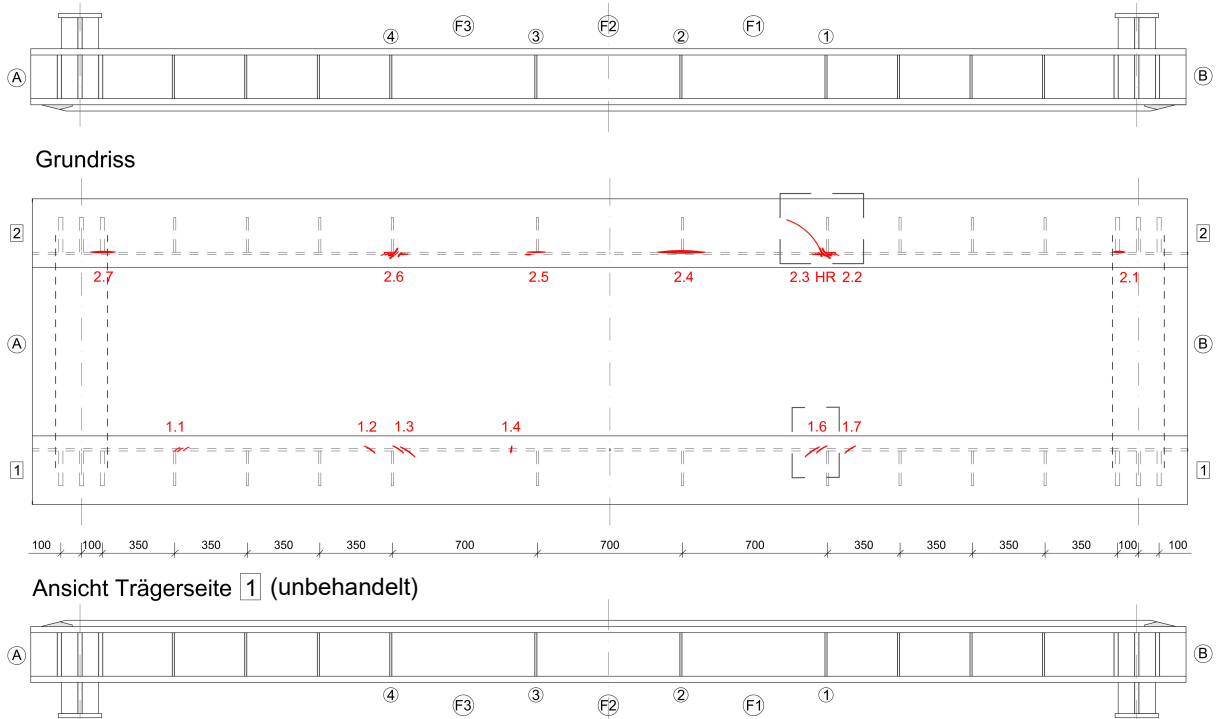


Bild 11-21: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T2

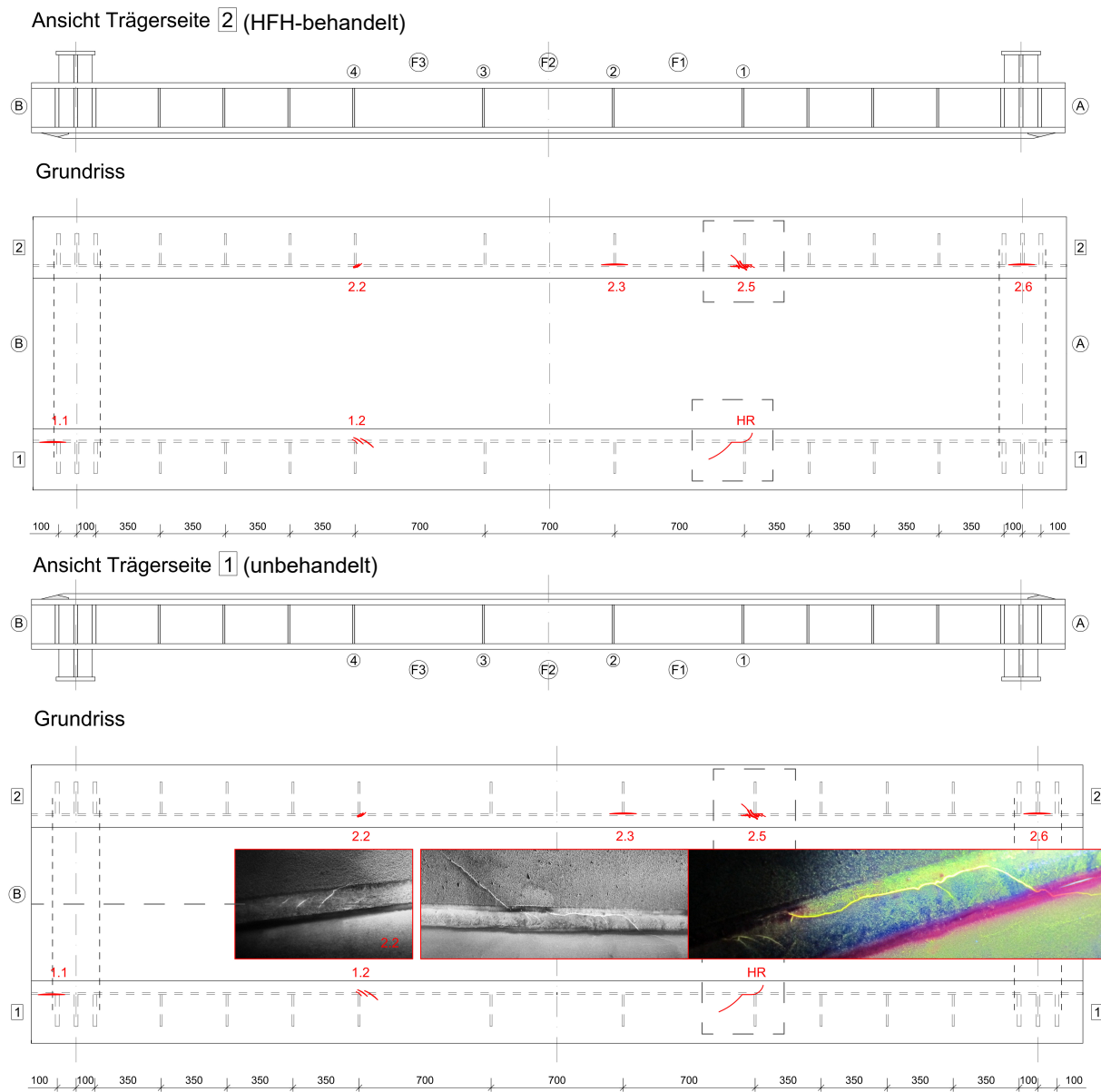


Bild 11-22: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T3

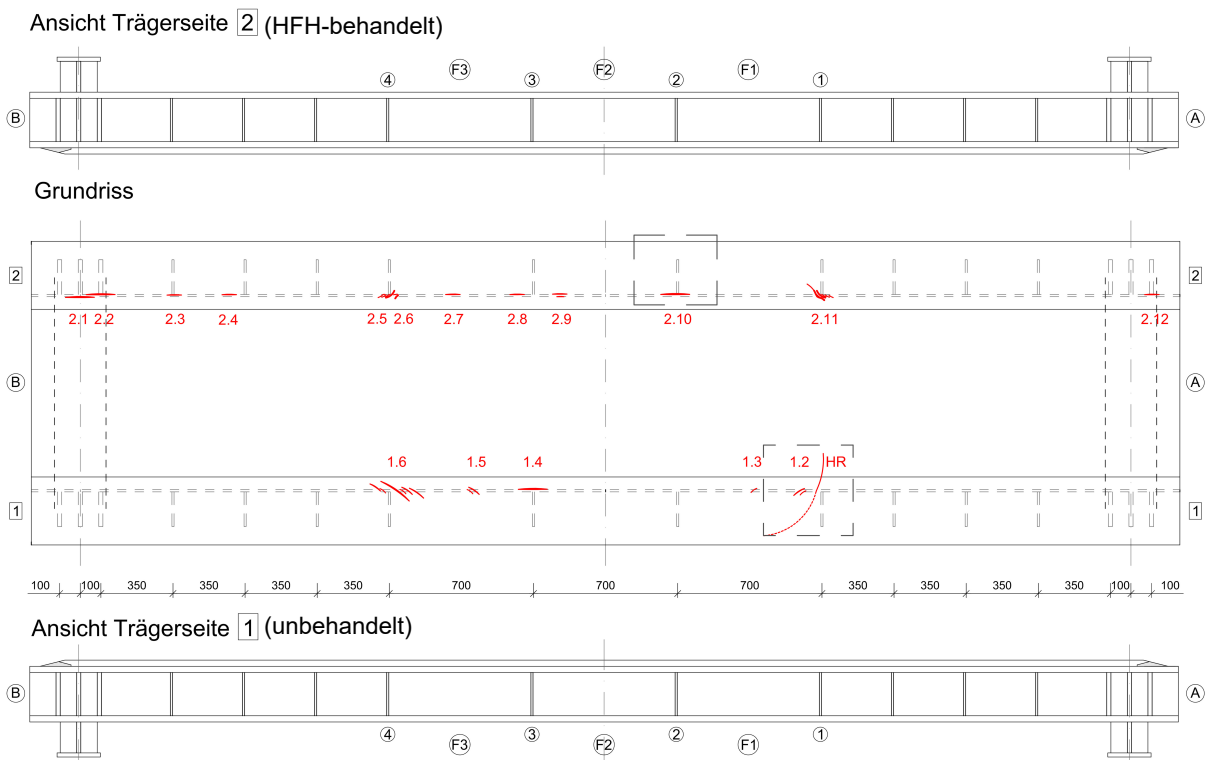


Bild 11-23: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T4

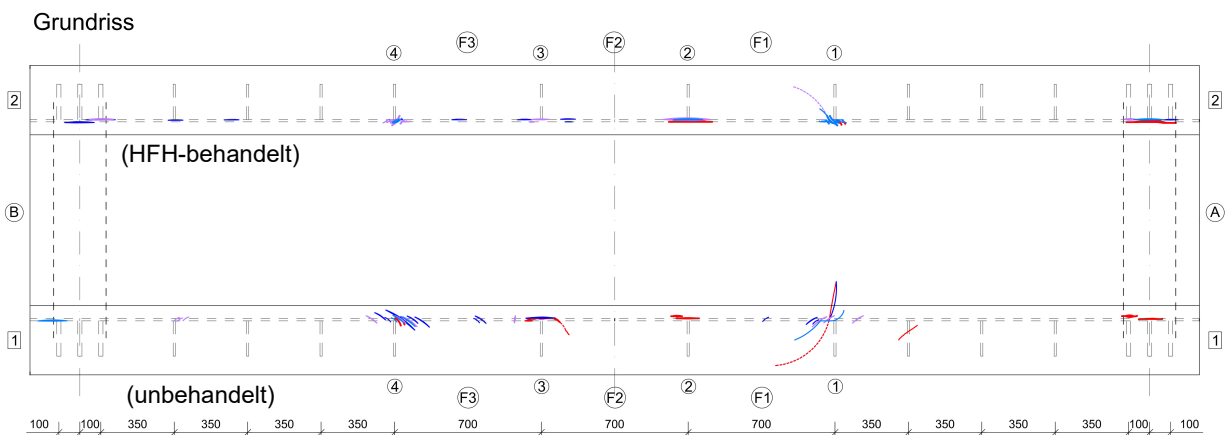


Bild 11-24: Rissübersicht aller Trogbrückenversuche (T1 – rot, T2 – lila, T3 – hellblau, T4 – dunkelblau)

Bild 11-24 zeigt in der Fahrbahnblechdraufsicht alle Risse je Trogbrückenversuch in verschiedenfarbigen Lagen. Auffällig ist die Konzentration der Risse im Bereich der Steifen S1 bis S4 beider Trägerseiten an der unteren Halskehlnaht bei allen vier Prüfkörpern. Der an der Halskehlnaht entstandene Riss und in den Steg schräg hineinwachsende Riss knapp neben den Steifen 1 oder 4 führte bei allen vier Trogversuchen zum Versagen des Querschnitts.

Bild 11-25 zeigt den Rissfortschritt am Beispiel des Trogbrückenversuchs T4 an der Steife 2S1.

Eine geringe Anzahl an Rissen konnte im mittleren Bereich der Felder F1 bis F3 sowohl auf der HFH-nachbehandelten Seite (2) als auch auf der unbehandelten Seite (1) festgestellt werden. Ebenso die steiferen Auflagerbereiche sind sowohl mit Anrissen vom Nahtübergang als auch von Wurzelrissen im Bereich der unteren Steghalsnaht durchzogen.



D: 1.298.167 LW

F: 1.341.700 LW

G: 1.405.900 LW

Bild 11-25: Rissfortschritt des Trogbrückenversuchs T4 an der Stelle 2S1B

Im Folgenden werden die typischen aufgetretenen Rissarten im Detail gezeigt und hinsichtlich ihres ursächlichen Beanspruchungszustands analysiert.

Längsrisse entlang der Nahtübergänge konnten lediglich im Inneren des Trogbrückenkörpers identifiziert werden. Diese lagen im Auflagerbereich ebenso wie im Feldbereich. Die Kombination aus Rissinitiiierung und globaler Lage deutet auf Querbiegespannungen und Längsspannungen hin.

Eine weitere Rissart, die sich an den innenliegenden Halskehlnähten ergab, sind Risse entlang der Nahtmitte. Diese deuten auf eine Rissinitiiierung an der Nahtwurzel hin.

Die schräg zur Halsnaht verlaufenden Risse konnten in Vielzahl im Brückeninneren identifiziert werden, siehe Bild 11-24. Außen konnten diese nur bei großem Rissfortschritt erkannt werden. Das deutet auf eine Rissinitiiierung im Troginneren hin. Dieses Rissbild führte letztendlich zum Versagen des Versuchskörpers. Dagegen konnten die in Bild 11-26 und Bild 11-27 abgebildeten Risse kein größeres Versagen induzieren. Der Risswinkel und auch die globale Lage deuten auf einen durch mehraxiale Spannungen induzierten Riss hin. Schubspannungen sowie Längsspannungen überlagern sich maximal im Bereich der Quersteifen S1 und S4.

Interessant ist, dass der Riss ab der Rissinitiiierung B-B siehe Bild 11-25 (ca. 82% der erreichten Lebensdauer) kontinuierlich in den Steg hineinwächst und erst gegen Versuchsende ein Weiterreißen des Fahrbahnblechs zur Brückenaußenseite zu erkennen ist. Der Rissfortschritt am innenliegenden Fahrbahnblech ist langsamer als der in den Steg hinein.

Zusammenfassend ordnet Tabelle 11-4 die beschriebenen Risse den entsprechenden Kerbfällen und deren Beanspruchung gemäß dem Kerbfallkatalog nach DIN EN 1993-1-9 [28] zu.

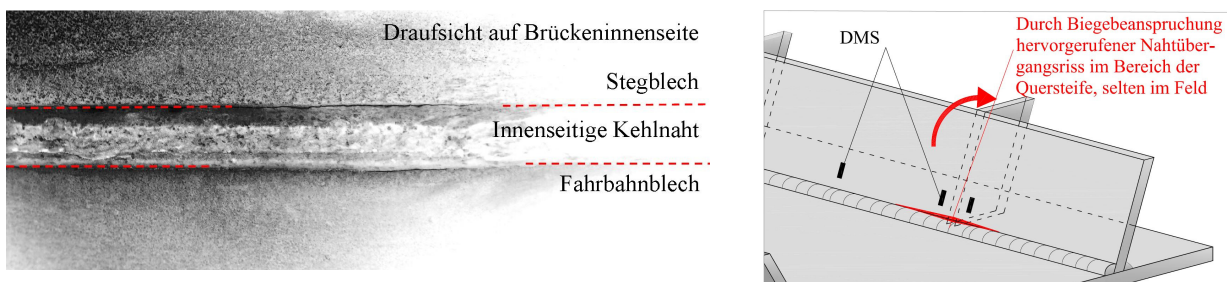


Bild 11-26: Nahtübergangsriss Steg des Trogbrückenversuchs T2 an der Stelle 1S4

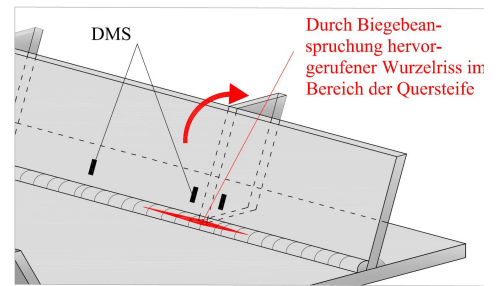
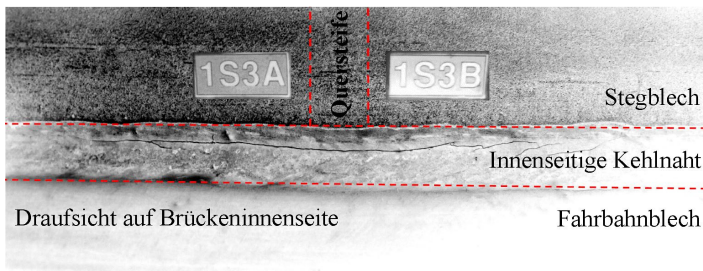


Bild 11-27: Nahtwurzelriss des Trogbrückenversuchs T1 an der Stelle 1S3

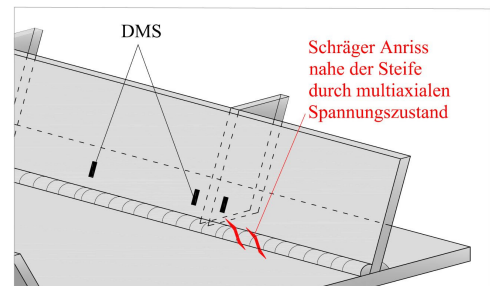
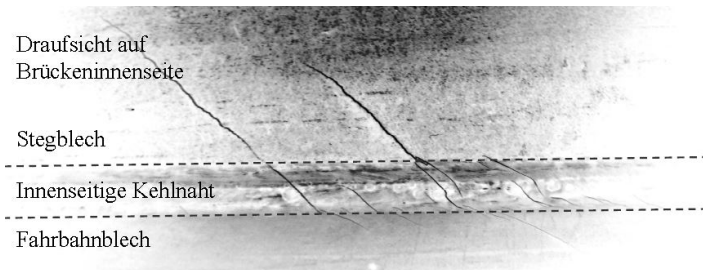


Bild 11-28: Schräger Riss über Doppelhalskehlnaht des Trogbrückenversuchs T4 im Bereich der Steife (Farben invertiert)

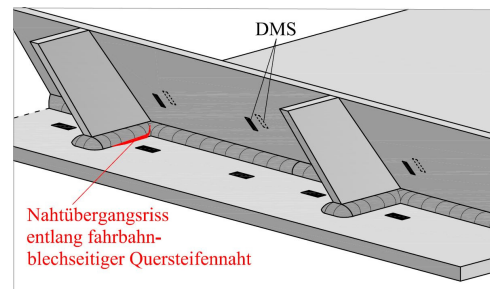
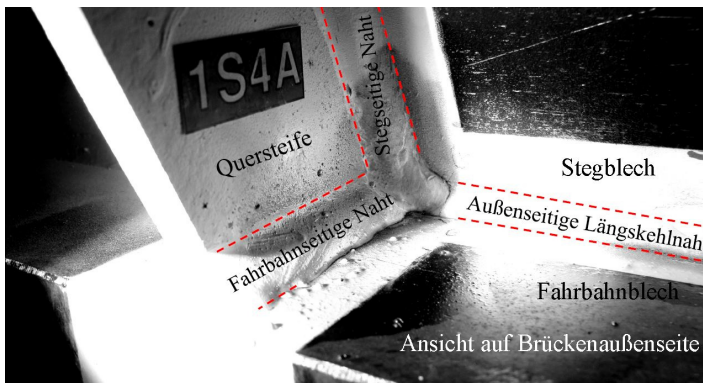


Bild 11-29: Nahtübergangsriss entlang Quersteifennaht des Trogbrückenversuchs T3 am Fahrbahnblech

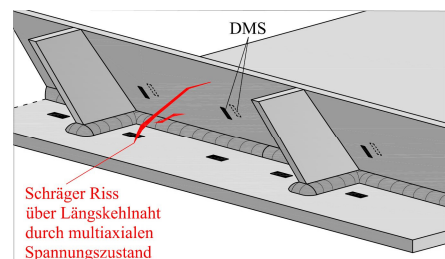
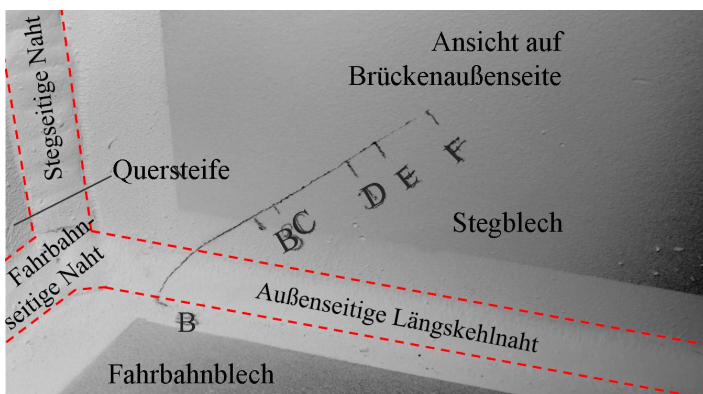
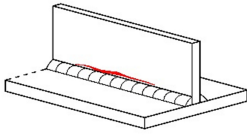
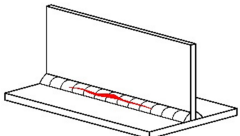
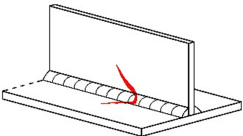
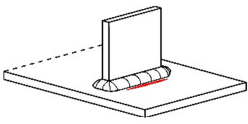


Bild 11-30: Schräger Riss über Doppelhalskehlnaht des Trogbrückenversuchs T4 im Bereich der Steife

Tabelle 11-4: Zuordnung der Rissarten zu Kerbfällen nach DIN EN 1993-1-9 [28]

Naht	Gobale Stelle	Schematische Darstellung des Versagens	Korrespondierender Kerbfall	Schädigende Beanspruchung nach DIN EN 1993-1-9	Schädigende Beanspruchung entsprechend Auswertung
Längsnaht	Brückenninnen-seite vermehrt am Auflager		nicht enthalten	nicht enthalten	Querbiege-spannungen
	Brückenninnen-seite vermehrt Feldmitte		Tab. 8.5 Nr. 8	Schubspannungen	Schubspannungen aus Längstragwirkung und / oder Querbiegung
	Brückenaußen-seite Stelle der max. Überlage-rung von Schub und Biegespan-nungen nahe Quersteife		Tab. 8.2 Nr. 1 bis 7	Nur Längsnormal-spannungen	Längsnormal-spannungen und Schubspannungen aus Längs-tragwirkung
Quersteifennaht	Brückenaußen-seite Stelle der max. Überlage-rung von Schub und Biegespan-nungen nahe Quersteife		Tab. 8.4 Nr. 7	Längsnormal-spannungen im Fahrbahnblech	Längsnormal-spannung im Fahrbahnblech

11.7 Fraktografische Untersuchungen und Makroschliffe der Halsdoppelkehlnaht

11.7.1 Übersicht

Im Anschluss an die Rissprüfung wurden je Trogbrückenversuch repräsentative Rissstellen herausgesägt und aufgeschnitten. Aus Stellen mit Anrissen wurden Makroschliffe des Nahtquerschnitts hergestellt. An den entnommenen Hauptversagensstellen wurden die Bruchflächen geöffnet, so dass eine fraktografische Beurteilung vorgenommen werden konnte. Die herausgetrennten Stellen sind in den Rissübersichten, entsprechend Bild 11-20 bis Bild 11-23, gekennzeichnet.

11.7.2 Bruchflächen

Anhand der geöffneten Bruchflächen der Hauptversagensstellen kann die Stelle der Rissinitiierung zugeordnet werden. In nahezu jedem der vier Doppelkehlnahtquerschnitte ist eine Schweißnahtungänze zu erkennen. Die roten Pfeile in den folgenden Bildern kennzeichnen Stellen von Schweißnahtungänzen oder Ermüdungslinsen.

Bild 11-31 zeigt eine Ermüdungsellipse, deren Mittelpunkt und somit Anfangsstelle sich am Nahtübergang zum Fahrbahnblech auf der Innenseite ergibt und die zugehörigen Rastlinien. Eine scheinbar unkritische Schweißnahtungänze in Form eines Wurzelbindefehlers, die jedoch nicht zum Wechsel der Rissinitiierungsstelle führte, ist an der innenliegenden Nahtwurzel zu erkennen.

Im Gegensatz dazu zeigt sich die Bruchfläche in Bild 11-32 relativ untypisch für einen Ermüdungsbruch. Vermutlich aufgrund der kritischen Schweißnahtungänge im Bereich der innenliegenden Kehlnahtwurzel wurde der Riss genau dort initiiert. Auch hier liegt ein Wurzelbindefehler vor, der durch einen größeren Einschluss hervorgerufen wird. Aufgrund fehlender Linsenringe ist der Rissverlauf jedoch nicht zu erkennen. Ähnliche Schweißnahtwurzelfehler konnten in Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit geschweißter Träger nach Helms et al. [76] beobachtet werden. In [76] wurde diese Art der Ungänge als Schlackeneinschluss und Grund des Versagens identifiziert.

Auch bei Prüfkörper T3, dessen Bruchfläche in Bild 11-34 abgebildet ist, scheint ein simpler Schweißspritzer Ausgangspunkt des Versagensorts zu sein. Von den drei anderen Bruchflächen hebt sich diese durch die stark abweichende Topografie ab. Die Rissoberfläche ist nicht eben und annähernd orthogonal zur Brückenlängsachse, sondern stark zerklüftet. Bei Prüfkörper T3 wurde, abweichend von den andern Prüfkörpern, ein Risswachstum entlang der Quersteifenschweißnaht beobachtet, das kann ein Grund für die unruhige Topografie des Risses sein.

Die in Bild 11-35 dargestellte Bruchfläche von T4 zeigt einen großen feinkörnigen Bereich im Bereich der Doppelkehlnaht. Stufen geben Hinweis darauf, dass Risswachstum an mehreren Rissinitiationstellen gleichzeitig auftrat und keines speziell dominierend war. Aufgrund der DMS-Klebeschutzmasse kann die innenliegende Kehlnaht allerdings nur schlecht erkannt werden. Lediglich im unteren Nahtübergangsbereich wird eine kleine Ermüdungslinse vermutet. Im Gegensatz zu den Prüfkörpern T1 bis T3 zeigt diese Bruchfläche keine eindeutige Schweißnahtungänge. Die Vermutung liegt nahe, dass die im Mittel um 26% höhere erreichte Schwingspielzahl bei gleicher Beanspruchung darin begründet ist.

Aus den dokumentierten Bruchflächen geht hervor, dass der maßgebliche Riss bei fast allen Prüfkörpern an Stör- bzw. Fehlstellen an der Halskehlnaht entstand. Eine Rissinitiation von der stark beanspruchten Fahrbahnblech-Unterseite, wie sie beispielsweise in Abschnitt 5.5 an den geschweißten Versuchsträgern aus S690 dem Projekt OptiBri [74] zu finden war, ist aufgrund der Bruchflächenbeschaffenheit ausgeschlossen.

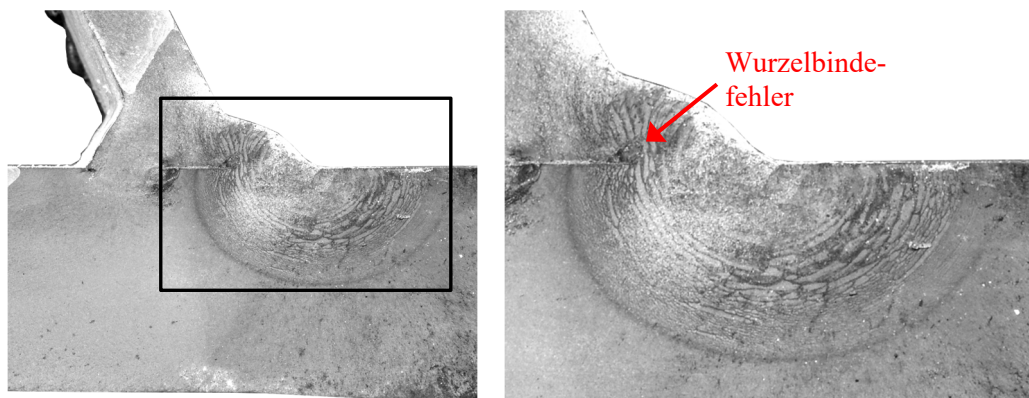


Bild 11-31: Bruchfläche des Hauptrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T1 entsprechend Bild 11-20

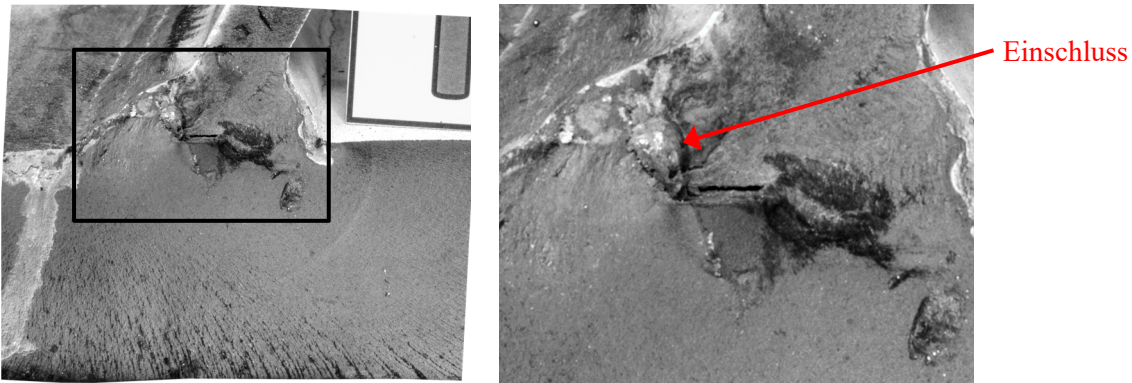


Bild 11-32: Bruchfläche des Haupttrisses an der HFH-behandelten (PIT) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T2 entsprechend Bild 11-21

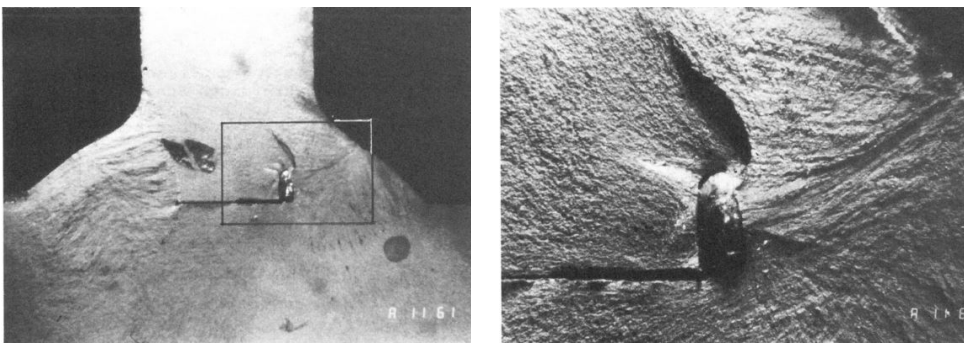


Bild 11-33: Bruchfläche eines geschweißten Trägers aus Helms et al. [76]

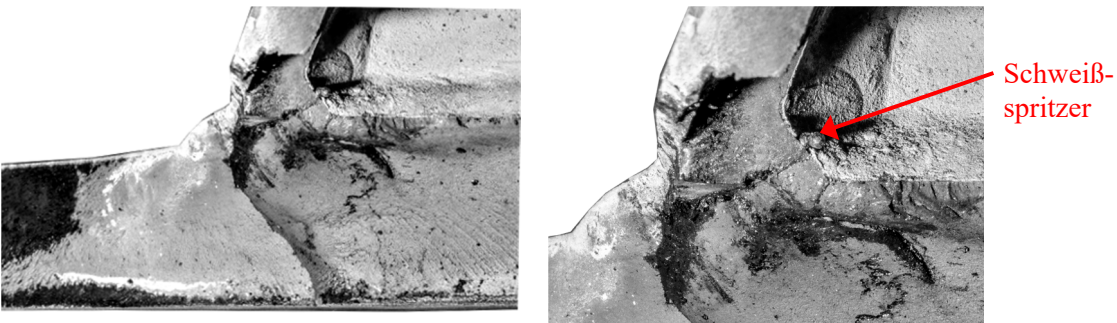


Bild 11-34: Bruchfläche des Haupttrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T3 entsprechend Bild 11-22

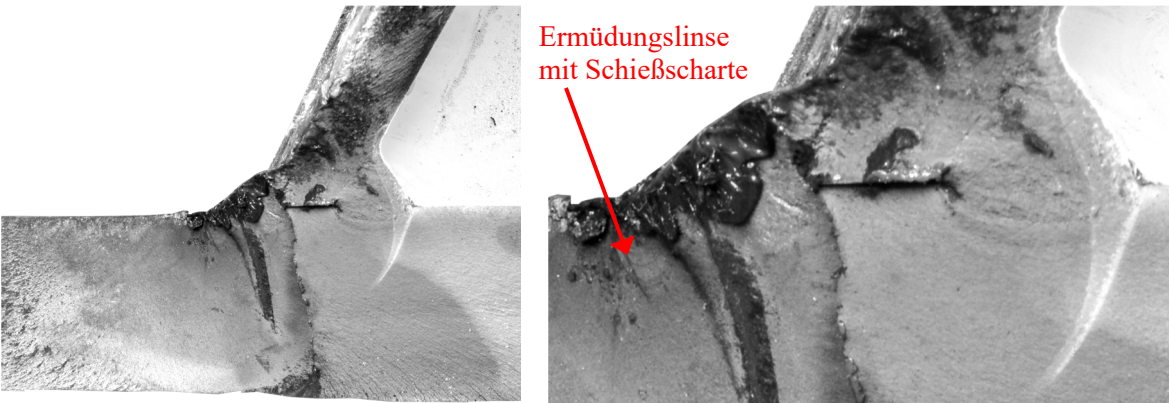


Bild 11-35: Bruchfläche des Haupttrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T4 entsprechend Bild 11-23

Trotz unterschiedlicher Fertigungsabläufe ergibt sich bei Betrachtung der Hauptversagensrisse in der Draufsicht auf Steginnen- bzw. Fahrbahninnenseite ein einheitliches Bild, siehe Bild 11-36 bis Bild 11-37. Die Risstelle knapp neben der Außen-Quersteife ist bei allen Trogversuchskörpern gleich, vgl. Bild 11-24 ebenso der Rissverlauf, bzw. die Orientierung im 36° bis 40° Winkel. Trogbrückenversuch T3 sticht hervor durch einen entlang des Nahtübergangs am Steg parallelen Rissverlauf auf Höhe der Schweißnaht, siehe Bild 11-37.

In Helms et al. [76] wurde das Risswachstum von Halskehlnähten bei Trägerquerschnitten untersucht und eine Abhängigkeit vom Verhältnis der Flanschdicke zur Stegdicke festgestellt. Je dicker die Flansche, desto schneller wächst der Riss in den Steg hinein. Das Verhalten ist deutlich in Bild 11-25 zu erkennen, da das Verhältnis der Flanschdicke zu Steg des getesteten Trogbrückenversuchs 3,0 beträgt und somit das Risswachstum in den Steg schneller voranschreitet, was allgemein als günstiger bewertet wird als das Versagen des Zuggurts.

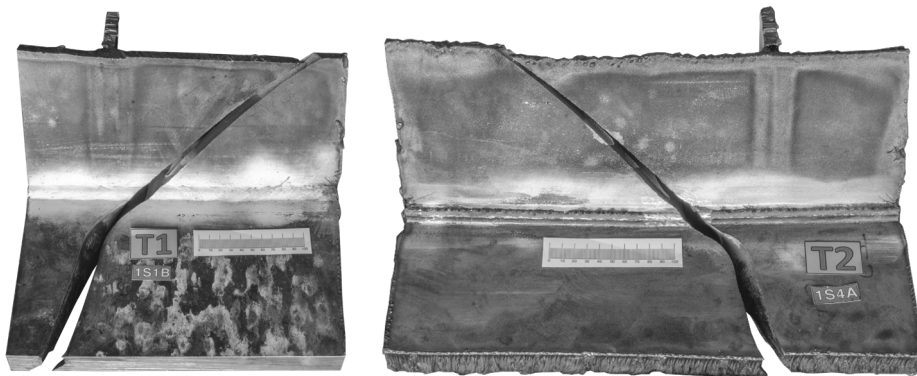


Bild 11-36: Bruchbild des Trogbrückenversuchs T1 an der Stelle 1S1B und des Trogbrückenversuchs T2 an der Stelle 1S1A



Bild 11-37: Bruchbild des Trogbrückenversuchs T3 an der Stelle 1S1B und des Trogbrückenversuchs T4 an der Stelle 1S1B

11.7.3 Beurteilung der Anrisse anhand der Makroschliffe

Die Darstellung der Anrisse anhand der Makroschliffe aus den entnommenen Bauteilen am Anschlussbereich zwischen Fahrbahnblech und Steg, wie sie in Bild 11-38 enthalten sind, gibt Aufschluss über die tatsächliche Nahtgeometrie, Kerbschärfe und Stelle der Rissentstehung. Speziell die Vermessung des Einbrands wurde für die Modellierung der Kerbspannungen herangezogen.

Allen Prüfstücken gemeinsam ist die Rissinitiierung an der Brückeninnenseite von der Wurzel der innenliegenden Kehlnaht. In drei von vier Fällen wuchs der Riss entlang der Nahtdicke nach außen bei ca. 50 bis 62 Grad. Bei Trogbrückenversuch T2 ist ein davon abweichender Rissverlauf entlang des äußeren Rands der Wärmeeinflusszone bis hin zum Nahtübergang zu erkennen.

In zwei Fällen (T2 und T3) trat außerdem ein Riss, ausgehend von einer verunreinigten Stelle (siehe roter Pfeil) zwischen dem nicht angebundenen Steges und dem Fahrbahnblech auf. Die Verunreinigung zwischen den Blechen führte lokal zu einer Kerbe mit Spannungsspitzen und es kam zur Oberflächenermüdung durch den Reibungspunkt.

Bei Trogbrückenversuch T4 konnte ein ähnliches Rissverhalten erkannt werden, wobei dieses erst an der Wurzel der außenliegenden Kehlnaht begonnen und sich dann weiter durch Schweißgut und Wärmeeinflusszone fortgesetzt hat.

Das Risschema für die Doppelkehlnaht am Beispiel der Trogbrückenversuche unter Querbiegung ist Bild 11-39 zu entnehmen und lässt sich aufteilen in die Risse 1 und 2, die nacheinander initiiert werden. In Abhängigkeit der Randbedingungen und von eventuellen Verunreinigungen zwischen Steg und Fahrbahnblech, ergibt sich Riss 2 oder 2' nach Durchriss von 1.

Bild 11-40 zeigt den Makroschliff eines Wurzelversagens von Kleinversuchskörpern einseitig angeschweißter Trapezhohlsteifen von Maddox [107]. Durch die Biegebeanspruchung wurde an der einseitigen Kehlnaht ein ähnliches Wurzelversagen beobachtet wie bei den innenliegenden Kehlnähten der Trogversuche.

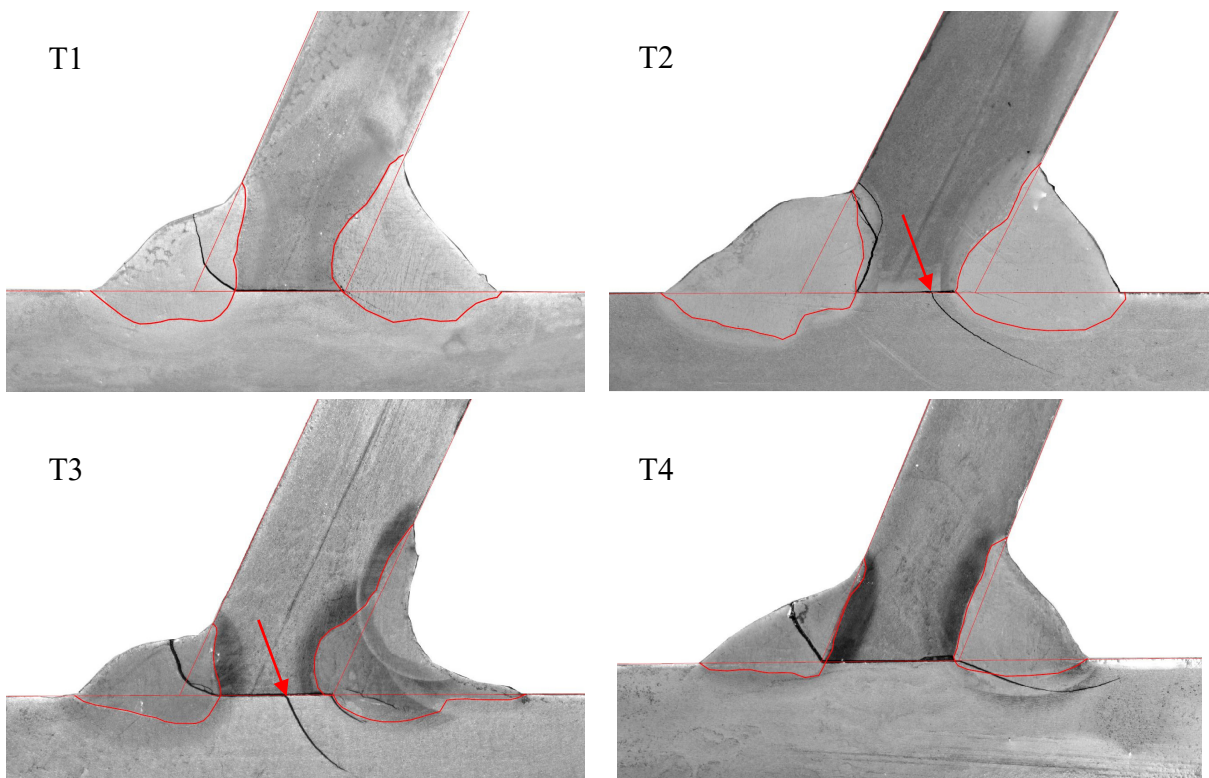


Bild 11-38: Anrisse nach der Versuchsdurchführung aus herausgetrennten Bereichen der Doppelkehlnähte zwischen Steg und Fahrbahnblech mit Zugbiegespannungen an Brückeninnenseite der Trogbrückenversuche T1 bis T4

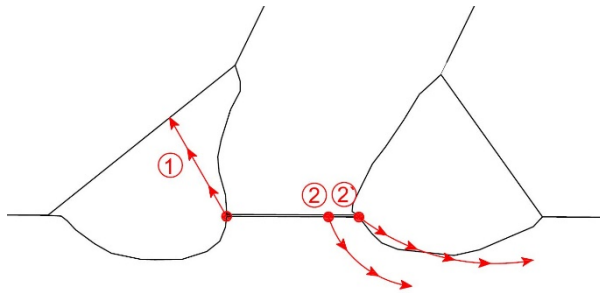


Bild 11-39: Risschema für die Doppelkehlnaht am Beispiel der Trogbrückenversuche unter Querbiegung

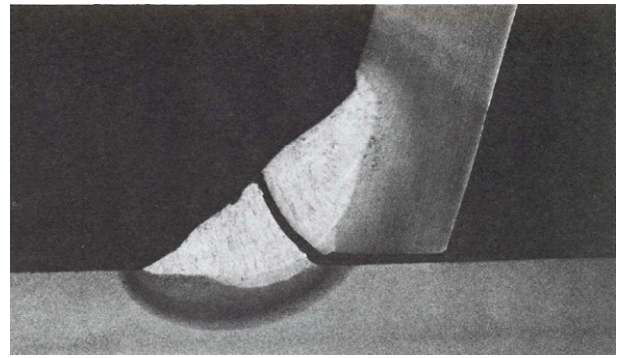


Bild 11-40: Makroschliff von Wurzelversagen an biegebeanspruchten Trapezhohlsteifen nach Maddox [107]

11.8 Interpretation nach Versuchsende

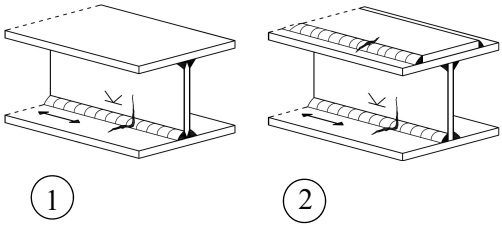
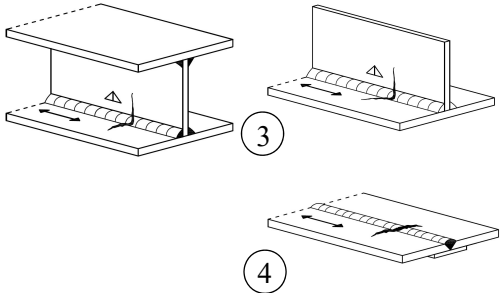
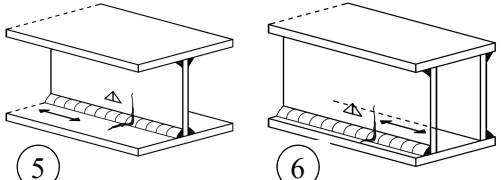
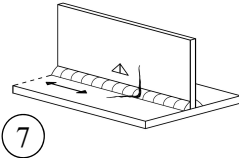
Das Versagen des Brückenkörpers ist unabhängig von der Art der Ausführung, eindeutig dem schräg in den Steg und das Fahrbahnblech hinein wachsenden Riss, ausgehend von der Doppelhalskehlnaht zwischen Fahrbahnblech und Steg, zuzuordnen. (siehe Bild 11-25).

Entsprechende Kerbdetails nach DIN EN 1993-1-9 [28] Tab 8.2, siehe Tabelle 11-5, stehen in Abhängigkeit der Art der Ausführung im Bereich von Kerbfallkategorie 100 bis 125 zur Verfügung. Die Differenzierung resultiert aus der Ausführungsqualität und u.a. aus der Berücksichtigung von Schweißansatzstellen. Unter Einhaltung der geringsten Anforderungen kann ein Kerbfall von 100 N/mm² erreicht werden, wenn die Längshalskehlnaht handgeschweißt ist. Eine automatisiert oder voll mechanisiert geschweißte Doppelhalskehlnaht kann Kerbkategorie 112 erreichen, sind keine Ansatzstellen vorhanden, Kerbkategorie 125.

Aus den Kerbfallskizzen ist erkenntlich, dass es sich dabei typischerweise um einen senkrecht zur Längsnaht verlaufenden Riss handelt. Dieser resultiert aus der Beanspruchung unter Annahme einer Normal-, bzw. reinen Biegebeanspruchung des Trägerquerschnitts. Die Ermittlung der Nennspannungsschwingbreite erfolgt gemäß Abbildungen auf der Oberseite des gezogenen Untergurts in Normalspannungsrichtung.

Die Halskehlnähte zwischen Steg und Fahrbahnblech wurden bei den Trogbrückenversuchen durch drei Hersteller mit aufgesetzten Weldy Cars durchgeführt, also automatisiert und nicht von Hand geschweißt. Bei dem ein oder anderen Hersteller ergaben sich Ansatzstellen durch Unterbrechungen. Die Halsnähte der Trogbrückenversuche dieser Hersteller können aufgrund der Ausführung dem Detail Nr. 2 oder 3 entsprechend Tabelle 11-5 zugeordnet und somit in die Kerbkategorie 112 bzw. 125 einzustufen werden. Lediglich bei Trogbrückenversuch T4 wurden die Halskehlnähte gänzlich manuell geschweißt und wären somit in dem Detail Nr. 5 gemäß Tabelle 11-5, also dem Kerbfall 100 zuzuordnen.

Tabelle 11-5: Kategorisierung durchgehender Längsnähte nach DIN EN 1993-1-9 [28] Tab. 8.2

Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
125		<p><u>Durchgehende Längsnähte:</u></p> <p>1) Mit Automaten oder voll mechanisiert beidseitig durchgeschweißte Nähte.</p> <p>2) Mit Automaten oder voll mechanisiert geschweißte Kehlnähte. Die Enden von aufgeschweißten Gurtplatten sind gemäß Kerbfall 6) oder 7) in Tabelle 8.5 nachzuweisen.</p>	<p><u>Kerbfälle 1) und 2):</u></p> <p>Es dürfen keine Schweißansatzstellen vorhanden sein, ausgenommen bei Durchführung einer Reparatur mit anschließender Überprüfung der Reparaturschweißung.</p>
112		<p>3) Mit Automaten oder voll mechanisiert geschweißte Doppelkehlnähte oder beidseitig durchgeschweißte Nähte, beide mit Ansatzstellen.</p> <p>4) Mit Automaten oder voll mechanisiert einseitig durchgeschweißte Naht mit nicht unterbrochener Schweißbad-sicherung, aber ohne Ansatzstellen.</p>	<p>4) Weist dieser Kerbfall Ansatzstellen auf, ist er der Kerbgruppe 100 zuzuordnen.</p>
100		<p>5) Handgeschweißte Kehlnähte oder HV-Nähte oder DHV-Nähte.</p> <p>6) Von Hand oder mit Automaten oder voll mechanisiert einseitig durchgeschweißte Nähte speziell bei Hohlkästen.</p>	<p>5) und 6) zwischen Flansch und Steg ist eine sehr gute Passgenauigkeit erforderlich. Dabei ist bei HV-Nähten das Stegblech so anzuschrägen, dass die Wurzel ausreichend und ohne Herausfließen von Schweißgut erfasst werden kann.</p>
100		<p>7) Ausgebesserte automaten- oder voll mechanisiert geschweißte oder handgeschweißte Kehlnähte oder Stumpfnähte nach Kerbfall 1) bis 6)</p>	<p>7) Durch Nachschleifen aller sichtbaren Fehlstellen durch einen Spezialisten sowie einer entsprechenden Überprüfung kann der ursprüngliche Kerbfall wiederhergestellt werden.</p>

Auf Helms et al. [76] geht die Ermüdungsfestigkeitsabstufung in Abhängigkeit der Art und Weise und Qualität der Längshalskehlnaht zurück. Anhand von Trägerversuchen in [76] konnte das hohe Fehlerpotential, ausgehend von Ansatz- und Endstellen als geometrisch eingebrachte Kerbe, bestätigt werden. Durch Krater an der Schweißnahtoberfläche oder Schlackeeinschlüssen an der Wurzel kommt es zu erhöhten Spannungskonzentrationen und einem vorzeitigen Versagen, siehe auch Bild 11-32 bzw. Bild 11-33.

Bild 11-41 zeigt die Versuchsergebnisse der Trogbriickenversuche in Abhängigkeit des Versagenskriteriums, ermittelt mit Normalnennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ am versagenden Untergurt, im Vergleich zu den Wöhlerlinien der Langsdoppelkehlnaht unterschiedlicher Ausführung nach DIN EN 1993-1-9 [28] Tab. 8.2. Demnach erreichte keiner der vier Trogbriickenversuche die Kerbklasse 125, lediglich Trogbriickenversuch T4 erreicht die Kerbklasse 112, obwohl die Langskeltnahte manuell geschweißt wurden. Die Trogbriickenversuche T1 bis T3 erreichten bei Berücksichtigung der erreichten Schwingspielzahl bei Versagen gerade die Kerbklasse 100, davon wurden zwei mittels Traktor und einer manuell geschweißt. Die Ergebnisse spiegeln nicht die Art der Schweißung wider.

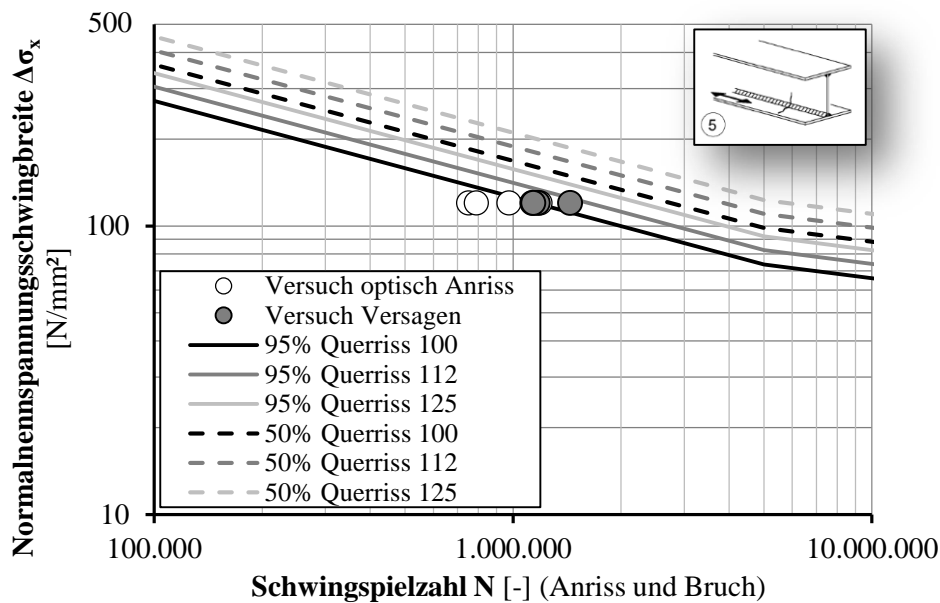


Bild 11-41: Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der Langsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ im Untergurt der Trogbriickenversuche T1 bis T4

Da der schräge Querriss bei allen vier Versuchskörpern entstand, ist die Ausrichtung des Risses nicht nur auf eine Material oder Schweißnahtungänze zurückzuführen. Die schräge Ausrichtung des Risses in Bild 11-25 deutet auf ein Versagen durch einen multiaxialen Spannungszustand hin, der zu diesem Rissbild führte.

Ein weiteres Indiz für eine kombinierte Beanspruchung auf das Konstruktionsdetail ist die relativ geringe erreichte Schwingspielzahl bei allen vier Versuchskörpern für die Versagensart des Querrisses bei alleiniger Betrachtung der Längsspannung $\Delta\sigma_x$.

Einen senkrecht zur Langснаht verlaufenden Riss zeigt Bild 11-42 am Beispiel eines Tragerausschnitts mit Riss im schubfreien Bereich des Ver-



Bild 11-42: Versagen eines geschweißten Trägers quer über die Doppelkehlnaht der Halsnaht am biegezugbeanspruchten Untergurt aus dem Forschungsprojekt OptiBri [74]

suchsträgers T0.1 aus Abschnitt 5.5. Dieser wurde als 2-Punkt-Biegeversuch zwischen den zwei Lasteinleitungspunkten, also neben der Quersteife nur biegebeansprucht, siehe auch Tabelle 5-10 in Abschnitt 5.5.4. Es lässt sich deutlich der Unterschied zwischen einem nur biegezugbeanspruchten und einem biegezug- und schubbeanspruchten Riss erkennen.

In Untersuchungen zu längsbeanspruchten Kehlnähten aus Reemsnyder [136] wurde festgestellt, dass die Risse bei gleichzeitig einwirkender Biege- und Schubbeanspruchung, im Bereich der maximalen Überlagerung der Spannung auftreten. Dies entsprach einer Rissstelle ca. 2-5 inch (ca. 5-13 cm) neben der Lasteinleitung.

Auch die Rissstelle entspricht ähnlichen Erkenntnissen aus Reemsnyder [136]. Analog zu den Untersuchungen aus [136] an längsbeanspruchten Kehlnähten an Trägerversuchen, konnte bei der Auswertung der Trogbriickenversuche festgestellt werden, dass die Ermüdungsfestigkeit von Längskehlnähten unter kombiniertem Spannungszustand mithilfe der *Schubspannungshypothese* besser vorhergesagt werden kann als mit der *Gestaltungsänderungshypothese* (von Mises).

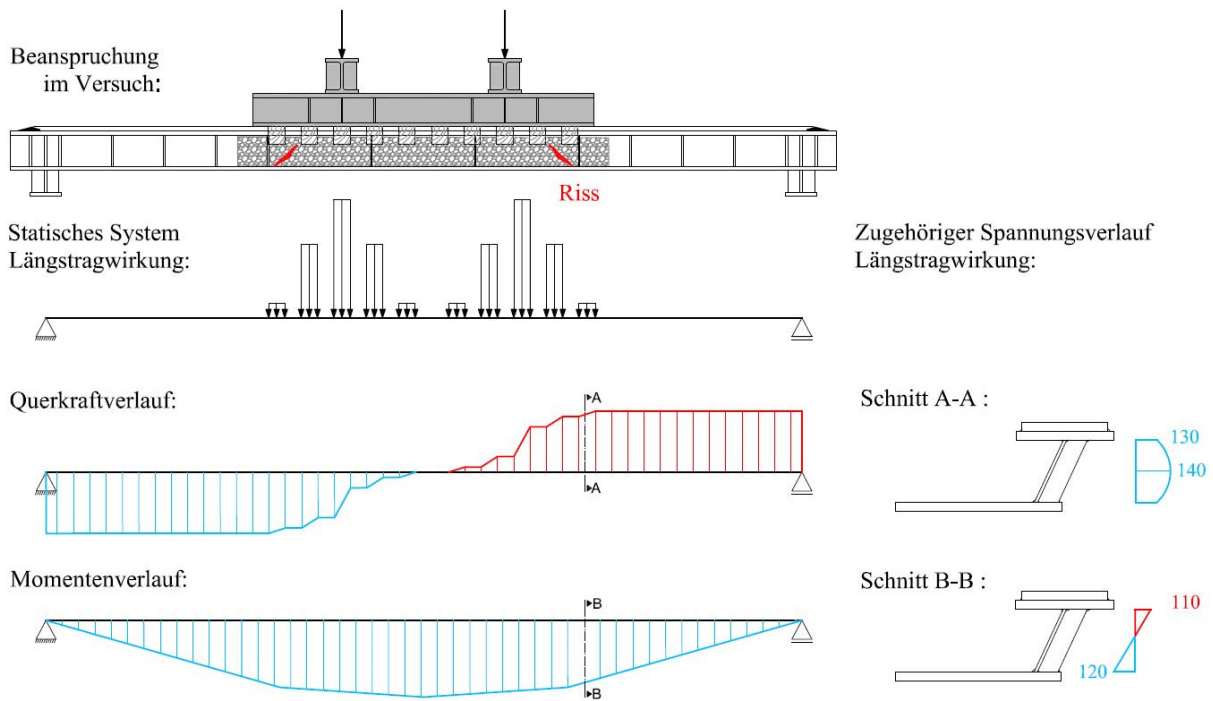


Bild 11-43: Veranschaulichung des Querkraft- (V_z) und Momentenverlaufs (M_y) mit zugehöriger Spannungsverteilung im Querschnitt A-A und B-B infolge der dargestellten Belastung

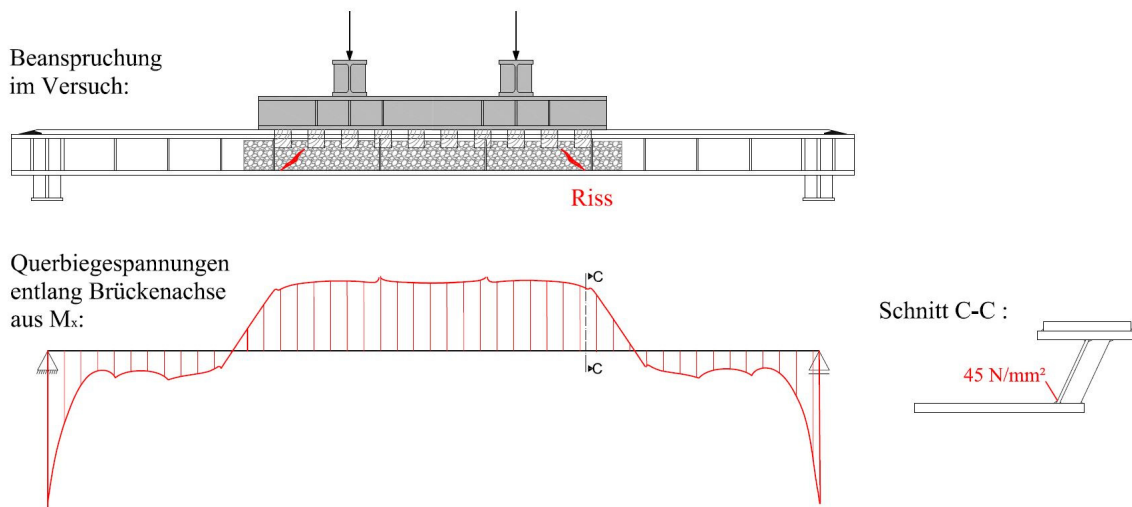


Bild 11-44: Veranschaulichung der Querbiegespannungen infolge des Momentenverlaufs M_x aus der dargestellten Beanspruchung entlang des inneren Stützfußpunkts entsprechend Bild 11-75

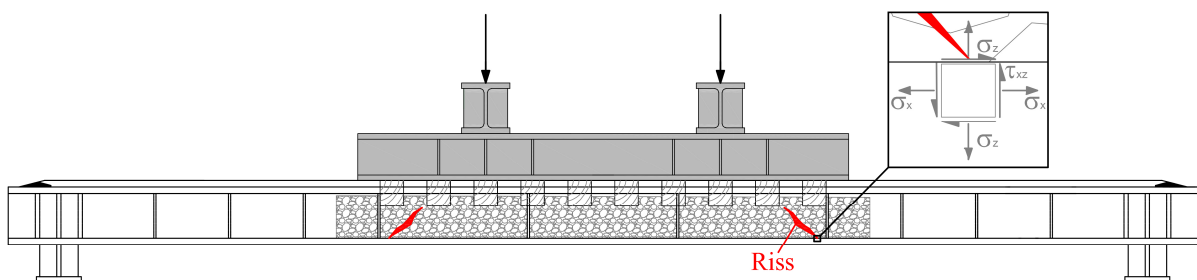


Bild 11-45: Veranschaulichung der zu berücksichtigenden Nennspannungen im Untergurt für die Ermittlung der 1. Hauptspannung σ_1 im Untergurt

Betrachtet man die Spannungsanteile, deren Einflüsse nicht vernachlässigbar sind, bleiben die Längsspannung σ_x und Schubspannung τ_{xz} aus der elastischen Berechnung, siehe Bild 11-43, sowie die Stegbiegespannungen σ_z , siehe Bild 11-44, bzw. deren Schwingbreiten $\Delta\sigma$ bzw. $\Delta\tau$ zu berücksichtigen. Für die Betrachtung der 1. Hauptspannung ergeben sich aus den Nennspannungen aus dem Finiten Elemente Modell (siehe Kapitel 11.11.5.3) die folgenden Werte. Mit Gleichung (11.11) ergibt sich die 1. Hauptspannung zu ca. 220 N/mm^2 an der Stelle des Steganschlusses. Somit ergibt sich folgendes Wöhlerdiagramm für die Berücksichtigung der nominellen 1. Hauptspannungsschwingbreite, siehe Bild 11-46.

$$\Delta\sigma_1 = \frac{\Delta\sigma_x + \Delta\sigma_z}{2} + \sqrt{\left(\frac{\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_z}{2}\right)^2 + \Delta\tau_{xz}^2} \approx 220 \text{ N/mm}^2 \quad (11.11)$$

- mit $\Delta\sigma_x$ Spannungsschwingbreite in Brückenlängsrichtung am Stützfußpunkt
- $\Delta\sigma_y$ Spannungsschwingbreite in Steghöhenrichtung am Stützfußpunkt
- $\Delta\tau_{xy}$ Schubspannungsschwingbreite am Stützfußpunkt

Unter Berücksichtigung der ersten Hauptspannung an der versagenden Stelle ergibt sich für die Gegenüberstellung mit den Bemessungswöhlerlinien nach DIN EN 1993-1-9 Bild 11-46. Die einzelnen Versuchsergebnisse führen nun zu einer deutlich besseren Übereinstimmung mit den nach DIN EN 1993-1-

9 [28] einzuhaltenen Kerbfällen als nur unter Betrachtung der Längsspannung $\Delta\sigma_x$. Die 50 % Ermüdungsfestigkeit der Kerbfallklasse 112 bzw. 125 wird nun unter Berücksichtigung des optischen Anrisses erreicht.

Dies deutet daraufhin, dass in komplexeren Strukturen durchaus die Hauptspannungen berücksichtigt werden sollte, da es zu ungünstig wirkenden Überlagerungen kommen kann. In diesem Fall führt die Betrachtung der Längsspannung im Untergurt zu unsicheren Ergebnissen (siehe Bild 11-41) und ein frühzeitiges Versagen gegenüber dem anzusetzenden Kerbfall wird erzeugt.

Ein weiterer Vorteil der Betrachtung der Hauptspannungen in Fällen von gleichzeitig auftretenden Spannungsanteilen ist die Voraussage des Bruchwinkels φ mit Gleichung (11.12). Im Fall der Trogbrückenversuche stimmt der mit Gleichung (11.12) bestimmte Bruchwinkel φ mit dem nach Versuchsende gemessenen Bruchwinkel von ca. $\varphi_{\text{Bruch}} = 35 - 40^\circ$ sehr gut überein.

$$\tan(2\varphi) = \frac{2 \Delta\tau_{xz}}{\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_z} \rightarrow \varphi = 37^\circ \quad (11.12)$$

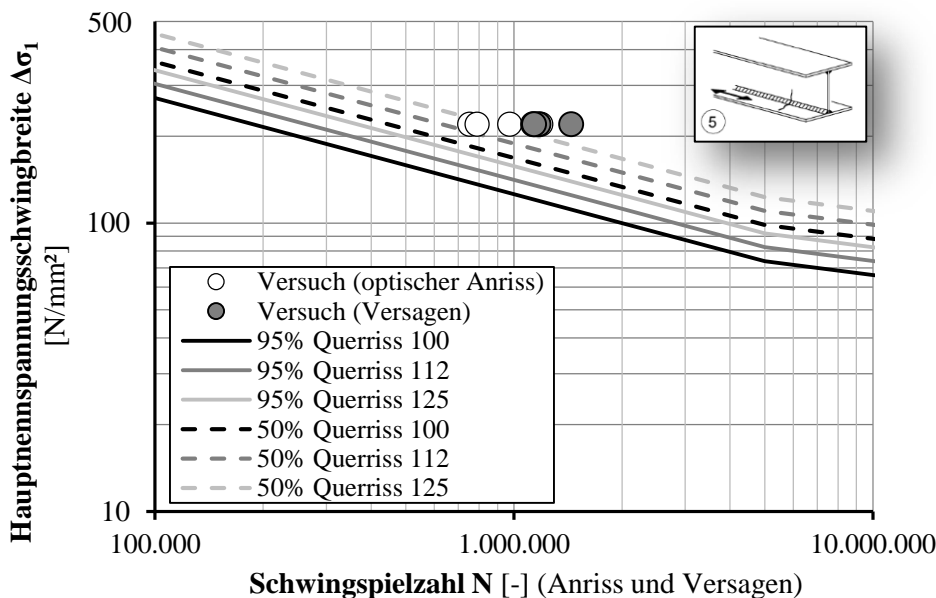


Bild 11-46: Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der 1. Hauptspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_1$ der Trogbrückenversuche T1 bis T4

11.9 Interpretation hinsichtlich der Anwendung des HFH-Verfahrens

11.9.1 Schweißnahtfehler

Die Anwendung des HFH-Verfahrens PIT auf allen Schweißnahtübergängen jeweils einer Brückenseite (siehe Bild 11-4) führte bei drei von vier durchgeführten Trogversuchen zum maßgeblichen Versagen auf der unbehandelten Brückenseite. Lediglich Trogbrückenversuch T2 versagte auf der HFH-behandelten Seite. Zwar konnte bisher keine ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung für HFH-behandelte längsbeanspruchte Nähte quantifiziert werden, sondern nur für querbeanspruchte Nähte, wie z.B. Quersteifen- oder querbeanspruchte Stumpfstoßnähte, jedoch scheint die HFH-Nachbehandlung die Rissinitiierung auf der HFH-behandelten Seite auch für die längsbeanspruchte Naht jeweils verzögert zu haben, so dass die unbehandelte Seite bei 3 von 4 Versuchen maßgeblich versagte.

Im Anschluss an die Versuchsdurchführung konnte bei Betrachtung der maßgebenden Bruchflächen von Versuch T2 ein Schweißnahtbindefehler an der HFH-behandelten Längskehlnaht identifiziert werden, siehe Bild 11-32 und Bild 11-21 in der Übersicht. Der Rissausgang an der HFH-behandelten Seite ist auf diese Schweißnahtungänze zurückzuführen. Existieren kritische Schweißnahtfehler im Inneren der Naht, wie in dem vorliegenden Fall von Versuch T2, kann durch die Anwendung der HFH-Verfahren an den Schweißnahtübergängen keine verbesserte Ermüdungsfestigkeit erreicht werden, da das Versagen unabhängig davon durch den inneren Fehler hervorgerufen wird und nicht durch den verbesserten Nahtübergang [46].

11.9.2 Beobachtungen bezüglich der Dehnungen

Die aufgezeichneten Dehnungsmessungen nahe den Schweißnahtübergängen zeigten bei allen vier Trogbrückenversuchen auf der HFH-behandelten Seite stets einen konstanteren Verlauf als auf der unbehandelten Seite. Sowohl die Dehnungsschwankung einzelner Messstellen war gegenüber der im Schweißzustand belassenen Seite gering als auch der Vergleich aller Dehnungsmessungen. Alle Dehnungen lagen insgesamt dichter beieinander und wiesen weniger Schwankungen auf.

Bei einem so gedrungenen Brückenkörper mit dicken Blechen, liegen durch die behinderte Schrumpfung Schweißeigenspannungen in hohem Maße vor. Es kann angenommen werden, dass sich durch das lokale, nachweisliche Einbringen von Druckeigenspannungen [170] der Eigenspannungszustand im Querschnitt durch die Gleichgewichtsbedingungen bereichsweise stabilisiert. Der Dehnungsverlauf infolge äußerer Beanspruchung verteilt sich dementsprechend durch innere Überlagerung mit den Eigenspannungszustand ausgeglichener über den Querschnitt als im Zustand „wie geschweißt“. Mögliche Spannungsspitzen durch äußere Beanspruchungen im Querschnitt, werden somit auch durch die lokale Anwendung der HFH-Verfahren zusätzlich reduziert. Das Auftreten von Spannungsspitzen kann mit ein Grund für die maßgebliche Rissinitiierung auf der unbehandelten Seite sein.

11.10 Zusammenfassung der Erkenntnisse der Trogbrückenversuche

Anhand der Trogbrückenversuche konnte die Überlagerung aus Längs- und Quertragwirkung, die speziell bei Dickblech-Trogbrücken auftaucht, versuchstechnisch nachvollzogen und mithilfe von messtechnischen Einrichtungen dokumentiert werden.

Die Spannungsüberlagerung von Längs-, Quer- und Schubspannungen führte zu Ermüdungsrissen, die zum Versagen des Hauptträgers führten, die am Halskehlnahtanschluss zwischen Fahrbahnblech und Steg induziert wurden. Mithilfe der Bruchflächen und Makroschliffen der Anschlussquerschnitte wurde das spezifische Verhalten auf ein Wurzelversagen unter kombinierter Beanspruchung zurückgeführt.

Ähnlich den Kleinversuchen aus Abschnitt 10.3 konnte gezeigt werden, dass die alleinige Querbiege Wirkung zwar zu Anrissen führt, allerdings unkritisch für das Gesamttragwerk ist und die höher beanspruchte, benachbarte Halsnaht maßgebend wurde. Es konnte demnach kein Versagen am Nahtübergang zum Steg hervorgerufen werden.

Bei der Bemessung sollten die Querbiegespannungsanteile $\Delta\sigma_z$ allerdings nicht vernachlässigt werden, sondern beim Nennspannungsnachweis mit den einwirkenden Hauptspannungen entsprechend Gleichung (11.11) mitgeführt werden.

Auch zum Verlauf der Querbiegespannungen entlang der Stegachse konnten wichtige Erkenntnisse gewonnen werden. So wird die anziehende, lokale Steifigkeit des ausgesteiften Stegquerschnitts ebenso deutlich wie die Biegeanfälligkeit infolge der Weichheit des unausgesteiften Bereichs. Dieses Verhalten wird durch die Rissübersicht aller Trogversuche in Bild 11-24 anschaulich.

Durch die Anwendung der HFH-Nachbehandlung auf einer Brückenhälfte jedes Trogbrückenversuchs, wurde die Wirksamkeit und Steigerung der Lebensdauer auf der nachbehandelten Seite nachgewiesen. Lediglich im Fall eines Schweißnahtfehlers wurde das maßgebende Versagen auf der HFH-behandelten Seite hervorgerufen.

Die Erkenntnisse aus den Untersuchungen aus Abschnitt 10.3 und 11.6 zeigen, dass zur Darstellung und ganzheitlichen Analyse komplexer Spannungszustände die Kombination aus Klein- und Bauteilversuchen erforderlich ist.

11.11 Numerische Modellierung der Trogbrückenversuche

11.11.1 Allgemeines

Aufgabe des numerischen Modells sind die Erkenntnisse der Dehnungszustände über die Dehnungsmessungen der Trogbrückenversuche hinaus zu erweitern, um daraus beeinflussende Parameter und Sachverhalte ableiten zu können. In einem ersten Schritt wird der Aufbau des Modells beschrieben, weiter werden die im Trogbrückenversuch gemessenen Dehnungen, die das globale Tragverhalten beschreiben, zur Validierung des Modells herangezogen. Anhand des verifizierten Modells werden gezielt kritische Stellen, insbesondere die Halskehlnaht zwischen Fahrbahnblech und Steg, untersucht und das Verhalten und die Größe der Stegbiegespannungen entlang der Trogbrücke abgeleitet.

11.11.2 Erstellung des FE-Modells

11.11.2.1 Belastungsansatz

Mithilfe der Software ANSYS Classic 16 [1] wurde ein parametrisches Modell der durchgeführten Trogbrückenversuche mit der sogenannten Bottom Up Methode erstellt. Die Lagerungsbedingungen und die Lasteinleitung wurden zur Vereinfachung weitestgehend abstrahiert. Im Folgenden werden die Randbedingungen des Modells beschrieben.

Die Eigengewichte der Lasteinleitungselemente sind entsprechend der Teilgewichte berücksichtigt und ergeben in Summe 15 kN. Da unmittelbar vor der Beanspruchung tariert wurde, enthalten die Dehnungsmessungen keine Anteile aus ständigen Lasten, sondern lediglich aus Ermüdungsbeanspruchung. Für das numerische Modell wurde das berücksichtigt.

Wie auch durch Schrade [141] und [142] bereits angeregt, stellt sich bei Dickblech-Trogbrücken u.a. durch die Wirkung des Schotterbetts die Frage der Lastverteilung auf das Fahrbahnblech bzw. die Stege. Bild 11-47 zeigt die für die Modellierung geprüften Lastverteilungen. Dabei beschreibt a) den Fall der Lastverteilung entsprechend LM 71 aus DIN EN 1991-2 [23], b) den Fall für eine konstante rechteckige Lastverteilung und c) die Situation mit einer konstanten rechteckigen Lastverteilung mit anteiliger direkter Stegbeanspruchung. Für die Lastverteilung entsprechend LM 71 wurden die Empfehlungen nach Klotzinger [81] und [82] für die Druckverteilung der Einzellasten befolgt.

Bild 11-48 zeigt den Vergleich der numerisch ermittelten Dehnungen der Fälle a und c aus Bild 11-47 im Vergleich zu den gemessenen Dehnungen aus dem Trogbrückenversuch in Quer- (MQ) und Längsrichtung (ML). Die Gegenüberstellung der Dehnungen mit den variierten Lastanordnungen zeigt, dass die konstante, rechteckige Lastverteilung mit der Höhe der Quer- und Längsdehnung in Feldmitte des Versuchs gut übereinstimmt. Vor allem die Querdehnungen zeigen eine sehr gute Übereinstimmung, die Längsdehnung wird durch das FE-Modell etwas unterschätzt. Das Schotterbett im Versuch hat demnach die Lasten aus den zwei Zylindern sehr gut verteilt. Die Verteilung entsprechend LM 71 aus DIN EN 1991-2 [23] bzw. gemäß Klotzinger [81] und [82] konnte für die Trogbrückenversuche nicht bestätigt

werden. Entsprechend der Modellierung wäre dadurch die Beanspruchung in Feldmitte geringer gewesen und hätte sich unterhalb der Zylinder sträker konzentriert.

Für die Modellierung wurde deshalb eine einzelne rechteckig verteilte Flächenlast verwendet.

Im Verlauf der Anpassung des Modells hat sich gezeigt, dass eine anteilige Beanspruchung auf die Stege, also Fall c) aus Bild 11-47 einen Einfluss auf das Verhältnis von Quer- zu Längsdehnungen zeigt. Entsprechend den globalen Dehnungsmessungen aus Abschnitt 11.6.2 wurde auf die beiden Stegflächen 12,5 % der Gesamtlast berücksichtigt.

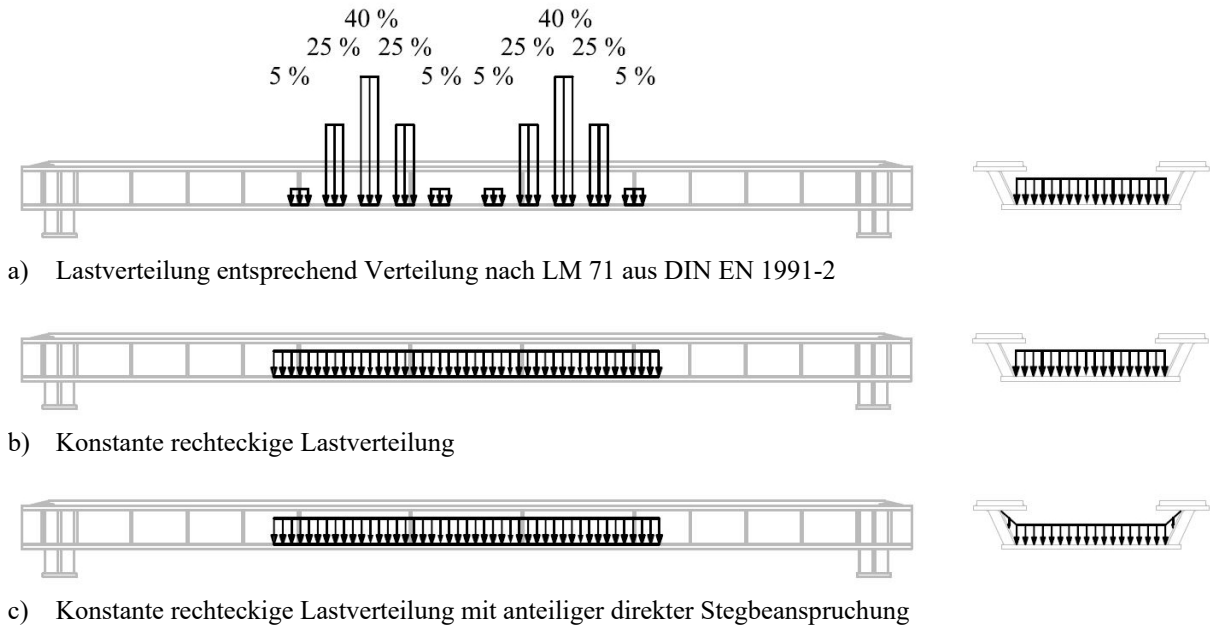


Bild 11-47: Anhand des numerischen Modells überprüfte Lastverteilungen

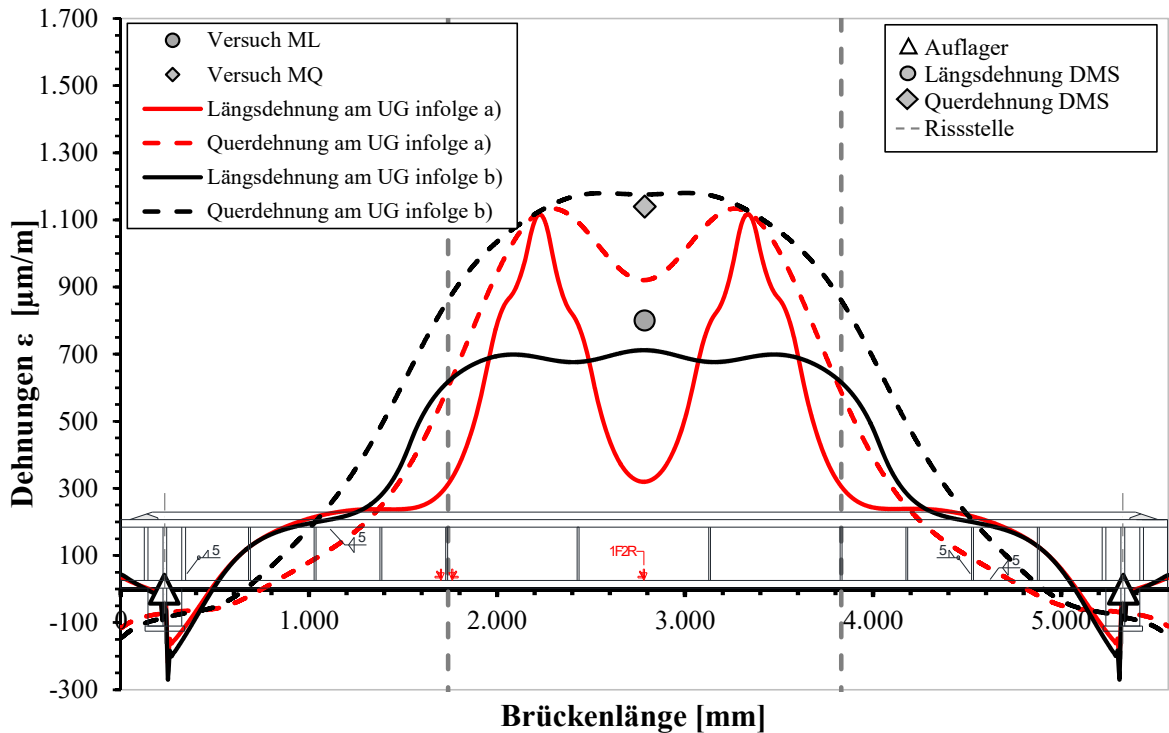


Bild 11-48: Vergleich der FE-Berechnung mit gemessenen Längsdehnungen am Untergurt in Feldmitte unter Variation der Lastverteilung entsprechend Bild 11-47

11.11.2.2 Elementgröße und Vereinfachungen

Die Stahlbleche des Trogversuchs wurden entsprechend den Soll-Abmessungen der Trogbrückenversuche modelliert. Auf die Modellierung der Schweißnähte wurde verzichtet. Um die Stahlbleche zu verbinden, wurden die geometrisch aufeinanderliegenden Punkte miteinander verschmolzen. Die Elementierung wurde für den gesamten Brückenkörper relativ fein gewählt und durch eine Sensitivitätsanalyse und anhand der Dehnungsmessungen festgelegt. Die Elementkantenlänge, die für das validierte Modell genutzt wurden, sind in Tabelle 11-6 für die verschiedenen Bauteile angegeben. Bild 11-49 zeigt die Übersicht und eine detailliertere isometrische Ansicht auf das Modell.

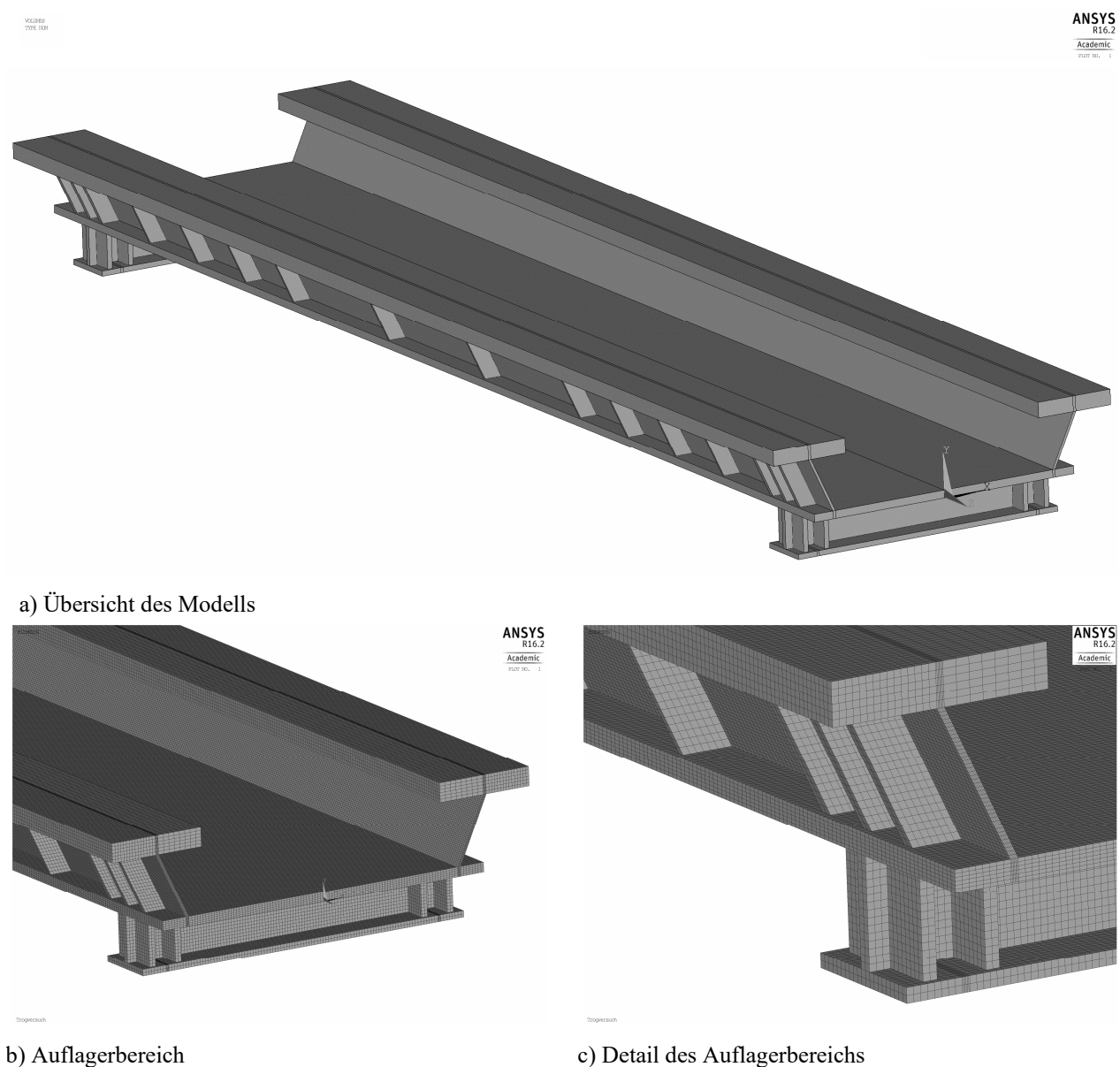


Bild 11-49: Darstellung des numerischen Modells „Trogbrückenversuch“ (Maße entsprechend Bild 11-1 und entsprechend Anhang E, Bild E-1)

Tabelle 11-6: Elementkantenlängen der Bauteile in Brückenlängs- und querrichtung

	Bauteil	Kantenlänge Element
Brückenlängs- richtung	Untergurt	10 mm
	Steg	10 mm
	Obergurt (Steganschluss)	10 mm (5/3 mm)
	Steifen Brückenlängs	10 mm
Brückenquer- richtung	Untergurt (Steganschluss)	10 mm (5/3 mm)
	Steg	10/6 mm
	Obergurt (Steifen) (Steganschluss)	20 mm (10 mm) (5/3 mm)
	Steifen	10 mm

11.11.3 Validierung des Modells

11.11.3.1 Validierung anhand globaler Messpunkte

Zur Validierung des numerischen Modells stehen verschiedene Dehnungs- und Verformungsmessungen an einigen Stellen des Trogbrückenversuchs zur Verfügung. Weitestgehend ungestört von lokalen Einflüssen sind die globale Dehnungs- und Verformungsmessungen. Anhand dieser wurde das Modell an verschiedenen Stellen mittels Dehnungsmessungen validiert und überprüft. Tabelle 11-7 gibt einen Überblick über die erfassten globalen Größen und deren Position, siehe auch Bild 11-9 in Abschnitt 11.5. Dabei werden in den nachfolgenden Diagrammen die in Querrichtung gemessene Dehnung in Feldmitte mit MQ und die in Längsrichtung an der gleichen Stelle gemessene Dehnung mit ML bezeichnet. Die Längsdehnungen in Feldmitte direkt unterhalb der Stege wurden mit M1 und M2 entsprechend der jeweiligen Trägerseite bezeichnet. An der gleichen Stelle befanden sich zur Aufnahme der vertikalen Verformung die Wegaufnehmer WA1 und WA2. Weitere Messstellen in Längsrichtung FL1 und FL2 wurden in Längsrichtung in Feldmitte, in Querrichtung 300 mm neben der Querschnittsmitte aufgebracht.

Für den Abgleich mit dem numerischen Modell wurden Datenpfade an den in Bild 11-50 gekennzeichneten Achsen angelegt. Sämtliche Dehnungen und Verformungsgrößen können entlang der Pfade ausgelesen werden. Das globale Koordinatensystem bezieht sich auf den Versuchskörper. Das lokale Koordinatensystem wurde zur Ermittlung des Stegbiegeverlaufs an den schrägen Stegen angelegt.

Für die Darstellung in den Diagrammen wird der Faktor v eingeführt, der das Verhältnis von Versuchsdehnung ε_{exp} zum numerisch ermittelten Dehnungswert ε_{num} analog zu Gleichung (11.13), beschreibt.

$$v = \varepsilon_{exp} / \varepsilon_{num} \quad (11.13)$$

Tabelle 11-7: Übersicht der Dehnmessstreifen zur Validierung des Modells

Bezeichnung	Stelle in Brückenlängsrichtung x [mm]	Stelle in Brückenquerrichtung y [mm]	Messrichtung	Modellrichtung	Versuchskörper
DMS_MQ	2.785	Feldmitte 0 (M)	Brückenquerrichtung (Q)	(x)	T2, T3
DMS_ML	2.785	Feldmitte 0 (M)	Brückenlängsrichtung (L)	(z)	T1, T2; T3
DMS_FL1	2.785	-300	Brückenlängsrichtung (L)	(z)	T1
DMS_FL2	2.785	+300	Brückenlängsrichtung (L)	(z)	T1
DMS_M1	2.785	-473,5	Brückenlängsrichtung (L)	(z)	T4
DMS_M2	2.785	473,5	Brückenlängsrichtung (L)	(z)	T4
WA_1	2.785	-473,5	vertikal	(y)	
WA_2	2.785	473,5	vertikal	(y)	

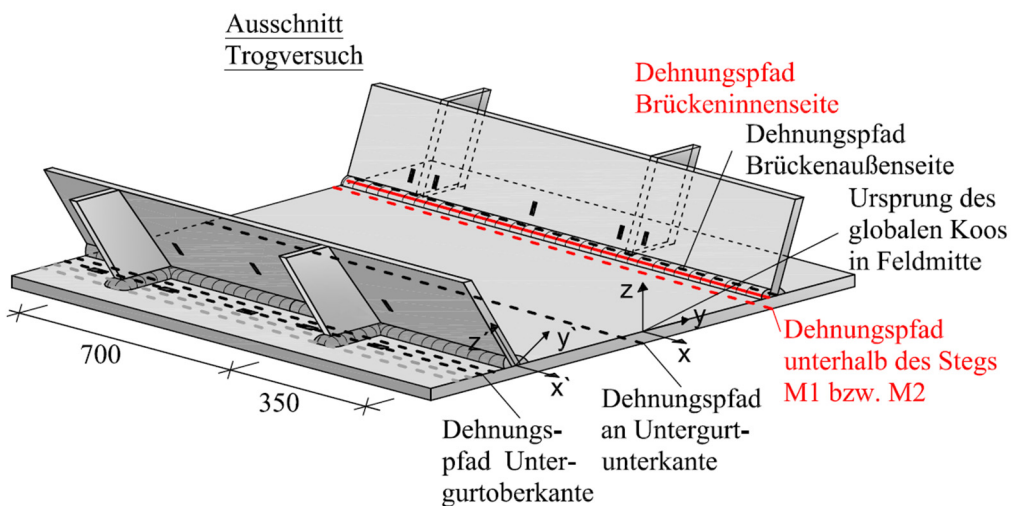


Bild 11-50: Darstellung der Pfade entlang der Brückenlängsachse an einem Ausschnitt ab Feldmitte

Bild 11-51 zeigt den Vergleich der numerischen Dehnungen entlang des Pfads in Quer- und Längsrichtung in Querschnittsmitte. Die im Versuch gemessenen Längsdehnungen konnten nicht ganz erreicht werden, so dass hier ein Faktor von $\nu = 1,1$ vorliegt. Die Querdehnungen konnten auf 5 % genau abgebildet werden und sind im numerischen Modell größer. Somit wurde ein Verhältnis von Quer- zu Längsdehnung von 1,55 erreicht. Weiterer globaler Anhaltspunkt sind die Dehnungen in Feldmitte, unterhalb der Stege, siehe Bild 11-50. Im Versuch lagen die Dehnungen unterhalb der Stege im Mittel bei $815 \mu\text{m/m}$. Die numerisch ermittelten Dehnungen liegen nur 2 % darunter, siehe Bild 11-52.

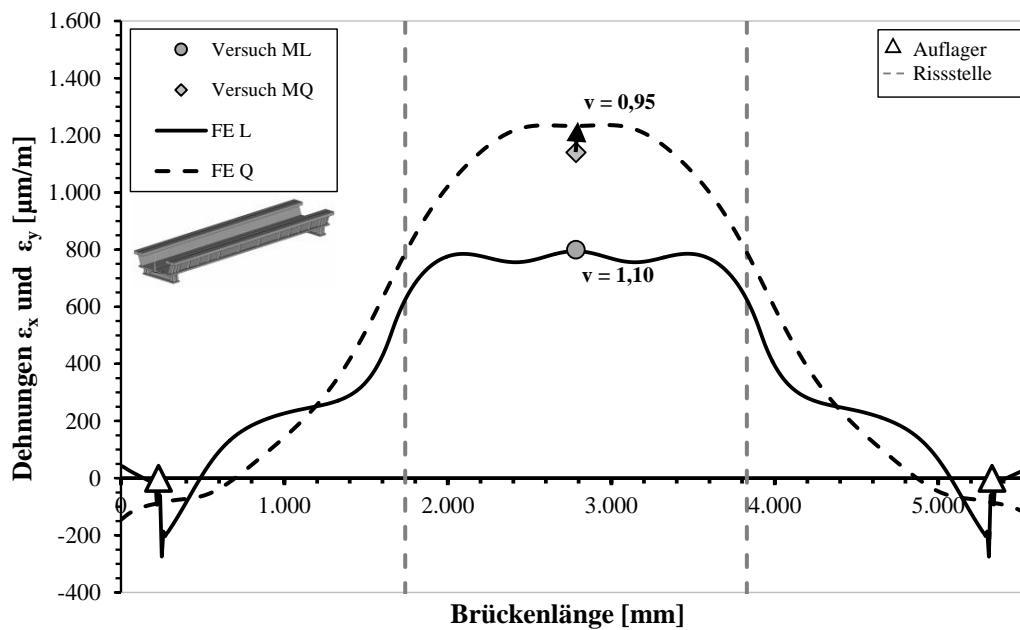


Bild 11-51: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x und Querdehnungen ε_y auf der Untergurt-Unterkante

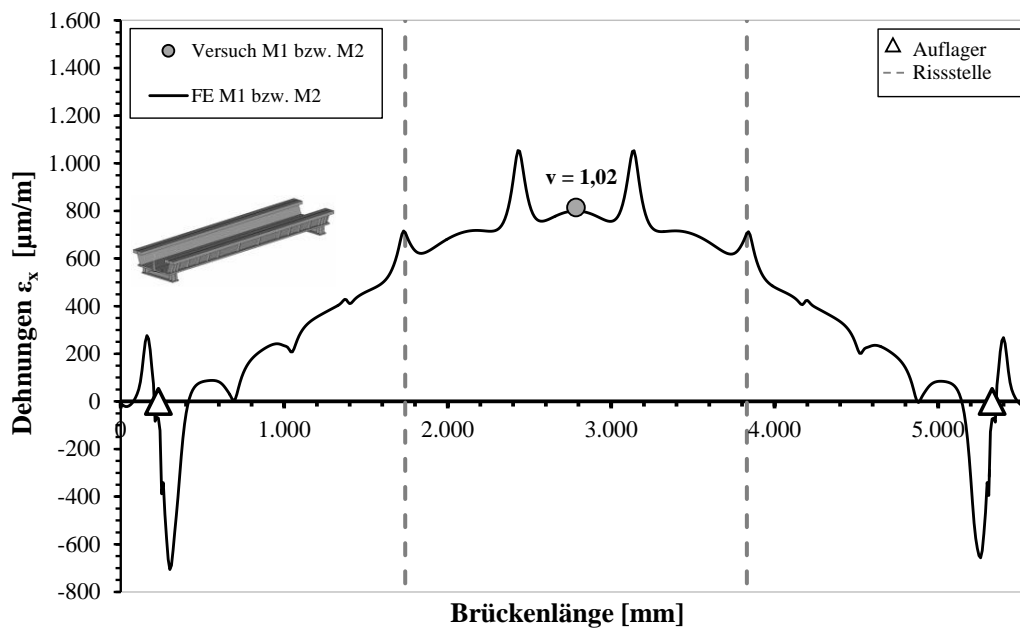


Bild 11-52: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x unterhalb der Stege

11.11.3.2 Validierung anhand lokaler Messpunkte

Die Messpunkte nahe der Quersteife zählen zu den Messungen, die durch lokale Steifigkeitssprünge z.B. durch Nähe zu Schweißnähten, stark beeinflusst sein können. Für die Validierung des Modells sind sie nur in geringem Maße geeignet, sollten allerdings zur Beurteilung des Modells nicht außer Acht gelassen werden.

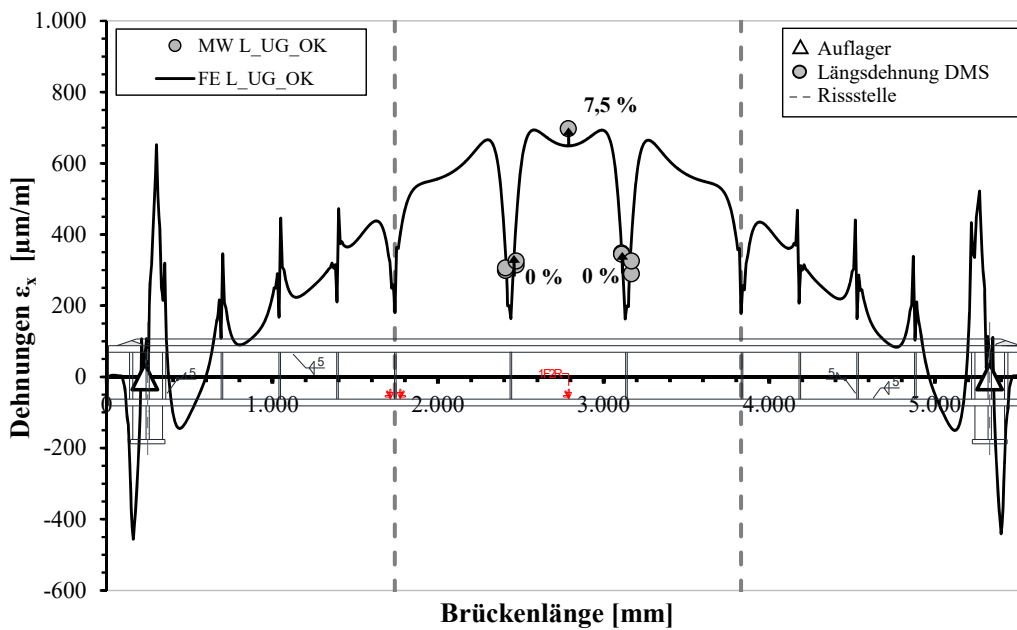


Bild 11-53: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x auf Unterseite-Oberkante

Die Messungen auf der Oberkante des Fahrbahnblechs nahe der Quersteifen und deren numerische Darstellung sind Bild 11-53 zu entnehmen. Die Längsdehnung an den Quersteifen, wie auch mittig zwischen den Quersteifen, sind durch das numerische Modell mit einer Abweichung von 0 % bzw. im Fall der Dehnung zwischen den Steifen von 7,5 % noch gut beschrieben.

Das numerische Modell kann somit als validiert angesehen werden und für den weiteren Verlauf können die erforderlichen Dehnungen dem Modell entnommen werden.

11.11.4 Ergebnisse der Quer- und Längsdehnungen entlang des Trogbriickenversuchs

Bild 11-54 zeigt den Querdehnungsverlauf ε_{yy} im Briickenquerschnitt (grau skizziert) für den symmetrischen Briickenhalbquerschnitt entlang der Briickenlänge bis zur Feldmitte bei 2785 mm in Abständen von 230 mm an der Unterseite des Fahrbahnblechs. In Längsrichtung befindet sich bei 230 mm der Auflagerpunkt. Prinzipiell erkennt man anhand der schrittweisen Dehnungsverläufe drei unterschiedliche Bereiche:

- grau/schwarz gestrichelter Bereich ($230 \leq L \leq 690$):
 - Konstanter Bereich geringer Querdruckdehnungen in Querschnittsmitte,
 - Querdehnungsnulldurchgang stegnah im schotterberührten Fahrbahnbereich,
 - Querzugdehnungen im stegnahen Bereich zur Feldmitte hin ansteigend
- rot gestrichelter Bereich ($920 \leq L \leq 1390$):
 - mäßige Querzugdehnung in Querschnittsmitte,
 - Querdehnungsnulldurchgang stegnah außerhalb des im schotterberührten Fahrbahnbereichs,
- grün/blau gestrichelter Bereich ($1710 \leq L \leq 2785$):
 - Hohe Querzugdehnung in Querschnittsmitte,
 - Querdehnungsnulldurchgang im schotterberührten Fahrbahnbereich,
 - Unterhalb des Steges Querdruckspannungen

Die Längsdehnungsverläufe ϵ_{xx} in Bild 11-55 zeigen einen deutlich konstanteren Verlauf über den symmetrischen Halbquerschnitt. Auch hier können im Wesentlichen die drei Bereiche differenziert werden. Lediglich zwei Linien stechen hervor. Die hellblaue Linie bei 1710 mm Brückenlänge, was annähernd den Drittpunkten der Brückenlängsrichtung entspricht, und die schwarze Kennlinie bei 690 mm im auflagenahen Bereich.

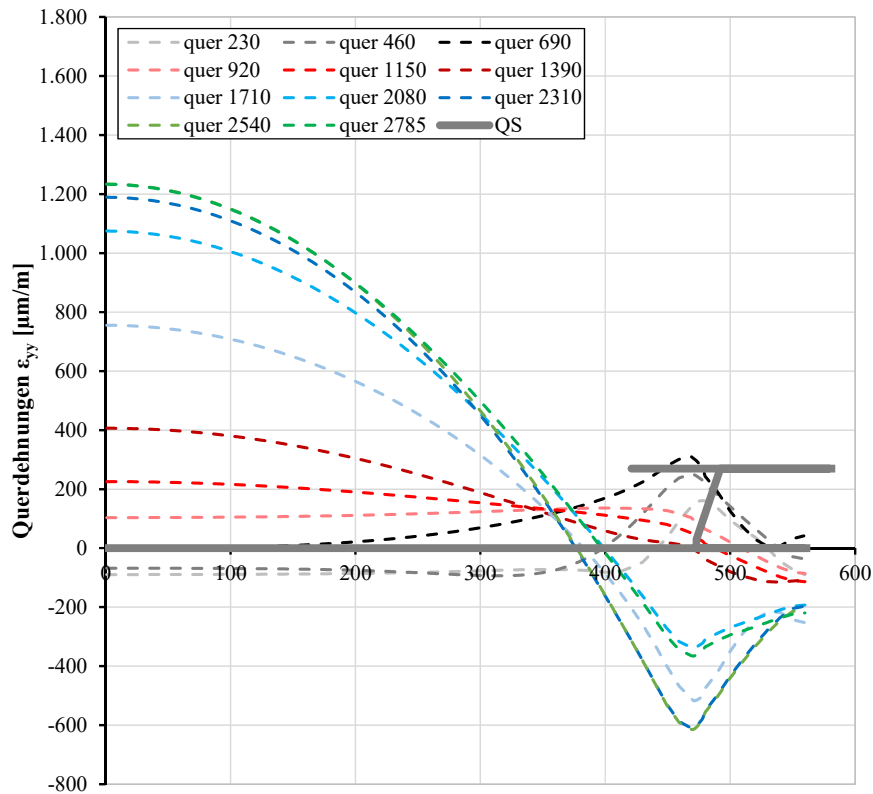


Bild 11-54: Querdehnungen ϵ_{yy} entlang des Brückenquerschnitts auf Höhe der Fahrbahnblechunterkante in Schnitten

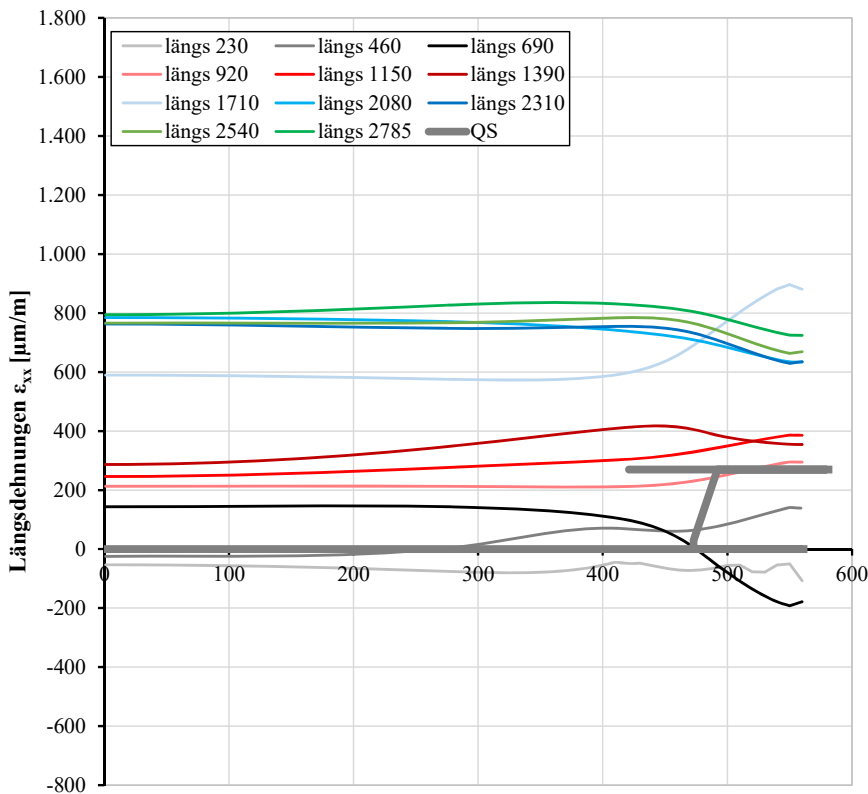


Bild 11-55: Längsdehnungen ε_{xx} entlang des Brückenquerschnitts auf Höhe der Fahrbahnblechunterkante in Schnitten

Bild 11-56 zeigt die Rissübersichten aller Trogbrückenversuche im Vergleich zur Hauptspannungsdarstellung der Brücke in der Draufsicht, siehe Bild 11-57. Bild 11-58 zeigt die Hauptspannungen am gesamten Trogbrückenversuch. Anhand der Farbgebung lassen sich deutlich die höchstbeanspruchten Bereich an den Auflagerpunkten und an den Steganschlüssen in Übereinstimmung mit der Rissübersicht erkennen. Hinsichtlich des kritischen Versagens der Trogbrückenversuche, sind die Hauptspannungen im Bereich der Steifen 1 bzw. 4 von gesteigertem Interesse. Aus den Hauptspannungsplots in Bild 11-57 und Bild 11-58 geht deutlich hervor, dass der dunkelgraue Bereich an den Steifen 1 und 4 gegenüber 2 und 3 breiter ist.

Wie sich anhand Bild 11-59 erkennen lässt, herrschen an den beiden Steifen 2 und 3 in Feldmitte größere Zugspannungen in Querrichtung als an den Steifen 1 und 4. Aus der Längsspannungsdarstellung in Bild 11-60 geht eine ähnliche Verteilung hervor. Die Schubspannungen führen letztendlich zu einem Anstieg der Hauptspannungen im Bereich der Steifen 1 und 4, so dass diese gegenüber den Steifenbereichen 2 und 3 rissmaßgebend werden.

Die Trogbrückenversuche haben in Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit gezeigt, dass das Konstruktionsdetail der Längsnaht unter der Kombination aus Längs- und Schub und Querbeanspruchung maßgebend für das Versagen war, so dass deshalb die Stegspannungsanteile von Interesse sind. Außerdem konnten auch im Inneren des Trogbrückenkörpers Risse entlang der Längshalskehlnaht unterschiedlicher Initiierung festgestellt werden.

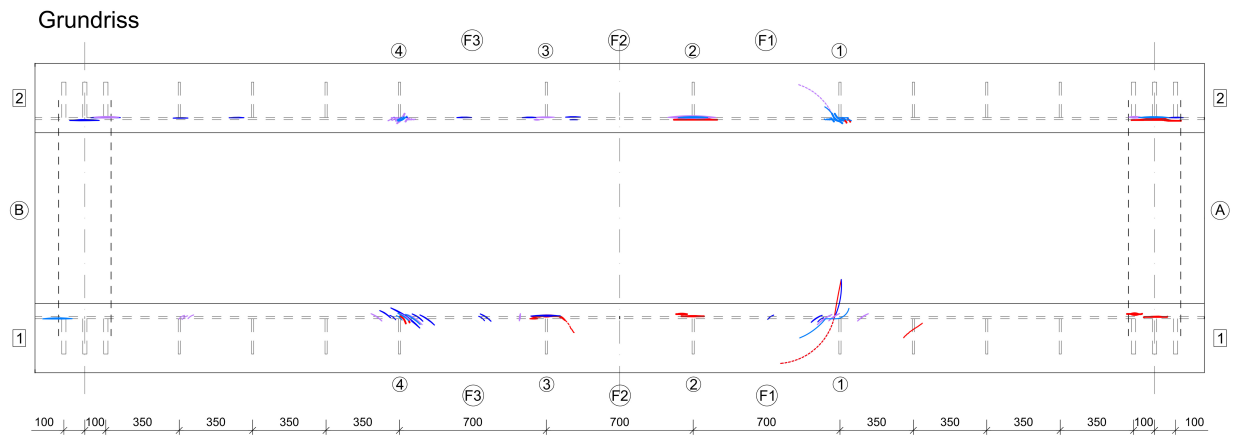


Bild 11-56: Rissübersicht aller Trogbrückenversuche

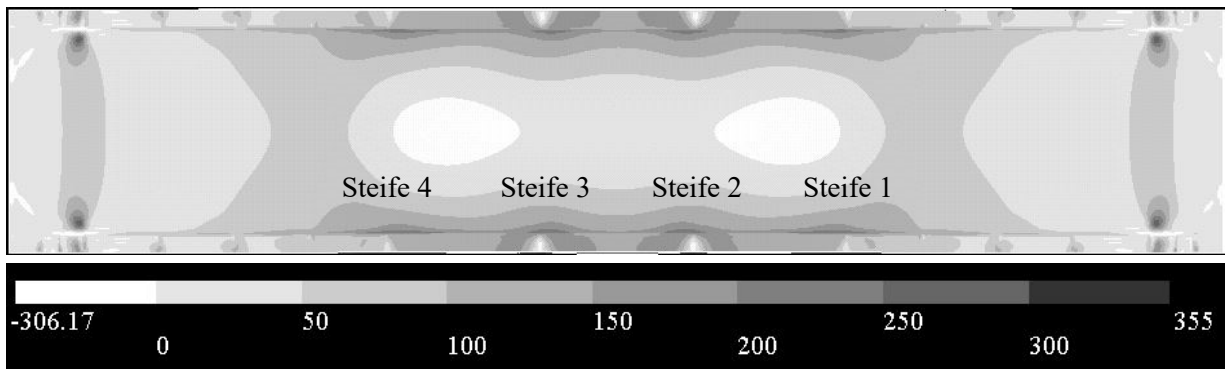


Bild 11-57: Numerisch ermittelte Hauptspannungen σ_1 in N/mm² am Fahrbahnblech (Draufsicht)

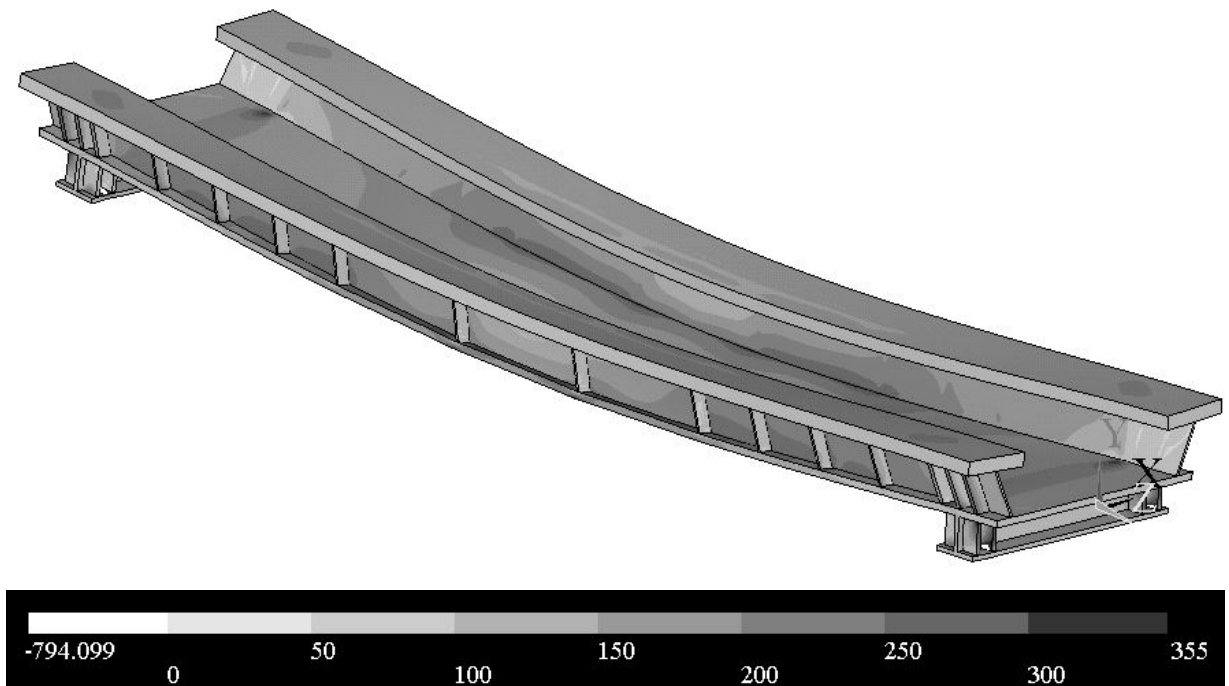
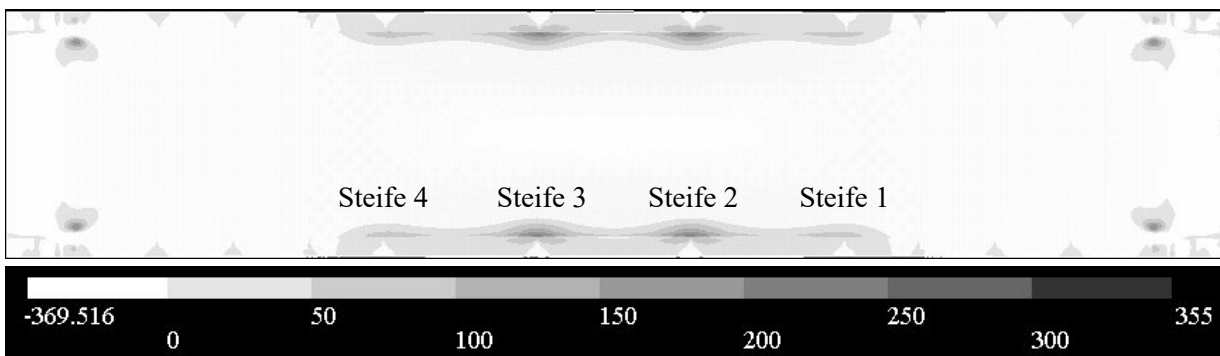
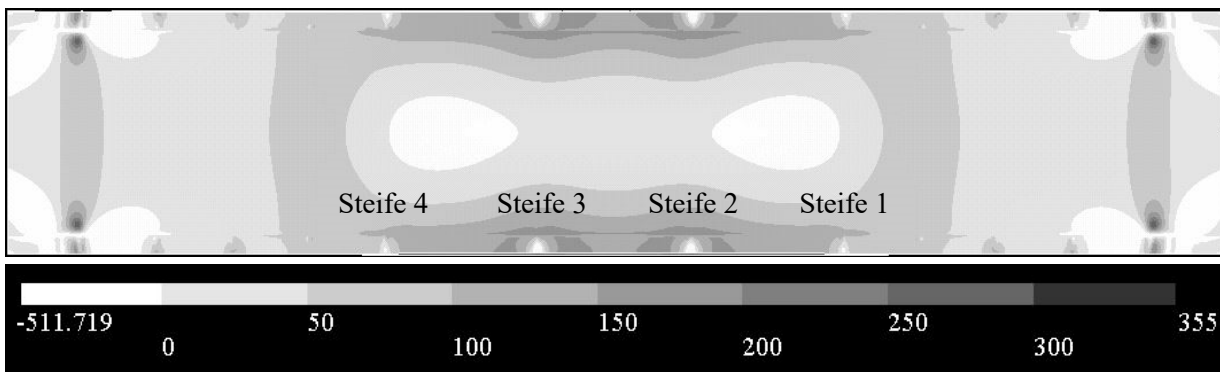


Bild 11-58: Numerisch ermittelte Hauptspannungen σ_1 in N/mm² am Trogbrückenversuchskörper (Isometrie)

Bild 11-59: Numerisch ermittelte Querspannungen σ_y in N/mm^2 am Fahrbahnblech (Draufsicht)Bild 11-60: Numerisch ermittelte Längsspannungen σ_x in N/mm^2 am Fahrbahnblech (Draufsicht)

11.11.5 Wirkung der Quersteifen

11.11.5.1 Globales Verhalten

Der Einfluss der Quersteifen auf das globale Tragverhalten ist umstritten. Der Vergleich der numerischen Ergebnisse mit (schwarze Graphen) und ohne Quersteifen (rote Graphen) entlang der Brücke in Querschnittsmitte, Bild 11-61 zeigt, dass die Quersteifen einen sehr geringen Einfluss auf das Längstragverhalten zeigen, jedoch die Dehnungen in Querrichtung, vor allem in Feldmitte, durch die Quersteifen beeinflusst sind. Die Querdehnung nimmt ab den Viertelpunkten kontinuierlich zu und erreicht ihr Maximum in Feldmitte mit einer 17 % größeren Querdehnung als bei der Modellvariante mit Quersteifen (schwarze gestrichelte Linie).

Zwar kompensieren die Quersteifen nicht die fehlenden Querträger, allerdings sind die Stege dadurch versteift, so dass die Stegverbindung, ähnlich einem biegesteifen Rahmen, die Schnittgrößen (Plattenmomente) anzieht. Folglich verringert sich die Querdehnung in Querschnittsmitte und es entstehen größere Einspannmomente an den ausgesteiften Stegstellen.

Bild 11-62 zeigt die aus den numerischen Dehnungen ε_{xx} , ε_{yy} und ε_{zz} berechneten Spannungen unter Anwendung der Gleichungen (11.1) bis (11.3). Die Spannungen in Querrichtung der Brücke zeigen in Feldmitte einen ausgeprägten konstanten Verlauf zwischen den angedeuteten Rissstellen (gestrichelte graue Linie), sowohl im numerischen Modell mit und ohne Quersteifen.

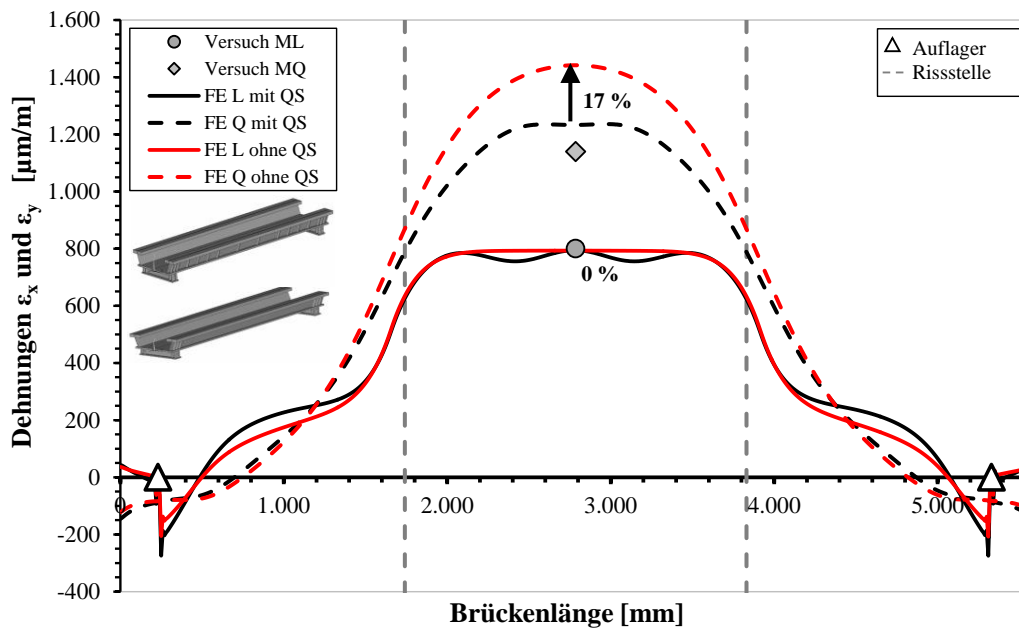


Bild 11-61: Längsdehnungen ϵ_x und Querdehnungen ϵ_y in Querschnittsmitte mit und ohne Quersteifen (QS) aus numerischem Modell

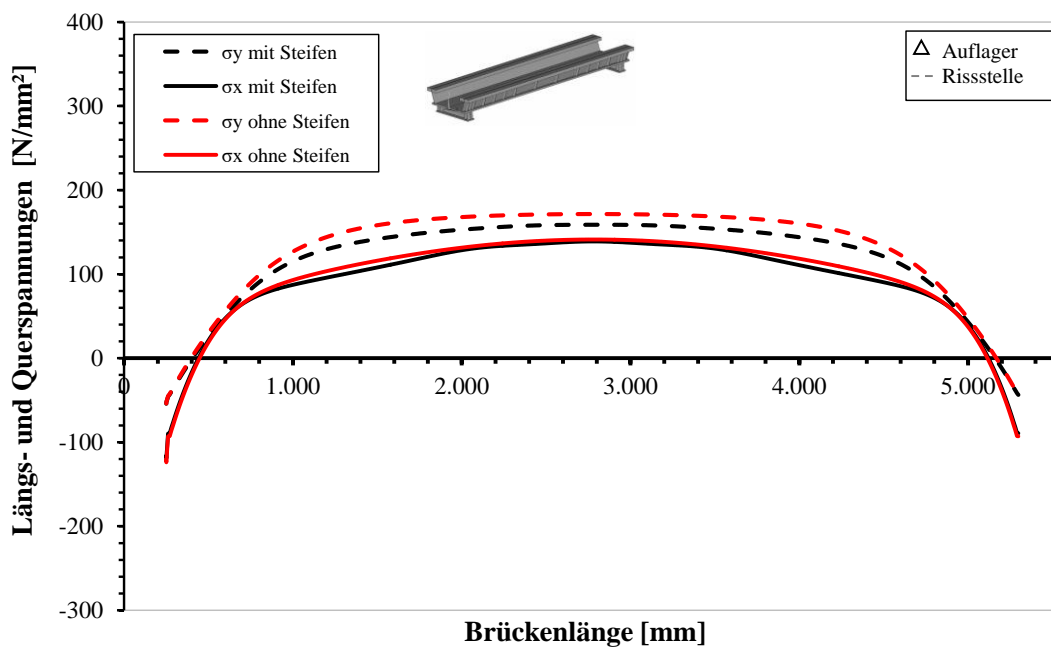


Bild 11-62: Längsspannungen σ_x und Querspannungen σ_y in Querschnittsmitte mit und ohne Quersteifen (QS) aus numerischem Modell

11.11.5.2 Längsspannungen auf Höhe der Quersteifen

Für den Nachweis der Ermüdung an der Quersteife sind die Längsspannungen σ_x auf der Untergurtoberseite maßgebend. Bei der Auswertung dieser Längsspannungen σ_x entlang der angelegten Pfade mit unterschiedlichem Abstand zum Steg zeigt sich der Verlauf in Bild 11-63. Auf Höhe der Quersteifen ist ein deutlicher Abfall der Längsdehnungen erkennbar. Dieser erklärt sich zum einen aus dem Querschnittsprung. Eine weitere Erklärung zeigt sich bei näherer Betrachtung der Quersteifen in Bild 11-65.

Die aussteifenden Rippen erfahren hohe Druckspannungen. Durch die aussteifende Rippe werden lokal hohe Druckspannungen auf der Untergurtoberseite erzeugt. Diese überlagern sich mit den Längsspannungen aus der globalen Wirkung und es kommt zu einem Abfall der Längsspannungen, siehe Bild 11-64. Der Effekt verstärkt sich mit steigendem Stegabstand.

Anhand der Dehnungspfade lässt sich erkennen, dass der Einfluss der Druckspannungen durch die Steifen in Feldmitte die größten Auswirkungen auf die benachbarten Bereiche zeigt und mit ca. 350 mm abgeschätzt werden können.

Die Übereinstimmung der gemessenen Daten mit den numerisch ermittelten Werten in Bild 11-53 zeigt, dass dieses Phänomen existiert und nicht nur numerischer Natur ist. Bei Anwendung der Stabstatik zur Ermittlung der Längsspannungen bleibt dieser Effekt unberücksichtigt, da sich die Längsspannungen durch diesen Effekt jedoch reduzieren (vgl. Bild 11-63), liegen die mittels Stabstatik ermittelten Spannungen auf der sicheren Seite.

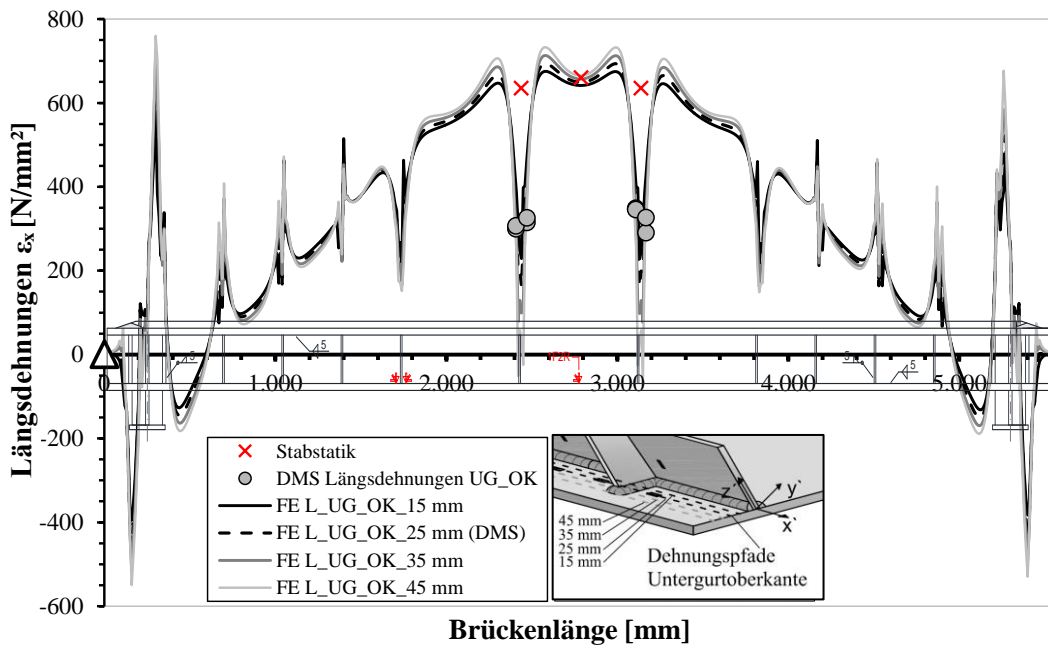


Bild 11-63: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ϵ_x auf der Untergurt-Oberkante und mit den mittels Stabstatik ermittelten Werten

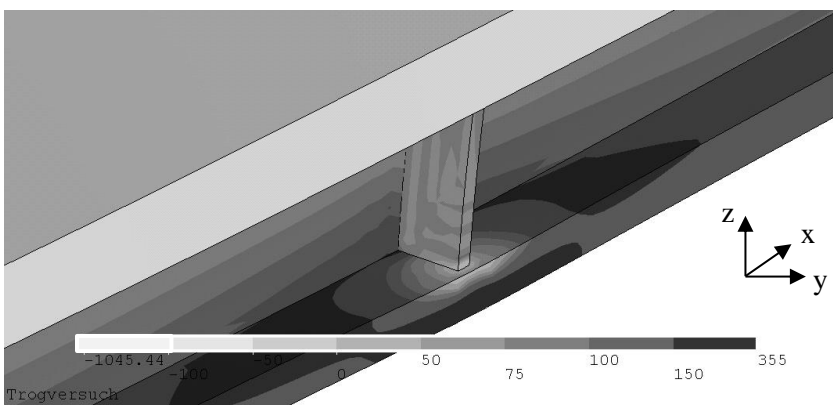


Bild 11-64: Längsspannungen σ_x in N/mm^2 im Quersteifenbereich auf Untergurtoberkante aus numerischem Modell

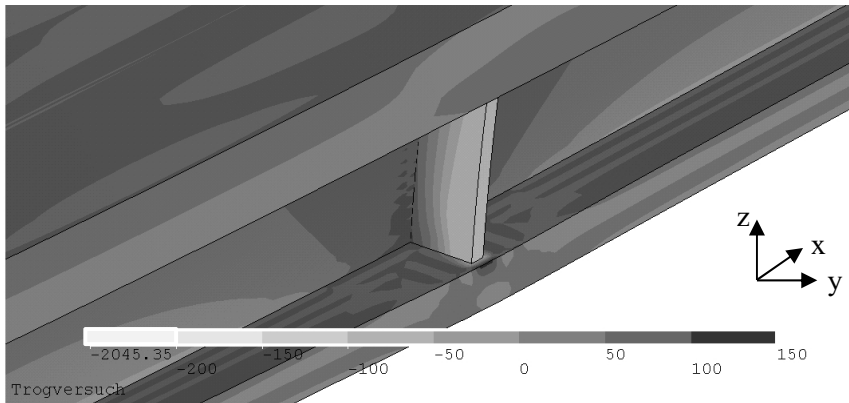


Bild 11-65: Querspannungen σ_z in N/mm^2 im Quersteifenbereich aus numerischem Modell

11.11.5.3 Verhalten der Stegbiegung

Die Stegdehnungen an der Anschlussstelle zwischen Steg und Fahrbahnblech wurden mit Hilfe von Auswertungspfaden entlang der Brückenlänge an der äußeren und inneren Stegunterkante erfasst und mithilfe der Koordinatentransformation in die lokalen Systeme entlang des Stegs umgerechnet und ausgewertet.

Mit Hilfe der Koordinatentransformation nach Gleichung (11.15) vom globalen Koordinatensystem ins lokale System des Stegs (x' - y' - z'), das um 25 Grad geneigt ist, werden die berechneten Dehnungen z' , mit den auf der Stegoberfläche gemessenen Dehnungen, verglichen.

Die Vereinfachung des Trogbrückenkörpers durch Reduzierung der Steifen, so dass nur die Auflagersteifen vorhanden sind, verdeutlicht den globalen, durch Steifen ungestörten Stegbiegeverlauf in roter Farbe in Bild 11-66 und Bild 11-67.

$$\sigma_{y'} = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_z) + \frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_z) \cdot \cos 2\varphi + \tau_{yz} \cdot \sin 2\varphi \quad (11.14)$$

$$\sigma_{z'} = \frac{1}{2}(\sigma_y + \sigma_z) - \frac{1}{2}(\sigma_y - \sigma_z) \cdot \cos 2\varphi + \tau_{yz} \cdot \sin 2\varphi \quad (11.15)$$

mit $\varphi = 25^\circ$ für die linke Brückenhälfte

Bild 11-66 zeigt den Querbiegedehnungsverlauf am Stegfußpunkt auf der Brückenaußenseite für eine ausgesteifte und eine unausgesteifte Trogbrückenversuchsvariante. Anhand der unausgesteiften Variante lässt sich der Querbiegeverlauf - abgesehen von dem am Auflager gestörten Bereich - mit zwei Nulldurchgängen erkennen. Im Feldbereich liegen Druckdehnungen und nahe den Auflagerbereichen Zugdehnungen vor. Der Querbiegeverlauf der unausgesteiften Variante erinnert an die Momentenlinie eines beidseitig eingespannten Trägers unter Gleichstreckenlast.

Bei Betrachtung des Querbiegeverlaufs der ausgesteiften Variante zeigt sich über die gesamte Brückenlänge ein ähnlicher Verlauf. Der Unterschied liegt maßgeblich in den lokalen Dehnungssprüngen der durch die Querschnittsänderung des ausgesteiften Stegquerschnitts zustande kommt.

Denn der unausgesteifte Stegquerschnitt trägt die Querbiegung nur als Flachstahlquerschnitt um die schwache Achse ab, siehe Bild 11-68. Der mittels Quersteife ausgesteifte Querschnitt, verhält sich in

unmittelbarer Nähe zur Quersteife als T-Querschnitt, siehe Bild 11-69, so dass sich der Spannungsnulldurchgang in Richtung Quersteifenquerschnitt verschiebt. Die korrespondierenden qualitativen Spannungsverläufe der beschriebenen Querschnittstypen sind in Bild 11-68 und Bild 11-69 dargestellt.

Durch Bild 11-66 wird darüber hinaus der unterschiedliche Steifenabstand im Feldmittlbereich und hin zu den Auflagern deutlich. Abgesehen von den ausschlagenden Dehnungen an den Auflagersteifen, die aufgrund der Auflagerabstrahlung sehr groß ausfallen, weist der Feldbereich größere Stegdehnungen auf als beim geringeren Steifenabstand. Das spiegelt die Erkenntnisse aus den Rissprotokollen und –übersichten wider, siehe Bild 11-20 bis Bild 11-23. Dort traten vornehmlich Risse im Feldbereich mit großem Steifenabstand an der innenliegenden Halskehlnaht auf oder direkt über dem Auflager.

Bild 11-66 zeigt eine geringe Abweichung der gemessenen Dehnungen auf der Außenseite nahe den Quersteifen (graue Karos). Eine recht große Abweichung ergibt sich für die Dehnungen im Feld zwischen den Steifen, hier sind die Messwerte (weiße Karos) wesentlich größer als die numerisch ermittelten Dehnungen. Weitere Versuche, die Lastverteilung im Modell anzupassen, konnten keine Annäherung an die Messwerte liefern. Lediglich eine Erhöhung der Beanspruchung um ca. 15 % führte zu größeren Druckdehnungen zwischen den Steifen und somit zu einer besseren Übereinstimmung. Eine größere Last kann jedoch für den Trogbrückenversuch ausgeschlossen werden, so dass auf die Lasterhöhung im Modell verzichtet wurde.

Bild 11-67 zeigt den Querbiegedehnungsverlauf für den inneren Stegfußpunkt entsprechend Bild 11-75 für die ausgesteifte und unausgesteifte Variante. Entsprechend dem Verlauf in Bild 11-66 zeigt sich ein umgekehrter dreiwelliger Verlauf mit zwei Nulldurchgängen. Im Inneren der Brücke konnten nur wenige Messungen durchgeführt werden, aber hier sticht der große Unterschied zwischen den numerischen Dehnungen und den Messwerten, der um den Faktor 2 nahe der Quersteife liegt, hervor. Im Feldbereich zwischen den Steifen ist die Abweichung bei ca. 3. Eine Erklärung hierfür konnte nicht gefunden werden.

Bild 11-70 zeigt den Stegdehnungsverlauf entlang der Innen- und Außenseite an der Trogbrücke mit Auflagersteifen aber ohne Quersteifen. Der gegenläufige Dehnungsverlauf aufgrund des unausgesteiften Stegquerschnitts entlang der ganzen Brücke entsprechend Bild 11-68 wird deutlich.

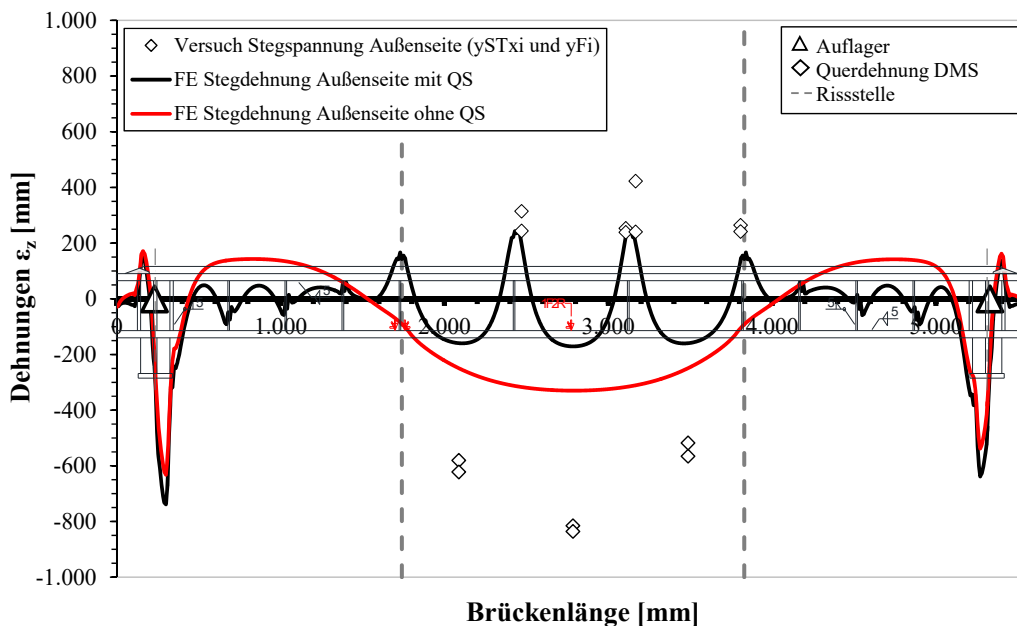


Bild 11-66: Stegdehnungen ϵ_z auf der Brückenaußenseite am Untergurtanschluss mit und ohne Quersteifen

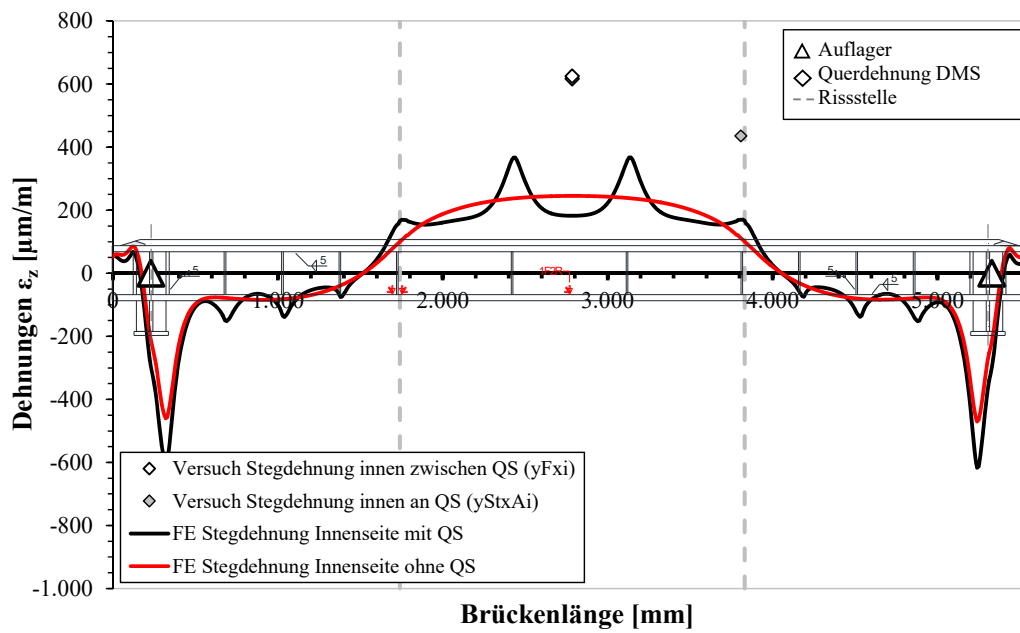


Bild 11-67: Stegdehnungen ε_z auf der Brückeninnenseite am Untergurtanschluss mit und ohne Quersteifen

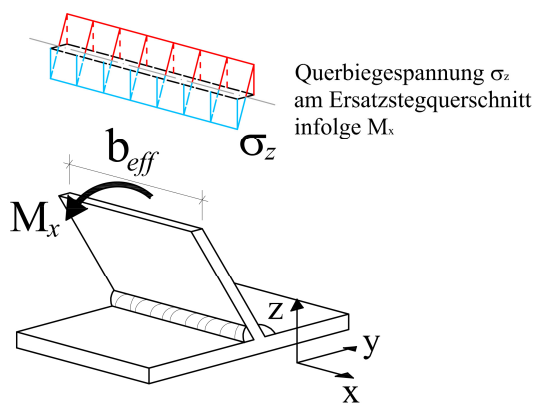


Bild 11-68: Biegespannungsverlauf σ_z am unausgesteiften Stegquerschnitt

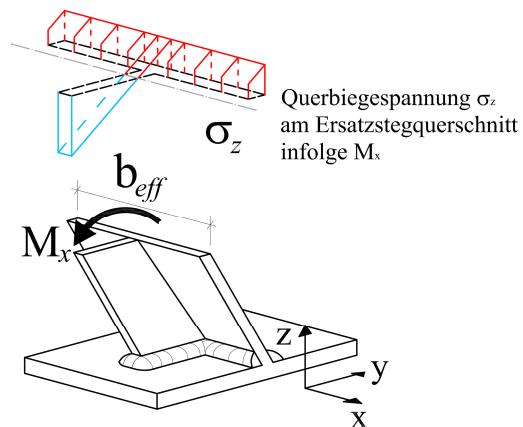


Bild 11-69: Biegespannungsverlauf σ_z am ausgesteiften Stegquerschnitt

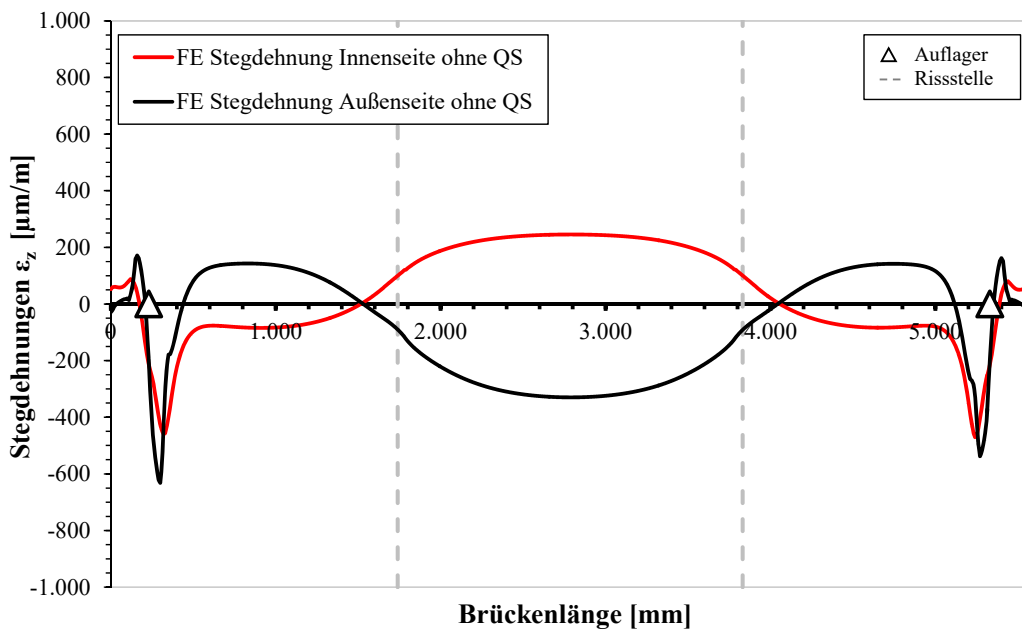


Bild 11-70: Stegdehnungen am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) auf der Innen- und Außenseite ohne Quersteifen

11.11.6 Fazit

Auf Basis der dokumentierten Dehnungen der vier Trogbriickenversuche konnte ein numerisches Modell entwickelt und validiert werden. Anhand dieses Modells wurde das globale wie das lokale Tragverhalten der Dickblech-Trogbriicke analysiert. Im Speziellen wurden die Quertragwirkung und die daraus resultierende Querbiegedehnungen entlang des schrägen Stegs schwerpunktmäßig untersucht. Der Mehrwert der so erzielten Dehnungsverläufe und Spannungsplots gegenüber einzelnen Messpunkten bei den Trogbriickenversuchen wird offensichtlich. Auch wenn die Abweichung an einzelnen Stellen zwischen numerisch ermittelten und im Versuch ermittelten Dehnungen teilweise groß sind, konnte der Verlauf und das Tragverhalten anhand des numerischen Modells beschrieben werden.

In Übereinstimmung mit den in Abschnitt 11.6.6 beschriebenen Versagensmechanismen zeigen sich die kritischen Stellen, die für den Ermüdungsnachweis maßgebend werden, auch in den Dehnungsverläufen bzw. Spannungsdarstellungen.

11.12 Numerische Modellierung einer 15 m Dickblech-Trogbrücke unter verschiedenen Beanspruchungszuständen und unter Variation verschiedener Querschnittsparameter

11.12.1 Modellaufbau und Beanspruchung

Ziel dieses Abschnitts ist die Transformation des Trogbrückenversuchs-Modells auf die realen Brückenabmessungen von 15 m und die Ableitung von Gesetzmäßigkeiten für die Bestimmung der Querbiegespannung. Die Querschnittsabmessungen wurden angepasst auf eine Brückenlänge mit 15 m Spannweite. Bild 11-71 zeigt die Querschnittsabmessungen mit Untergurt- und Obergurtdicken von 80 mm.

Als Beanspruchung entsprechend DIN EN 1991-2 [23] wurden zum einen das Lastmodell 71 bestehend aus 4 Einzellasten mit $Q_k = 250$ kN mit einer Gleichstreckenlast von $q_k = 80$ kN/m betrachtet, siehe Bild 11-72. Zum andern wurden entsprechend der Betriebszugtypen zwei weitere Belastungssituationen gegenübergestellt. Zum einen wurde eine Lokstellung mit $(3+1) \times 225$ kN und zum andern eine Waggonstellung mit 6×225 kN in Feldmitte modelliert, siehe Bild 11-73 bzw. Bild 11-74. Längs- und querverteilt wurden die Einzellasten gemäß Bild 6.4 und Bild 6.5 in DIN EN 1991-2 [23].

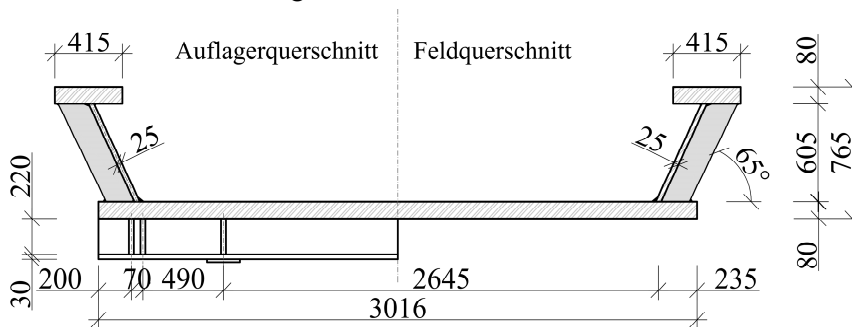


Bild 11-71: Querschnittsabmessungen der numerisch betrachteten Dickblech-Trogbrücke mit 15 m Länge in [mm]

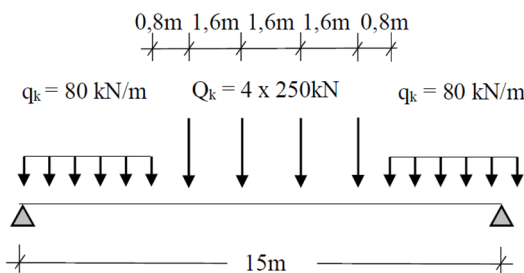


Bild 11-72: Belastung durch LM 71 nach DIN EN 1991-2 [23]

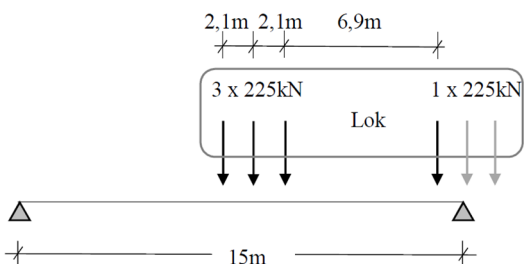


Bild 11-73: Belastung durch Betriebszug mit Lok in Feldmitte nach DIN EN 1991-2 [23]

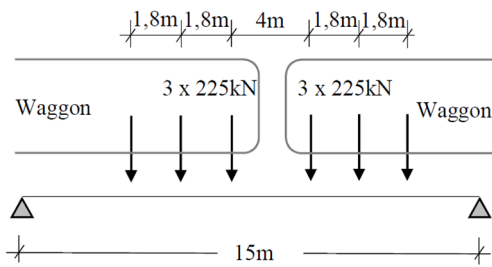


Bild 11-74: Belastung durch Betriebszug mit Waggonen in Feldmitte nach DIN EN 1991-2 [23]

11.12.2 Ergebnisse der Parameterstudie zum Querbiegeverhalten

11.12.2.1 Allgemeines

Im Folgenden werden die Längsspannungen σ_x und die Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt der Innenseite der Brücke auf Höhe der Untergurtoberkante in Abhängigkeit der in Bild 11-72 bis Bild 11-74 dargestellten Belastung analysiert. Auch die Kopfauslenkung des Steges auf der Brückeninnenseite ist bezüglich der Verformungen interessant und ist Gegenstand der folgenden Parameterstudie. Bild 11-75 zeigt die Lage der untersuchten Stellen.

In den nachfolgenden Diagrammen werden die Längsspannungen mit σ_x bzw. s_x bezeichnet und mit durchgezogenen Linien dargestellt. Die Stegbiegespannungen werden mit σ_z bzw. s_z bezeichnet und durch gestrichelte Linien gekennzeichnet.

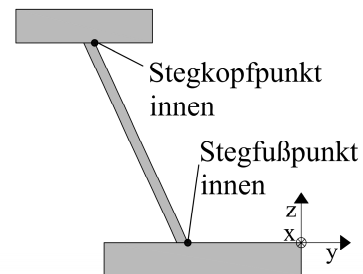


Bild 11-75: Skizze des Brückenquerschnitts mit der Lage der untersuchten Stellen

11.12.2.2 Variation der Beanspruchung

Die zugehörigen Verläufe der Längsspannungen (σ_x) und Stegbiegespannungen (σ_z) infolge der berechneten Beanspruchungszustände am inneren Stegfußpunkt sind Bild 11-76 zu entnehmen. Die Modellierung unter Waggonbeanspruchung (grau bzw. Bild 11-74) zeigt deutlich zwei Maxima im Vergleich zu den beiden anderen Beanspruchungszuständen (rot mit Bild 11-72 und schwarz mit Bild 11-73).

Die Beanspruchung durch LM71 gemäß Bild 11-72 zeigt insgesamt größere Längszugspannungen σ_x als unter der Lokbeanspruchung entsprechend Bild 11-73 bei einem qualitativ ähnlichem Verlauf entlang der Brücke. Die Stegbiegespannungen σ_z dagegen gleichen sich im qualitativem und quantitativem Verlauf.

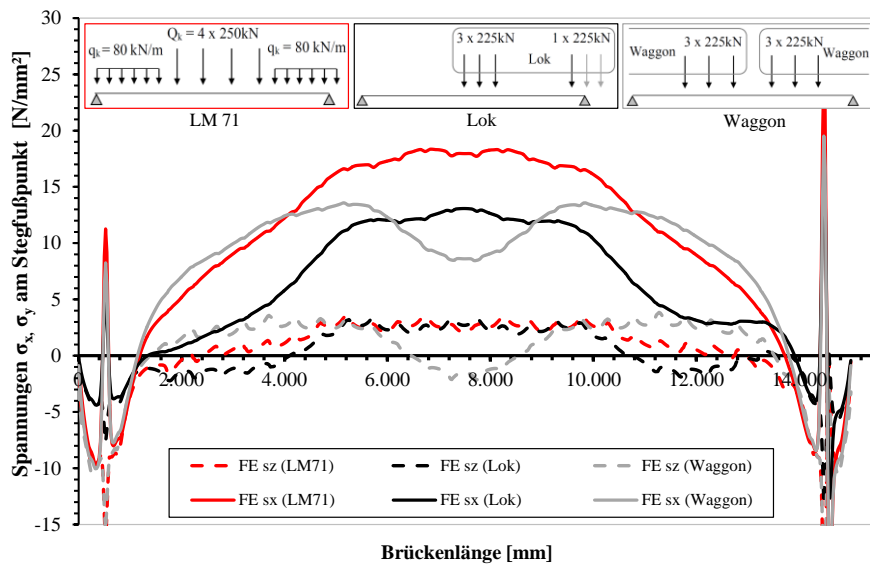


Bild 11-76: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75)

11.12.2.3 Variation der Obergurtdicke

Entsprechend einer numerischen Parameterstudie mit variierender Obergurtdicke infolge Betriebszugbeanspruchung an dem 15 m Dickblech-Trogbriickenmodell ergibt sich der in Bild 11-77 dargestellte Verlauf der Untergurtspannungen am inneren Stegfußpunkt entsprechend Bild 11-75. Die Studie wurde mit einer Obergurtdicke von 80 mm (normal), 40 mm (schwach) und 160 mm (stark) durchgeführt. Ebenso wie die Spannungsverläufe in Bild 11-77 zeigt die in Bild 11-78 aufgezeigte Querverformung u_y des Obergurts, dass der Einfluss der Obergurtdicke auf den Querbiegeeffekt nur sehr gering ist.

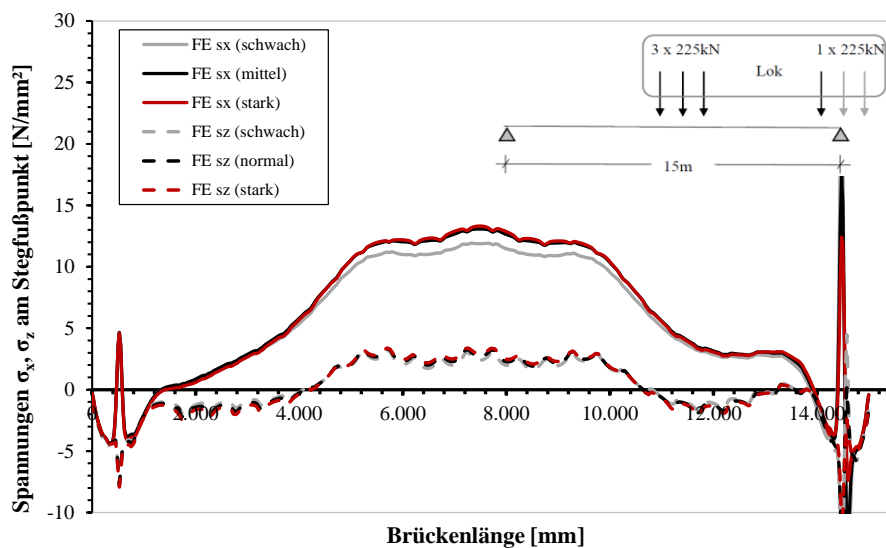


Bild 11-77: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Obergurtdicke

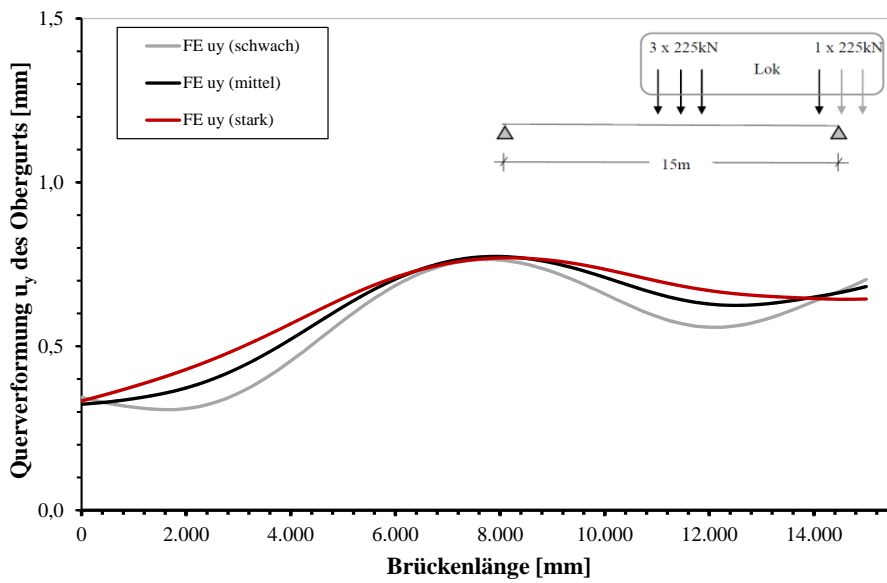


Bild 11-78: Numerisch ermittelte Obergurtverformung u_y am Stegkopfpunkt (siehe Bild 11-75) in Brückenquerrichtung in Abhängigkeit der Obergurtdicke

11.12.2.4 Anzahl und Abstand der Quersteifen

Die Verdopplung des Quersteifenabstands (a_{st}) von 500 mm auf 1000 mm führt nicht zu einem Anstieg des globalen Spannungsverlaufs am inneren Stegfußpunkt, wie Bild 11-79 zeigt.

Lediglich die direkt betroffenen Bereiche um die Quersteife weisen kleine Spannungsanstiege auf. Dabei zeigt der Stegbiegespannungsverlauf (σ_z) mit weniger Steifen im Abstand von 1.000 mm unwesentlich höhere Spannungen als mit einem Steifenabstand von 500 mm.

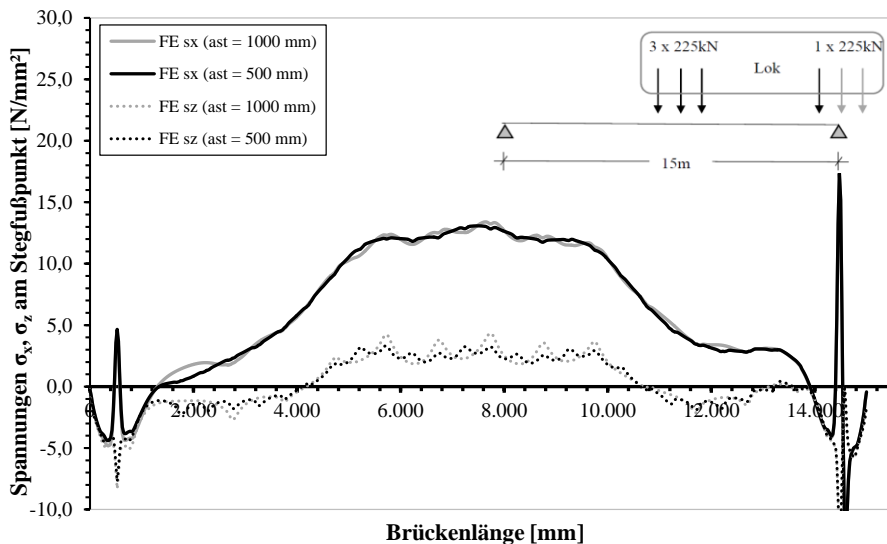


Bild 11-79: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am inneren Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit des Steifenabstands

11.12.2.5 Untergurtsteifigkeit

Einen großen Einfluss sowohl auf die Längs- als auf die Stegbiegespannungen am inneren Stegfußpunkt zeigt die Variation der Untergurtdicke t_{UG} . Bei Halbierung der Untergurtdicke steigen die Stegbiegespannungen σ_z von 20 % auf knapp 40 % der Längsspannung σ_x an.

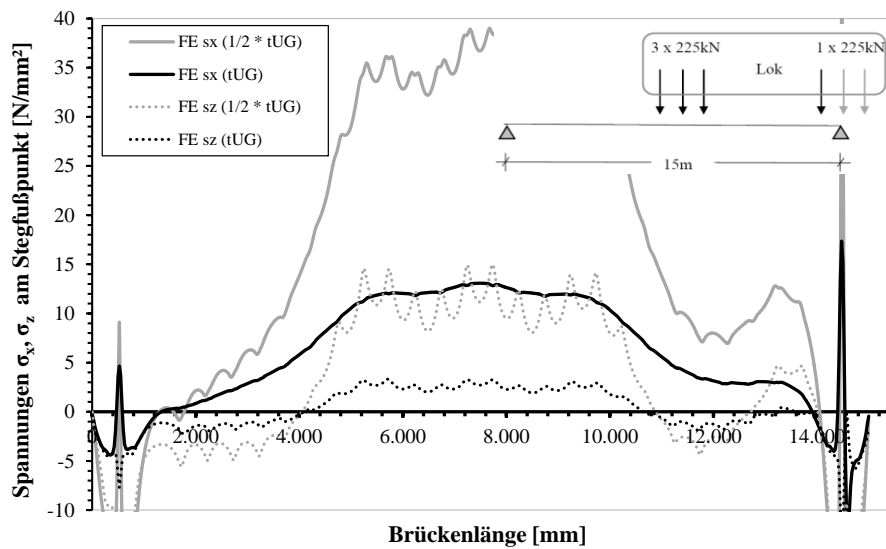


Bild 11-80: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Untergurtdicke t_{UG}

11.12.2.6 Auflagersteifigkeit

Durch eine Reduzierung der Steifigkeit des Auflagerträgers, beispielsweise durch die Halbierung der Stegdicke (in dem Diagramm mit „QT-Steg / 2“ bezeichnet) stellen sich deutlich größere Längs- und Stegbiegespannungen ein als bei der herkömmlichen Auflagergestaltung (in dem Diagramm mit „QT-Steg“ bezeichnet). Die Längsspannungen σ_x verdoppeln sich, siehe Bild 11-81. Es stellt sich eine „Sättigung“ der Auflagersteifigkeit ein, denn bei einer Verdopplung des Querträgersteges (in dem Diagramm mit „QT-Steg x 2“ beschriftet), zeigt sich keine weitere Anpassung des Längsspannungsverlaufs σ_x oder der Stegspannungen σ_z .

Das Spannungsverhältnis zwischen Längs- und Stegbiegespannungen am Stegfußpunkt liegt bei 20 %. Ein ähnliches Verhalten zeigen die Obergurtverformungen an der Stelle des Stegkopfes in Querrichtung u_y anhand Bild 11-82. Eine zusätzliche Reduzierung der Steifendicke an den jeweiligen drei Auflagersteifen ändert nichts am Spannungsverlauf. Die Auflagersteifen haben ähnlich wie in Abschnitt 11.12.2.4 keinen Einfluss auf den globalen Verlauf, lediglich die Spannungen direkt am Auflager werden beeinflusst.

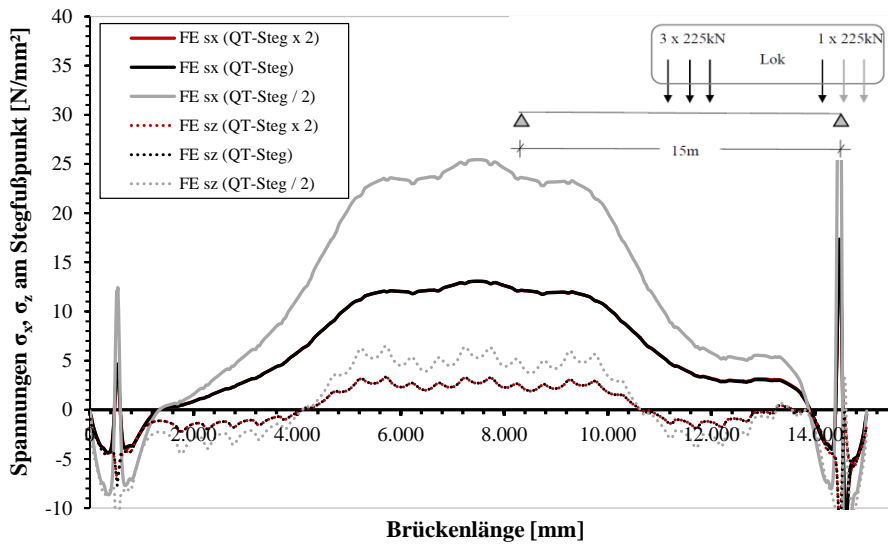


Bild 11-81: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Auflagersteifigkeit

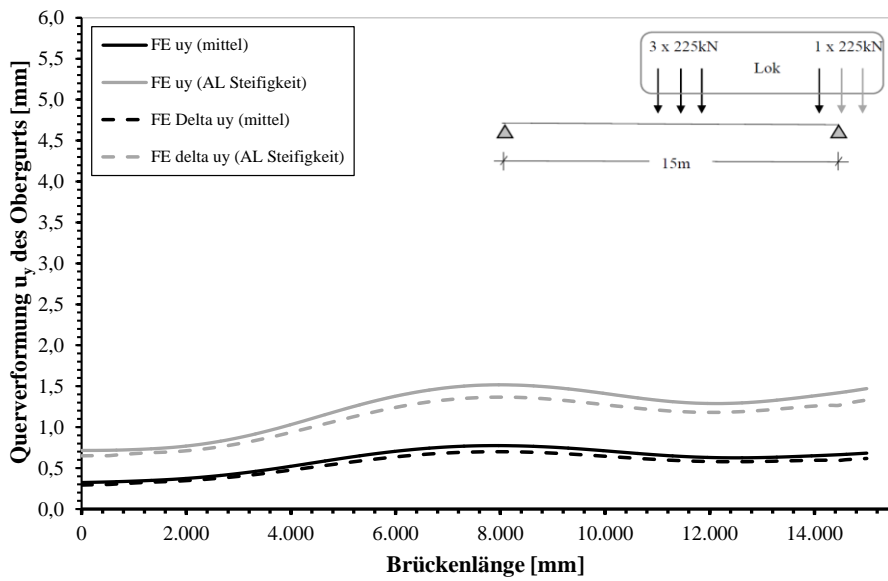


Bild 11-82: Obergurtverformung in Brückenquerrichtung u_y in Abhängigkeit der Auflagersteifigkeit

11.12.3 Ableitung für die Abschätzung der Stegbiegespannungen

Wie die Parameterstudie in Abschnitt 11.12.2 ergibt, gleicht der Spannungsverlauf der Stegbiegedehnungen einem beidseitig eingespannten Träger unter einer Streckenlast q . Der Querbiegemomentenverlauf ähnelt dem eines beidseitig eingespannten Trägers mit dem Nulldurchgang nahe den Viertelpunkten der Einfeldträgerspannweite. Bild 11-83 zeigt die Einfeldträgeranalogie und deren Momentenverlauf infolge einer Streckenlast q .

Zwar hängt die Größe der Spannung maßgeblich von der Untergurtdicke ab, diese beeinflusst aber nicht die Einspannwirkung also den Verlauf der Spannung bzw. des Moments.

Als maßgebliche Einflussgröße seitens des Bauwerks wurde die Steifigkeit des Auflagerträgers identifiziert. Unter Variation des Gurtes konnten keine relevanten Verschiebungen des Verlaufs festgestellt werden, lediglich die Variation des Steges zeigte einen Einfluss. Dies ist anschaulich, da der Steg direkt das unmittelbar beanspruchte dicke Blech versteift.

Die Parameterstudien am 15 m Trogbrückenbeispiel konnten zeigen, welche Parameter Einfluss auf das Verhältnis der Längs- zu den Querspannungen haben. Sowohl die Obergurtdicke als auch die Anzahl der Steifen führen global betrachtet zu geringen Veränderungen der Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt. Die Variation der Untergurtdicke t_{UG} zeigt einen recht großen Einfluss auf die Stegbiegespannungen am Stegfußpunkt σ_z .

Bei allen numerisch ermittelten Laststellungen bewegt sich die Stegbiegespannung immer **um die 20 %** der Längsspannung σ_x an dieser Stelle des Stegfußpunkts. Dies kann als grobe Abschätzung zur Bestimmung der Stegbiegespannung angenommen werden, siehe (11.16).

$$\sigma_z \approx 0,20 * \sigma_x \quad (11.16)$$

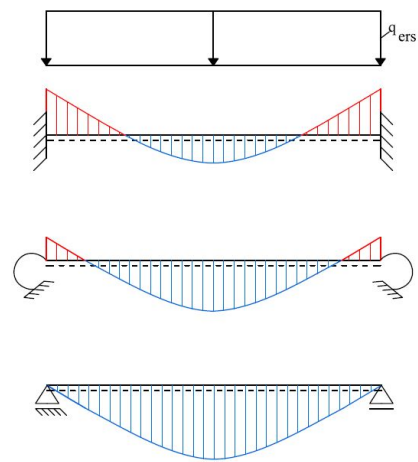


Bild 11-83: Analogie des Querbiegemomentenverlaufs zu einfachen statischen Systemen

11.13 Ermüdungsauslegung von Dickblech-Trogbriicken mittels Nennspannungskonzept

11.13.1 Ermittlung der Bemessungsspannungsschwingbreite f#r den Erm#digungsnachweis

F#r den Erm#digungsnachweis des Steganschlusses mittels der durchgehenden L#ngsnaht sollten die Spannungsanteile, deren Einfl#sse nicht vernachl#ssigbar sind, also L#ngsspannung σ_x und Schubspannung τ_{xz} , sowie die Stegbiegespannungen σ_z bzw. deren Schwingbreiten $\Delta\sigma$ bzw. $\Delta\tau$, ber#cksichtigt werden. Hierzu wird die Berechnung der Spannungsschwingbreite als 1. bzw. 2. Hauptspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{1/2}$ nach Hauptspannungshypothese nach Gleichung (11.18) und der Darstellung in Bild 11-84 empfohlen.

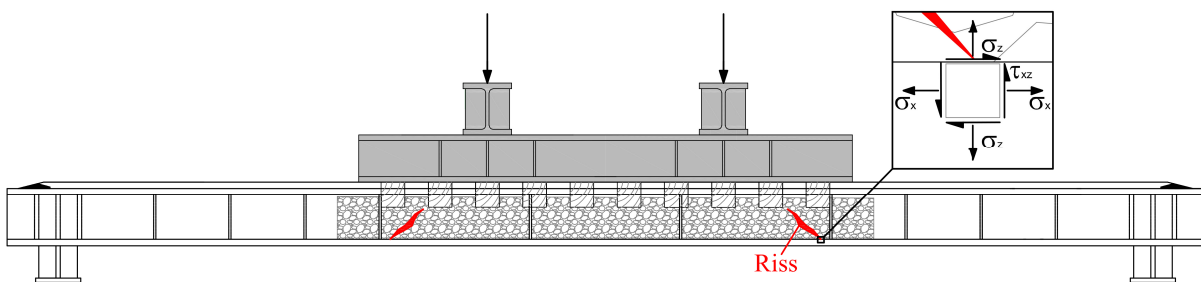


Bild 11-84: Veranschaulichung der erforderlichen Spannungsanteile im infinitesimal gro#en Stegausschnitt zur Ber#cksichtigung der 1. Hauptspannung σ_1 f#r den Erm#digungsnachweis der Schwei#naht zwischen Steg und Untergurt

- F#r den Nennspannungsnachweis nach Gleichung (11.17) ist der schadens#quivalenten Hauptspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{E,2,1}$ deren einwirkende Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{1/2}$ nach Gleichung (11.18) ermittelt wird, der jeweilige Kerbfall $\Delta\sigma_c$ in Abh#ngigkeit der Schwei#nahtausf#hrung nach DIN EN 1993-1-9 [28] entsprechend Tab.8.2 gegen#berzustellen. Entsprechend der hier durchgef#hrten Untersuchungen w#re auf der Widerstandsseite das Kerbdetail der Doppelkehlnaht aus Tab 8.2 in DIN EN 1993-1-9 [28] gem#f# Bild 11-85 zu w#hlen.

$$\frac{\gamma_{Ff} \Delta\sigma_{E,2,1}}{\Delta\sigma_c / \gamma_{Mf}} \leq 1,0 \quad (11.17)$$

mit $\Delta\sigma_{E,2,1}$ Schadens#quivalente Hauptspannungsschwingbreite

$$\Delta\sigma_1 = \frac{\Delta\sigma_x + \Delta\sigma_z}{2} + \sqrt{\left(\frac{\Delta\sigma_x - \Delta\sigma_z}{2}\right)^2 + \Delta\tau_{xz}^2} \quad (11.18)$$

mit $\Delta\sigma_x$ Spannungsschwingbreite in Briickenl#ngsrichtung

$\Delta\sigma_z$ Spannungsschwingbreite in Stegh#henrichtung

$\Delta\tau_{xz}$ Schubspannungsschwingbreite

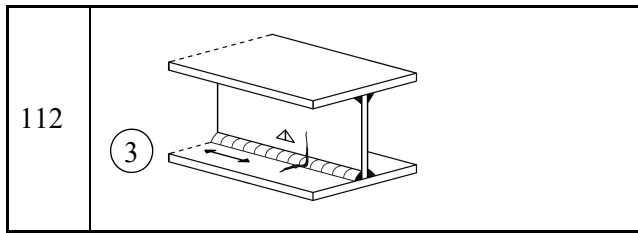


Bild 11-85: Kerbdetail längsbeanspruchte, mit Automaten geschweißte Doppelkehlnaht nach Tab. 8.2 in DIN EN 1993-1-9 [28]

Die Grundlagen zur Ermittlung der Spannungskomponente $\Delta\sigma_z$ mithilfe eines numerischen Modells sind in Abschnitt 11.11.5.3 am Trogbrückenversuchsmodell und in 11.12.1 anhand einer 15 m Dickblech-Trogbrücke dargestellt.

Im Rahmen der experimentellen Versuche und darauf aufbauend in den numerischen Untersuchungen hat sich gezeigt, dass die Querbiegespannungen zwar verhältnismäßig klein sind, allerdings einen Teil zum Versagen des Kehlnahtanschlusses beitragen und deshalb bei der Bemessung nicht vernachlässigt werden sollen. Die numerischen Parameterstudien ergaben, dass die **Stegbiegespannung σ_z an der bemessungsmaßgebenden Stelle am Stegfußpunkt in der Regel 20 % der Längsspannung σ_x** betragen, siehe Abschnitt 11.12.2.

- Zusätzlich sollte der Nachweis der Stegbiegung der Längsnaht in Abhängigkeit der Nahtart und Beanspruchungsrichtung mit dem in Abschnitt 10.5 vorgestellten Kerbfall, wie in Bild 11-86 nochmals dargestellt, nachgewiesen werden. Auf Seite der Einwirkungen müssen hier lediglich die Schwingbreite der Stegbiegespannungen σ_z für die Ermittlung der schadensäquivalenten Schwingbreite berücksichtigt werden.

Kerbfall	Konstruktionsdetail	Symbol	Beschreibung	Anforderungen ^{a), b), c)}
90	<p>Legende 1 reine Stegbiegung Z Detail</p>		<p>① Stege, die durch Normalspannung aus reiner Stegbiegung beansprucht werden</p> <p>- mit Nahtübergangsversagen (siehe b))</p> <p>- Stegblechwinkel zwischen $65^\circ \leq \alpha \leq 115^\circ$</p>	<p>Die Normalspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ sollte am Grundblech des Steges bestimmt werden.</p>
<p>a) Der Blechdickeeffekt für $t > 25$ mm sollte mittels Spannungsmodifizierung mit $k_s = (25/t)^{0.4}$ berücksichtigt werden. Dabei ist t die Stegblechdicke in mm.</p> <p>b) Für nicht durchgeschweißte Stumpfnähte oder Kehlnähte mit Nahtdicken $a > 0,4 t$ tritt Schweißnahtübergangsversagen entsprechend ① auf. Für kleinere Nahtdicken ist ein Wurzelversagen gemäß Tabelle 10.6 in EN 1993-1-9 zu berücksichtigen.</p> <p>c) Die Ermüdungsfestigkeitskurve ist nicht anwendbar für Lastwechselzahlen unterhalb von 75.000.</p>				

Bild 11-86: Einstufungsvorschlag für prEN 1993-2 [128] für das Konstruktionsdetail „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ in enger Abstimmung mit dem entsprechenden Gremium

11.13.2 Hinweise zur Ermittlung der einwirkenden Spannungsanteile mittels numerischer Modellierung

Werden die in Gleichung (11.18) beschriebenen Spannungskomponenten $\Delta\sigma_x$ und $\Delta\sigma_z$ mithilfe eines numerischen Modells ermittelt, sollten die folgenden Hinweise berücksichtigt werden.

- Modellierung des Steges mittels Volumenelementen.
- Auslesen der Stegbiegespannungen am Fußpunkt des Steges innen und außen, um auf Plausibilität zu prüfen.
- Da es sich bei den Stegquerbiegespannungen $\Delta\sigma_z$ um Spannungen in einem geneigten Steg handelt, muss der Anstellwinkel des Stegs berücksichtigt werden. Je nach FE-Anwendung erfolgt dies durch den Anwender selbst, indem eine Koordinatentransformation (siehe auch Abschnitt 11.11.5.2) durchgeführt wird oder die Ergebnisauswertung des Programms gibt die Spannungen in Abhängigkeit eines lokalen Koordinatensystems an.

12 Zusammenfassung und Ausblick

12.1 Zusammenfassung der Erkenntnisse

Zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Kehlnähten wurden unter Anwendung des Höherfrequenten Hämmerverfahrens die Stahl- und Verbundbrückentypischen kerbscharfen Details unbelastete Quersteife, Stumpfstoß und unbelastete Längssteife untersucht. Vorhandene Versuchsserien wurden aufgegriffen und durch Trägerversuchsreihen mit unbelasteter Quersteife unterschiedlicher Spannungsverhältnisse ergänzt. Die durchgeführten Trägerversuche am Detail der unbelasteten Quersteife haben einen Großteil zur Abschätzung des Einflusses der HFH-Anwendung auf realen Trägerstrukturen beigetragen. Ebenso konnte anhand der Trägerversuche und der damit verbundenen Auswertung die Differenzierung hinsichtlich des Spannungsverhältnisses auf der Widerstandsseite nachgewiesen werden.

Im Rahmen der Evaluierung - gemäß dem beschriebenen statistischen Auswerteverfahren - einer Vielzahl an existierenden Versuchsdaten aus der Literatur und den hier beschriebenen am Institut für Konstruktion und am KIT durchgeführten Versuche konnten Ermüdungsfestigkeiten für HFH-behandelte Details in Abhängigkeit der Stahlgüte, des Kerbdetails und des Spannungsverhältnisses bestimmt werden. Es wurden Tabellen für die drei untersuchten Kerbdetails entwickelt, die unter Berücksichtigung der genannten Einflüsse die Ermüdungsfestigkeit tabellieren. Die Grundlagen der DAST-Richtlinie 026 „Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren“ konnten durch die dargestellten Untersuchungen abgeleitet werden.

Mit der Gegenüberstellung zum internationalen Bemessungsansatz konnten Unterschiede in den erzielbaren Ermüdungsfestigkeiten verdeutlicht werden. Am Beispiel der Dickblech-Trogbrücke unter Betriebszugbeanspruchung wurden offene Fragestellungen auf Seite der Einwirkungen offen gelegt und auf aktuelle Untersuchungen in Hinblick auf die Berücksichtigung des Spannungsverhältnisses bei Straßenbrücken verwiesen.

Offene Fragen und die Notwendigkeit einer qualitätssichernden Beurteilung für mit Höherfrequenten Hämmerverfahren behandelte Schweißdetails wurden erläutert. Existierende Untersuchungen unterschiedlicher HFH-Verfahren an verschiedenen Kerbdetails wurden gesammelt und analysiert. Darauf aufbauend wurden für die Anwendung des PIT-Verfahrens detailliertere Untersuchungen durchgeführt und mögliche Auswirkungen auf den Eigenspannungszustand und die Ermüdungsfestigkeit gezeigt. Für die PIT-Behandlung konnte die Möglichkeit einer unentdeckten Unterbehandlung im Rahmen dieser Versuche ausgeschlossen werden, da sich eine Unterbehandlung an der Behandlungsspur visuell erkennen und somit durch Einführung einer Sichtkontrolle mit Nachbehandlungsmusterspuren vermeiden lässt.

Mit dem Bahnbrückentyp der Dickblech-Trogbrücke wurde ein noch junger innovativer Brückentyp untersucht, der aufgrund seiner besonderen Tragwirkung insbesondere Querbiegeeffekte hervorruft, die hinsichtlich der Ermüdungssicherheit durch den aktuellen Kerbfallkatalog in DIN EN 1993-1-9 nur sehr konservativ abgedeckt sind. Zur Klärung der Ermüdungsfestigkeit auf der Widerstandsseite wurden deshalb experimentelle Untersuchungen an querbiegebeanspruchten Doppelkehlnähten unternommen, um einen geeigneten Kerbfall unter Berücksichtigung geometrischer Parameter und richtungsabhängiger Beanspruchungen abzudecken. Die Kerbfallkategorisierung konnte durch numerische Untersuchungen bestätigt werden.

Um auf der Einwirkungsseite Kenntnis über das Ausmaß der Zwangsmomente zwischen Stegblech und Fahrbahnblech zu erlangen, wurden Großbauteilversuche unter dynamischer Beanspruchung durchgeführt. Der mit der globalen Querbiegewirkung überlagerte Spannungszustand wurde an den einzelnen

konkurrierenden Kerbdetails dokumentiert und in Übereinstimmung mit den Rissbildern ausgewertet. Zwar führten Querbiegespannungen zu Anrissen im Bereich der Doppelkehlnähte am Anschluss zwischen Steg- und Fahrbahnblech, allerdings resultierten diese nicht in einem Bauwerksversagen. Jedoch konnte eine Beteiligung der Stegbiegespannungen am Stegblechanschluss zum Versagen der Halskehlnaht führen, so dass die Spannungskomponente aus Stegbiegung bei der Ermüdungsbemessung Berücksichtigung in Form der Hauptspannungsschwingbreite finden sollte.

Aus diesem Grund wurde mithilfe eines numerischen Modells des Trogbrückenversuchs der Spannungszustand analysiert und beeinflussende Parameter untersucht. Eine Abschätzungen zur Berücksichtigung der Querbiegespannungen konnte hergeleitet werden.

Durch die entwickelten Ansätze auf der Einwirkungs- und Widerstandsseite ist es möglich den Ermüdungsnachweis der kombiniert beanspruchten Längsnaht unter Berücksichtigung der Zwangsquerbiegemomente mit dem Nennspannungskonzept zu führen.

12.2 Ausblick hinsichtlich offener Fragen

Im Laufe der durchgeführten Untersuchungen ergaben sich weiterführende Fragestellungen, die im Rahmen der Arbeit nicht beantwortet werden konnten. Diese werden nachfolgend genannt und mögliche Ansätze aufgezeigt.

Mit dem Entwurf der DASt-Richtlinie 026 und den in Abschnitt 7.1 gegebenen Kerbfallableitungen für verschiedene Kerbdetails wurde die Widerstandsseite hinsichtlich des Spannungsverhältnis R differenziert. Der in den Abschnitt 6.2, 6.3 und 6.4 dargestellte eindeutige Zusammenhang zwischen der durch HFH-verbesserten Ermüdungsfestigkeit und dem aufgetragenen Spannungsverhältnis R führt zur differenzierten und somit auf die Beanspruchung angepassten, wirtschaftlichen Kerbfällen. Offen bleibt die Frage nach der Bestimmung des Spannungsverhältnis R auf der Einwirkungsseite von betriebsbeanspruchten Bahn- und Straßenbrücken. Da die Einwirkungsseite über vereinfachte Lastmodelle ermittelt wird, ist das an der betriebsbeanspruchten Brücke tatsächlich vorliegende Spannungsverhältnis unter Anwendung der schadensäquivalenten Faktoren unbekannt. Möglichkeiten zur Berücksichtigung des tatsächlichen Spannungsverhältnisses konnten diskutiert und aktuelle Untersuchungen aufgegriffen werden, aber im Rahmen dieser Arbeit nicht abschließend untersucht bzw. beantwortet werden.

Alle innerhalb dieser Arbeit ausgewerteten Daten, der HFH-behandelten Versuchskörper, wurden am geschweißten Rohstahlmaterial durchgeführt. In wieweit sich das Beschichtungssystem und das umgebende korrosive Medium auf die Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Details auswirken kann oder inwieweit die Dauerhaftigkeit des jeweiligen Beschichtungssystems durch eine HFH-Behandlung beeinflusst wird, konnte im Rahmen dieser Arbeit nicht verfolgt werden.

- Bestimmung und Berücksichtigung des Spannungsverhältnisses R HFH-behandelter Kerbdetails infolge Betriebsbeanspruchung aus Verkehr für Eisenbahn- und Straßenbrücken
- Identifizierung möglicher Auswirkungen der HFH-Behandlung auf die Dauerhaftigkeit des Beschichtungssystems bzw. Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Details in korrosiven Medien

Im Rahmen der Untersuchungen zur Qualitätssicherung von Höherfrequenten Hämmerverfahren wurden zu Beginn der Untersuchungen die zwei Verfahren PIT und HIFIT betrachtet. Die umfangreichen Untersuchungen zur Bestimmung des Eigenspannungszustands und zur Ermüdungsfestigkeit mit unterschiedlicher Qualität an Quersteiffnähten wurden an PIT-behandelten Kehlnähten aus S235 durchge-

führt. Abgesicherte Aussagen zum Einfluss einer unzulänglichen Nachbehandlungsqualität durch weitere HFH-Verfahren, also HiFIT oder UIT, konnten in dieser Arbeit nicht weiter getroffen werden. Zur Bestimmung der Auswirkung abweichender Nachbehandlungsqualitäten anderer HFH-Verfahren und weiterer Kerbdetails wären mindestens stichprobenartige experimentelle Untersuchungen erforderlich.

- Prüfung der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf HiFIT und UIT bzw. Kerbdetails Längssteife und Stumpfstoß
- Prüfung der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf weitere Stahlgüten

Zur Ermittlung der Kerbfallklasse der querbiegebeanspruchten Doppelkehlnaht wurde der Anschluss in dieser Arbeit ausschließlich um die schwache Achse biegebeansprucht. In der Praxis findet eine zeitgleiche Überlagerung mit Längsspannungen statt. Die Beeinflussung der Ermüdungsfestigkeit durch eine kombinierte Beanspruchung aus Quer- und Längstragwirkung konnte innerhalb dieser Arbeit nicht weiter untersucht werden. Numerische Untersuchungen zur Bestimmung des Versagensmechanismus sind denkbar.

- Erweiterung der Kerbspannungsuntersuchungen auf kombinierte Beanspruchungen aus Quer- und Längstragwirkung

13 Literaturverzeichnis

- [1] ANSYS Inc.; Ansys Release 13.0 User`s Manual. Canonsburg, USA.
- [2] Aigner, F., Fink, J., Schachinger, M.: Ermittlung von Kerbfunktionen für ein Trogbrücken-Detail nach dem Konzept der effektiven Kerbspannungen, Stahlbau 88 (2019), Heft 5, S. 478-487.
- [3] Baaten, T., Maas, F., Vanrostenberghe, S.: Improvement of welded structures fatigue life in high strength steel grades (DURIMPROVE), 2014.
- [4] Berg, J.: Einfluss des Höherfrequenten Hämmerns auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter ultrahochfester Feinkornbaustähle, Universität Duisburg Essen, Dissertation, 2016.
- [5] Bouffioux, C., Duchêne, L., Habraken, A. M., Baaten, T., Maas, F.: Deliverable D2.2, Report on experimental results of the tests on small case specimens and the fatigue model identification (set of material data for BM, HAZ, WM), Optimal Use of High Strength Steel (HSS) within Bridges, RFCS-CT-2014-00026.
- [6] Brozetti, J., Hirt, M. A., Ryan, I., Sedlacek, G., Smith, I. F. C.: Background Informations on Fatigue design rules – Statistical Evaluation, Chapter 9 – Document 9.01. 1989.
- [7] Brune, B.: Stahlbaunormen – Kommentar zu DIN EN 1993-1-3: Allgemeine Bemessungsregeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche, In: Stahlbau-Kalender 2013: Eurocode 3 – Anwendungsnormen, Stahl im Anlagenbau. Ulrike Kuhlmann (Hrsg.), Ernst und Sohn GmbH & Co. KG. 2013.
- [8] Bucak, Ö., Buschner, J., Ehard, H.: Maßstabeffekt im Stahlbau. Ermüdungsverhalten unterschiedlicher Kerbdetails im Hinblick auf Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und Reparaturmaßnahmen unter Berücksichtigung des Maßstabeffekts, AiF Nr. 1706X08, FOSTA P801, 2012.
- [9] Bühler, H., Pfalzgraf, H. G.: Untersuchungen über den Abbau von Eigenspannungen in Gußeisen und Stahl durch mechanisches Rütteln und Langzeitlagerung im Freien, VDI-Forschungsheft 494, VDI-Verlag Düsseldorf, 1962.
- [10] Cordiano, H.V.: Effect of residual stresses on the low cycle fatigue life of large scale weldments in high strength steel. Trans. ASME J. Engng Ind. Feb. 1970, pp. 86-92.
- [11] Dally, J. W., Riley, W. F.: Experimental Stress Analysis, McGraw-Hill Inc. US, 3.Auflage, 1991.
- [12] Daten aus Datenübergabe der DB Netz AG im Laufe des AiF-FOSTA Forschungsprojekts P978, 2013 - 2016.
- [13] DAST-Richtlinie 026 – Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren, Deutscher Ausschuss für Stahlbau, März 2019.
- [14] Daten aus Datenübergabe Meyer+Schubart im Laufe des AiF-FOSTA Forschungsprojekts P978, Partnerschaft Beratender Ingenieure VBI, 2013 – 2016.
- [15] DB Netz AG: Richtlinie 413.0302: Betriebliche Infrastruktur DB Netz gestalten / betriebliche Infrastruktur bemessen / Streckenstandards. Frankfurt, Karlsruhe: 2000.
- [16] De Jesus, A. M. P., Matos, R., Fontoura, B., F. C., Rebelo, C., da Silva, L. S., Veljkovic, M.: A comparison of the fatigue behaviour between S355 and S690 steel grades, Journal of Constructional Steel Research 79 (2012), p. 140 – 150, 2012.
- [17] DIN 323-2: 1974 – 11: Normzahlen und Normzahlreihen – Einführung.

- [18] DIN 50100: 2016-12: Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile.
- [19] DIN 50159-1: 2015-01: Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach dem UCI-Verfahren – Teil 1: Prüfverfahren.
- [20] DIN 50159-2: Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach dem UCI-Verfahren – Teil 2: Prüfung und Kalibrierung der Härteprüfgeräte.
- [21] DIN EN 1090-2: 2015-07. Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken.
- [22] DIN EN 1990: 2010-12: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010.
- [23] DIN EN 1991-2: 2010-12. Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken.
- [24] DIN EN 1993-1-1: 2010-12. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.
- [25] DIN EN 1993-1-3: 2010-12: Eurocode: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Regeln – Ergänzende Regeln für kaltgeformte Bauteile und Bleche.
- [26] DIN EN 1993-1-5: 2010-12. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-5: Plattenförmige Bauteile.
- [27] DIN EN 1993-1-8: 2010-12. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-8: Bemessung von Anschlüssen.
- [28] DIN EN 1993-1-9: 2010-12. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung.
- [29] DIN EN 1993-2: 2010-12. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 2: Stahlbrücken.
- [30] DIN EN 1993-2 NA: 2014-10. Nationaler Anhang. Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 2: Stahlbrücken.
- [31] DIN EN 1994-2: 2010-12. Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton – Teil 2: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für Brücken.
- [32] DIN EN 10025-1: 2005-02. Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen.
- [33] DIN EN 10025-2: 2004. Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle.
- [34] DIN EN 10034: 1993. I- und H-Profile aus Baustahl: Grenzabmaße und Formtoleranzen.
- [35] DIN EN 10204: 2004. Metallische Erzeugnisse - Arten von Prüfbescheinigung, Januar 2005.
- [36] DIN EN 15305: 2009-01. Zerstörungsfreie Prüfung – Röntgendiffraktometrisches Prüfverfahren zur Ermittlung der Eigenspannungen, 2009.
- [37] DIN EN ISO 3452-1: Zerstörungsfreie Prüfung – Eindringprüfung – Teil 1: Allgemeine Grundlagen, Deutsches Institut für Normung, 2014.
- [38] DIN EN ISO 5817: Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten, Deutsches Institut für Normung, 2014.
- [39] DIN EN ISO 6507-1: Metallische Werkstoffe: Härteprüfung nach Vickers.

- [40] DIN EN ISO 9015-1: 2011-05. Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Härteprüfung – Teil 1: Härteprüfung für Lichtbogenschweißverbindungen.
- [41] DIN EN ISO 9934-1: Zerstörungsfreie Prüfung – Magnetpulverprüfung – Teil 1: Allgemeine Grundlagen, Deutsches Institut für Normung, 2002.
- [42] DIN EN ISO 18265: Metallische Werkstoffe – Umwertung von Härtewerten.
- [43] DIN-Fachbericht 101: Einwirkungen auf Brücken. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Ausgabe 2003.
- [44] DIN-Fachbericht 103: Stahlbrücken. DIN Deutsches Institut für Normung e.V., Ausgabe 2003.
- [45] Drebenstedt, K., Euler, M.: Statistical Analysis of Fatigue Test Data according to Eurocode 3, in Proceedings of IABMAS 2018, Melbourne, 2018.
- [46] Dürr, A.: Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung. Dissertation, Mitteilung Nr. 2006-3, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2007.
- [47] Dürr, A., Bucak, Ö., Roth, J.: Size effect of as-welded and post-weld treated construction details under fatigue loading, Eurosteel 2017, September 13-15, 2017, Copenhagen, Denmark, 2017.
- [48] ECCS – Technical Committee 8 - Structural Stability – Technical Working Group 8.2 – System: Ultimate Limit State Calculation of Sway Frames with Rigid Joints, No.33, 1984.
- [49] ECCS – Technical Committee 6 – Fatigue – Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures, No.43, 1985.
- [50] Eisenbahnbrücken – Ingenieurbaukunst und Baukultur, Hrsg. Mehdorn, H., Schwinn, K., 2009.
- [51] Esonix – Ultrasonic Impact Technology, Applied Ultrasonics, Präsentation, 2004.
- [52] Euler, M.: Ermüdungsverhalten nicht durchgeschweißter Konstruktionsdetails mit mehrachsiger Beanspruchung aus Radlasteinleitung, Stuttgart, Universität, Dissertation, 2017.
- [53] Euler, M., Kuhlmann, U.: Statistical intervals for evaluation of test data acc. to Eurocode 3 Part 1-9, Contribution to Working Group 6.3: Statistical Analysis of Fatigue Data, ECCS Technical Committee 6 – Fatigue, 2nd draft 2014.
- [54] Feldmann, M., Bartsch, H., Kuhlmann, U., Drebenstedt, K., Ummenhofer, T.: Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen, laufendes FOSTA-DASt-AiF-Forschungsvorhaben IGF-Nr. 19178, 2017-2020.
- [55] Fisher, J. W., Albrecht, J. A., Yen, B. T., Klingerman, D. J., McNamee, B. M.: Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments, National cooperative highway research program report 147, Transportation research board, 1974.
- [56] Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen: Empfehlung für Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen an Straßen EWS (Entwurf) – Aktualisierung der RAS-W 86, Ausgabe 1997, FGSV Verlag Köln, 1997.
- [57] Fricke, W.: IIW Recommendations for the Fatigue Assessment of Welded Structures By Notch Stress Analysis, Woodhead Publishing, Cambridge, 2012.
- [58] Gkatzogiannis, S.: Finite Element Simulation of Residual Stresses from Welding and High Frequency Hammer Peening. Dissertation, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine (VAKA), Karlsruher Institut für Technologie, 2020.

- [59] Gericke, A., Glienke, R., Brandenburg, K., Walter, C., Ripsch, B., Henkel, K.-M., Marten, F.: Untersuchungen des Reinigungsstrahlens als Nachbehandlungsmethode zur Verbesserung der Schwingfestigkeit geschweißter Strukturen, DVS-Congress 2018, Friedrichshafen, 2018.
- [60] Gerster, P.: Praktische Anwendungen der PIT-Technologie, Stahlbau 78 (2009), Heft 9, S. 680-683.
- [61] Ghahremani, K., Safa, M., Yeung, J., Walbridge, S., Haas, C., Dubois, S.: Quality assurance for ultrasonic impact treatment of welds using handheld 3D laser scanning technology, International Institute of Welding, XIII-2556-14, 2014.
- [62] Glahn, H.: Die Berechnung der Profilverformung symmetrischer, einzelliger Kastenträger mit in längs- und Querrichtung veränderlichen Querschnittsverhältnissen, Beton- und Stahlbetonbau 75 (1980), Heft 1, S. 5-9.
- [63] Goerg, P.: Über die Aussagefähigkeit von Dauerversuchen mit Prüfkörpern aus Baustahl St 37 und St 52 und die systematische Einordnung der Versuchswerte zum Dauerfestigkeitsschaubild, Der Stahlbau 2/1963.
- [64] Gudehus, H., Zenner, H., Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung, Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh) Düsseldorf, 1999.
- [65] Günther, H.-P.: Ermüdungsverhalten von Stahlträgern mit schlanken Blechen im Brückenbau. Dissertation, Mitteilung Nr. 2002-1, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2002.
- [66] Gurney, T. R., Fatigue of welded structures, Cambridge University Press, 1979.
- [67] Gurney, T. R., The fatigue strength of transverse fillet welded joints, Cambridge: Abington Publishing, 1991.
- [68] Gurney, T. R.; Maddox, S. J.: A re-analysis of fatigue data for welded joints in steel. In: Welding Research International 3 Nr. 4 (1973), S. 1–54.
- [69] Haagensen, P. J., Improvement of the fatigue strength of welded joints, International Conference: Special and plenary sessions – Steel in marine structures, 1981.
- [70] Haagensen P.J., Maddox S.J.: IIW Recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints, Woodhead Publishing, 2013.
- [71] Haagensen P.J., Maddox S.J.: IIW Recommendations on post weld improvement of steel and aluminum structures, International Institute of Welding, Doc. XIII-1815-00, 2006.
- [72] Hägele, A.: Entwicklung eines Qualitätssicherungstests für die Anwendung höherfrequenter Hämmervverfahren mit Hilfe von Härtemessungen an geschweißten Proben, Masterarbeit, Mitteilung Nr. 2019-3x. Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2019.
- [73] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, Springer, 2006.
- [74] Habraken, A. M., Duchêne, L., Bouffioux, C., Kuhlmann, U., Pourostad, V., Breunig, S., da Silva, L., Rebelo, C., Gervasio, H., Maas, F., Baaten, T., Droesbeke, B., Reis, A., Pedro, J., Baptista, C., Dufrane, J.-J., Vanderbecq, A.-C.: Optimal Use of High Strength Steel (HSS) within Bridges, final report, 2017, RFCS-CT-2014-00026.
- [75] Heckel, K., Köhler, J.: Experimentelle Untersuchung des statistischen Größeneinflusses im Dauerschwingversuch an ungekerbten Stahlproben. Zeitschrift Werkstofftechnik 6 (1974), S. 52 – 54.
- [76] Helms, R., Jaenicke, B., Wohler, H., Bork, C.-P.: Zur Schwingfestigkeit großer geschweißter Stahlträger / Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Forschungsbericht 164. 1989.

- [77] Hertz, H.: Über die Berührung fester elastischer Körper, Journal für die reine und angewandte Mathematik 92, S. 156 – 171, 1881.
- [78] Herzog, M.: Die Größe der Eigenspannungen in Walz- und Schweißprofilen nach Messungen, Stahlbau 9, (1997), Heft 9, S. 283 – 287.
- [79] Hobbacher, A. F.: “Recommendations for fatigue design of welded joints and components”, Springer International Publishing, Switzerland, 2016.
- [80] Klingner, A., Schleicher, W.: Dickere Bleche bei Eisenbahnbrücken, Ernst&Sohn Verlag, Stahlbau 75 (2006), Heft 10, S. 858-860.
- [81] Klotzinger, E., Der Oberbauschotter – Teil 1: Anforderungen und Beanspruchung, ETR, Januar+Februar 2008, Nr.01+02., S. 34-41.
- [82] Klotzinger, E., Der Oberbauschotter – Teil 2: Qualitätsverlauf und Eingriffsschwellen, ETR, März 2007, Nr.03., S. 120-125.
- [83] Knight, J. W.: Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening. Weld. Inst. Rep. 8/1976/E.
- [84] Krebs, J., Hübner, P., Kaßner, M.: Eigenspannungseinfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen, DVS-Bericht Band 234, DVS Media, 2004.
- [85] Krohn, A., Petershagen, H.: Einfluß von Einbrandkerben auf die Festigkeit automatengeschweißter Kehlnähte, Institut für Schiffbau der Universität Hamburg, Bericht Nr. 395. 1980.
- [86] Kuhlmann, U., Günther, H.-P., Zum Nachweis der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Stahlträger mit schlanken Stegen, DASt-AiF-Forschungsprojekt, Abschlussbericht, 1999.
- [87] Kuhlmann, U., Günther, H.-P., Experimentelle Untersuchungen zur ermüdungssteigernden Wirkung des PIT-Verfahrens, Versuchsbericht, Mitteilung Nr. 2009-38x, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2009.
- [88] Kuhlmann, U., Euler, M., Kranbahnträger – Wirtschaftliche Bemessung und Konstruktion robuster Radlasteinleitungen, DASt-AiF-Forschungsprojekt, Abschlussbericht, 2007.
- [89] Kuhlmann, U., Bergmann, J., Dürr, A., Thumser, R.; Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung. AiF-Vorhaben Nr. 13866, P 620, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. 2006.
- [90] Kuhlmann, U., Breunig, S., Gölz, L.: Untersuchungen zur Auswirkung variierender Ausführungsqualitäten einer HFH-Nachbehandlung und Beurteilung einfacher Methoden zur Überprüfung der Nachbehandlungsspur, Schlussbericht, Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), Stuttgart, 2018.
- [91] Kuhlmann, U., Breunig, S., Pascual, A. M., Ummenhofer, T., Zinke, T., Mensinger, M., Pfaffinger, M., Beck, T., Lenz, K. Schneider, S., Fischer, M.: Ganzheitliche Bewertung von Stahl- und Verbundeisenbahnbrücken nach Kriterien der Nachhaltigkeit, AiF-Vorhaben, P 978, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. 2017.
- [92] Kuhlmann, U., Breunig, S., Pascual, A. M., Mensinger, M., Pfaffinger, M.: Ganzheitliche Analysen von Stahl- und Verbundeisenbahnbrücken – Teil 1: Innovative Lösungen zur Stärkung der Dauerhaftigkeit und Verkürzung von Bauzeiten. Stahlbau 86 (2017), Heft 2, S 98-111.
- [93] Kuhlmann, U., Breunig, S., Zinke, T.: Moderne Eisenbahnbrücken als Dickblech-Trogbrücken – Optimierung der Auslegung für Ermüdung und Lebenszyklusbetrachtung. Stahlbau 87 (2018), Heft 6, S.571 - 582.

- [94] Kuhlmann, U., Breunig, S., Ummenhofer, T., Weidner, P.: Entwicklung einer DASt-Richtlinie für höherfrequente Hämmerverfahren, DASt-AiF-Schlussbericht, IGF-Nr. 17886, 2018.
- [95] Kuhlmann, U., Euler, M., Kudla, K.: Weiterentwicklung und Spezifizierung der Ermüdungsnachweise für Straßen- und Eisenbahnbrücken aus Stahl, Forschungsbericht, DASt-AiF15380, Mitteilung Nr. 2011-11x, Stuttgart, 2011.a
- [96] Kuhlmann, U., Kudla, K., Ummenhofer, T., Weidner, P.: Untersuchungen zur Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren im Stahlwasserbau, Schlussbericht, Bundesanstalt für Wasserbau (BAW), 2013.
- [97] Kuhlmann, U., Kudla, K.: Ermüdungsfestigkeit von Lamellenstößen bei Vollwandträgern mit dicken Gurten – Experimentelle und numerische Untersuchungen, Stahlbau 84 (2015), Heft 3, S. 203–212.
- [98] Kuhlmann, U., Herter, K.-H., Euler, M., Rettenmeier, P.: Versuchsbasierte Ermüdungsfestigkeiten der Radlasteinleitung – FOSTA P895 (Schlussbericht zu IGF-Forschungsvorhaben Nr. 17292), Düsseldorf: Forschungsvereinigung Stahlanwendung (FOSTA) e. V., 2015.
- [99] Kuhlmann, U., Maier, P., Friedrich, H., Kaschner, R., Mensinger, M., Pfaffinger, M., Sedlbauer, K., Fischer, M., Beck, T., Ummenhofer, T., Zinke, T.: Ganzheitliche Bewertung von Stahl- und Verbundbrücken nach Kriterien der Nachhaltigkeit, Stahlbau 80 (2011), Heft 10, S. 703-710.
- [100] Kuhlmann, U., Maier, P., Ummenhofer, T., Zinke, T., Mensinger, M., Pfaffinger, M., Fischer, M., Beck, T., Lenz, K., Schneider, S., Friedrich, H., Kaschner, R., Krieger, J.: Ganzheitliche Bewertung von Stahl- und Verbundbrücken nach Kriterien der Nachhaltigkeit, FOSTA-AiF-Schlussbericht, P843, 2015.
- [101] Kuhlmann, U., Maier, P., da Silva, L., Gervásio, H., Brett, Ch., Schröter, F., et al.: Sustainable steel-composite bridges in built environment (SBRI), Final Report, Grant Agreement RFSR-CT-2009-00020, 2013.
- [102] Lehmann, T.: Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen, Bachelorarbeit, Mitteilung Nr. 2017-17x, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2017.
- [103] Leistungs- und Finanzierungsvereinbarung II der Bundesrepublik Deutschland und der DB Netz AG, DB Station&Service AG, DB Energie GmbH und der Deutschen Bahn Bahn AG, 2014.
- [104] Leitner, M., Stoschka, M., Eichseder, W.: Fatigue enhancement of thin-walled, high-strength steel joints by high-frequency mechanical impact treatment, Weld World 58 (2014), pp. 29 – 39.
- [105] Leonhardt, F.: Vorlesungen über Massivbau, 6. Teil: Grundlagen des Massivbrückenbaues. Berlin: Springer, 1979.
- [106] Macherauch, E., Wohlfahrt, H., Wolfstieg, E.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. Härtereitechnische Mitteilungen 28 (1973), Heft 3, S. 201/11.
- [107] Maddox, S.J.: The fatigue behavior of trapezoidal stiffener to deck plate welds in orthotropic bridge decks, Transport and Road Research Laboratory, Berkshire, 1974.
- [108] Marquis, G. B., Barsoum, Z.: IIW Recommendations on High Frequency Mechanical Impact (HFMI) - Treatment for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints, Springer, 2016.
- [109] Marquis, G., Björk, T.: Variable amplitude fatigue strength of improved HSS welds, IIW Document XIII-2224-08, 2008.
- [110] Minner, H. H.: Schwingfestigkeitserhöhung von Schweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE 460 und StE 690 durch Einsatz des WIG-Nachbehandlungsverfahrens, Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, 1981.

- [111] Müller, A.: Hybride Konstruktionen mit trapezförmigen gefalteten Stahlstegen für Straßenbrücken, Berichte aus dem konstruktiven Ingenieurbau, Technische Universität München, Dissertation, 1999.
- [112] Müller, H.: Beurteilung und Entwicklung geeigneter Qualitätssicherungstests für die Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren, Masterarbeit, Mitteilung Nr. 2016-25x, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2016.
- [113] Müller, J.: Kleine Brücken – Große Wirkung – Erneuerung im Bestandsnetz der Deutschen Bahn, Brückenbau.1/2-2015.
- [114] Naumann, D.: Müssen Aussteifungen an Eckverbindungen ausgeklingt werden?, der praktiker 30 (1978), Heft 5, S. 90.
- [115] Neher, M., Telljohann, G., Grave, M.: Erhöhung der Lebensdauer geschweißter Bauteile durch Einsatz höherfrequenter Hämmerverfahren, Stahlbau 82 (2013), Heft 4, S. 282 – 288.
- [116] Neumann, A.: Probleme der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen, VEB Verlag Technik Berlin, 1960.
- [117] New Sonic GmbH, Reutlingen.
- [118] Niemi, E., Fricke, W., Maddox, S. J.: Fatigue Analysis of Welded Components - Designer's guide to structural hot-spot stress approach. Woodhead Publishing, Cambridge UK, 2006.
- [119] Nitschke-Pagel, T.: Eigenspannungen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Dissertation, 1994.
- [120] Nötzold, F.: Zur Berechnung des zweistegigen Plattenbalkens ohne Querträger, Beton- und Stahlbetonbau 64 (1969), Heft 2, S. 43-47.
- [121] Nussbaumer, A.: Établissement de courbes de fatigue pour les assemblages soudés parachevés. Construction Métallique, Jg. 34, Heft 1, 1996, S. 3-14.
- [122] Nussbaumer, A., Imhof, D.: On the practical use of weld improvement methods, in Prog. Struct. Engng Mater. 2001, 3, S. 95 – 105.
- [123] Okawa, T., Shimanuki, H., Funatsu, Y., Nose, T., Sumi, Y.: Effect of preload and stress ratio on fatigue strength of welded joints improved by ultrasonic impact treatment, Weld World 57 (2013), pp. 235 – 241.
- [124] Örjasäter, O.: Effect of plate thickness on fatigue of welded components, IIW Doc. XIII-1582-95/XV-890-95, Trondheim, Norway, 1995.
- [125] Petersen, C.: Statik und Stabilität der Baukonstruktionen – Elasto- und plasto-statische Berechnungsverfahren druckbeanspruchter Tragwerke: Nachweisformen gegen Knicken, Kippen, Beulen. Friedr. Vieweg & Sohn, Braunschweig/Wiesbaden, 1980.
- [126] PITEC GmbH, Betriebsanleitung für PSM – S10-00.
- [127] prEN 1993-1-9. Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 1.9: Fatigue, Final Draft (CEN/TC 250/SC 3 N 3566), European committee for standardization, 2022.
- [128] prEN 1993-2. Eurocode 3 – Design of steel structures – Part 2: Steel Bridges, Final Draft (CEN/TC 250/SC 3 N 3545), European committee for standardization, 2022.
- [129] Puthli, R., Herion, S., Hrabowski, J., Ummenhofer, T., Weich, I., et al.: Detaillösungen bei Ermüdungsfragen und dem Einsatz hochfester Stähle bei Offshore Windenergieanlagen, FOSTA-AiF-Schlussbericht, P633, 2008.

- [130] Reichert, C.: Vergleich von Eisenbahnbrücken in Stahlbau- und Stahlbetonverbundbauweise im kurzen Spannweitenbereich, Masterarbeit, Mitteilung Nr. 2015-17x, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, 2015.
- [131] Radaj, D.: Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen – Ermüdungsfestigkeit, Fachbuchreihe Schweißtechnik, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1985.
- [132] Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 143, DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf 2002.
- [133] Radaj, D.: Kerbwirkung von Schweißstößen, Springer-Verlag 1984, Konstruktion 36 (1984), Heft 8, S. 285 – 292.
- [134] Radaj, D., Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure, Springer, 2007.
- [135] Radaj, D., Sonsino, C. M.: Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten, Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren, DVS-Verlag, 2000.
- [136] Reemsnyder, H. S.: The fatigue strength of longitudinal fillet weldments in USS „T.1“ constructional alloy steel, Lehigh University, 1963.
- [137] Richtlinie 804 – Eisenbahnbrücken. DB Netze, 2013.
- [138] Schardt, R.: Verallgemeinerte Technische Biegetheorie – Lineare Probleme, Springer-Verlag, 1989.
- [139] Schlaich, J., Fackler, T., Weißbach, M., Schmitt, V., Ommert, C., Marx, S., Krontal, L.: Leitfaden Gestalten von Eisenbahnbrücken. Hg. v. Hartmut Mehdorn und S. Garber. DB AG: Berlin, 2008
- [140] Scholtes, B.: Eigenspannungen in mechanisch randschichtverformten Werkstoffzuständen – Ursachen, Ermittlung und Bewertung, Habilitationsschrift, DGM Informationsgesellschaft, 1990.
- [141] Schrade C.: Ermüdungsprobleme prismatischer, trogförmiger Eisenbahnbrücken mit dicken Tragblechen und deren Bewältigung, Stahlbau 79 (2010), Heft 2, S. 136-143.
- [142] Schrade C.: Untersuchung von Bahnbrücken mit dicken Tragblechen nach der Verallgemeinerten Technischen Biegetheorie, Diplomarbeit, TU Darmstadt, 2009.
- [143] Schulz, G.: Die Traglastberechnung von planmäßig mittig belasteten Druckstäben aus Baustahl unter Berücksichtigung von geometrischen und strukturellen Imüerfektionen. Dissertation, TU Graz, 1968.
- [144] Schütz, W.: Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen, Z. f. Flugwissenschaften 15 (1967) Heft 11, S. 407 - 419.
- [145] Sedlacek, G., Hobbacher, A., et al.: Commentary to Eurocode 3: EN 1993 – Part 1-9 – Fatigue. First Edition, 2007.
- [146] Seeger, T., Olivier, R., Köttgen, B.: Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen, Vorhaben Nr.105, Abschlussbericht, 1989.
- [147] Shams-Hakimi, P.: Fatigue improvement of steel bridges with high-frequency mechanical impact treatment, PhD Thesis, Chalmers University of Technology, Gothenburg, Sweden, 2020.
- [148] Shams-Hakimi, P., Yildirim, H. C., Al-Emrani, M.: The thickness effect of welded details improved by high-frequency mechanical impact treatment, International Journal of Fatigue 99 (2017), pp. 111 – 124.

- [149] Smith, I., Muster, W., Bremen, U.: Residual Stresses and Fatigue Strength Improvement of Welded Connections, Publication ICOM Construction Metallique146, Ecole Polytechnique federale de Lausanne, 1985.
- [150] Sofistik Version 2014, Sofistik AG, 2014.
- [151] Statische Berechnung der EÜ Karl-Broel Straße, Rhöndorf/Bad Honnef, aufgestellt durch König und Heunisch Planungsgesellschaft mbH, Leipzig, 2004.
- [152] Statnikov, E. Sh.: Ultrasonic Impact tool for strengthening welds and reducing residual stresses, New Physical Methods of Intensification of Technological Processes, 1977.
- [153] Steinle, A.: Torsion und Profilverformung beim einzelligen Kastenträger, Beton- und Stahlbetonbau 65 (1970), Heft 9, S. 215 – 222.
- [154] Stranghöner, N., Berg, J.: Einfluss des höherfrequenten Hämmerns auf die Ermüdungsfestigkeit ultrahochfester Stähle der Festigkeitsklassen S960, S1100 und S1300 am Beispiel geschweißter Kerbdetails, Schlussbericht Projekt P938, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. FOSTA, Düsseldorf, 2015.
- [155] Strauß, P., Hensel, B.: Das wirksame Schwindmaß von WIB (Walzträger in Beton)-Brücken, Beton- und Stahlbetonbau 92 (1997), Heft 4, S.106 – 108.
- [156] Takács, P., Fink, J.: Neuartige Sandwichfahrbahnplatte für Eisenbahnbrücken – Analyse des Ermüdungsverhaltens der Lochdübelleiste anhand des Kerbdehnungskonzepts, Stahlbau 86 (2017), Heft 5, S. 441-451.
- [157] Tehrani Yekta, R., Ghahremani, K., Walbridge, S.: Effect of quality control parameter variations on the fatigue performance of ultrasonic impact treated welds, International Journal of Fatigue 55 (2013) pp. 245 – 256.
- [158] Tehrani Yekta, R.: Acceptance Criteria for Ultrasonic Impact Treatment of Highway Steel Bridges, University of Waterloo, Master Thesis, 2012.
- [159] Thonnard, J., Janss, J.: Comportement en Fatigue des Dallas Orthotropes avec Raidisseurs Trapézoidaux, CRIF-WTCM, Section Construction Métallique, MT 161, 1985.
- [160] Tietze, M.: Von der klassischen Härtemessung im Labor zur Lösung komplexer Aufgaben im Feld – Möglichkeiten und Grenzen des UCI-Verfahrens, DACH-Jahrestagung 2015 – Poster 27.
- [161] Toasa Caiza, P. D., Ummenhofer, T.: Consideration of the runouts and their subsequent retests into S-N curves modelling based on a three-parameter Weibull distribution. International Journal of Fatigue, Vol. 106 (1), 2018, pp. 70-80.
- [162] Toasa Caiza, P. D., Ummenhofer, T.: General probability weighted moments for the three-parameter Weibull distribution and their application in S-N curves modelling. International Journal of Fatigue, Vol. 33 (12), 2011, pp. 1533-1538.
- [163] Ummenhofer T., et al.: Lebensdauererlängerung neuer und bestehender geschweißter Stahlkonstruktionen. REFRESH-Projekt, Final report, 2009.
- [164] Ummenhofer, T., Weidner, P., Kuhlmann, U., Kudla, K., Breunig, S.: Entwicklung eines einfachen Qualitätssicherungstest für die Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren, FOSTA-Schlussbericht, P872, 2017.
- [165] Ummenhofer, T., Weidner, P., Zinke, T., Mehdiapour, M., Rogge, A.: Fertigungs- und Instandhaltungsoptimierung bei Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen. Forschung für die Praxis P864, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA), Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2016.

- [166] United Kingdom Offshore Steel Research Project, Final Report to ECSC Contract No. 7210 KB / 8 (801, Volume 1 and 2) Department of Energy, London.
- [167] Vanrostenberghe, S., Clarin, M., Shin, Y., Droesbeke, B., van der Mee, V., Doré, M., Marquis, G., Parantainen, J., Kannengiesser, T., Barsoum, Z.: Improving the fatigue life of high strength steel welded structures by post weld treatments and specific filler metal (FATWELDHSS), Final Report, RFCS-CT-2010-00032, 2015.
- [168] VDI-Richtlinie: VDI 2227 Festigkeit bei wiederholter Beanspruchung; Zeit- und Dauerfestigkeit metallischer Werkstoffe, insbesondere von Stählen, VDI-Gesellschaft Produkt- und Prozessgestaltung, 1974.
- [169] Weibull, W.: A statistical theory of the strength of materials, Ingeniörsvetenskapsakademiens, Handlingar Nr. 151, Stockholm, 1939.
- [170] Weich, I.: Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands, Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Dissertation, 2009.
- [171] Weich, I., Ummenhofer, T., Nitschke-Pagel, Th., Dilger, K., Eslami, H.: Influence of treatment and loading conditions on the fatigue strength of welds improved by high frequency peening, IIW-XIII-2218-08, International Institute of Welding, 2008.
- [172] Woodtli, J.: Praktische Fraktographie – Brüche an metallischen und keramischen Bauteilen sowie an Objekten aus Glas, Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt EMPA, 2003.
- [173] Yildirim, H. C., Marquis, G. B.: A round robin study of high-frequency mechanical impact (HFMI)-treated welded joints subjected to variable amplitude loading. *Welding in the World* (2013) 57, pp. 437 – 447.
- [174] Yildirim, H., Marquis G., Barsoum, Z.: Fatigue assessment of high frequency mechanical impact (HFMI)-improved fillet welds by local approaches, *International Journal of Fatigue* 52 (2013), pp. 57-67. Elsevier Ltd.
- [175] Zinke, T., Ummenhofer, T., Schneider, S., Beck, T., Lenz, K., Neudeck, M., Koch, E.: Ganzheitliche Analyse von Stahl- und Verbundeisenbahnbrücken – Teil 2: Ökologische, ökonomische und betriebliche Bewertung. *Stahlbau* 86 (2017), Heft 2, S. 112–122.
- [176] Zinke, T.: Nachhaltigkeit von Infrastrukturbauwerken - Ganzheitliche Bewertung von Autobahnbrücken unter besonderer Berücksichtigung externer Effekte. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, Dissertation, 2016.

14 Abbildungsverzeichnis

Bild 2-1: Vergleich zwei verschiedener Nachbehandlungsmethoden mit dem Zustand „wie geschweißt“ aus OptiBri [74].....	7
Bild 2-2: Kerbdetail Gurtlamelle mit Definition der Eigenspannungsrichtungen an senkrecht zu einander verlaufenden Kehlnähten	9
Bild 2-3: Eigenspannungsmessungen senkrecht zur Schweißnaht in die Tiefe am S355 und S690 nach Dürr [46].....	10
Bild 2-4: Mögliche Versagensmodi geschweißter Kerbdetails	11
Bild 2-5: PIT-Ausrüstung [126]	12
Bild 2-6: UIT-Ausrüstung [46]	12
Bild 2-7: HiFIT-Handgerät.....	12
Bild 2-8: Vergleich der Mittelwerte der Eigenspannungsmessungen in Längs- bzw. Querrichtung an der Oberfläche (links) und in die Tiefe unterhalb des Hammerspurnmittelpunkts und mit 1mm Abstand (rechts) am S235 aus [96].....	14
Bild 3-1: Ermüdungsfestigkeitskurven nach DIN EN 1993-1-9 [28]	17
Bild 3-2: Definition des Abstands der Schweißnahtfußpunkte l nach DIN EN 1993-1-9 [28].....	18
Bild 3-3: Anwendungsbereich und Verbesserungszuwachs durch HFH nach IIW-Empfehlungen [108]	20
Bild 3-4: Stahlgütenabhängigkeit nach IIW-Empfehlungen [108]	20
Bild 3-5: Lokaler Bemessungsvorschlag nach Weich [170]	23
Bild 4-1: Berücksichtigung des Streckgrenzeinflusses der Bemessungsansätze nach Dürr [46], Marquis et al. (IIW) [108] und Berg [4] für das Detail Quersteife (QS).....	29
Bild 4-2: Spezifizierung des Größeneinflusses nach Haibach [73].....	30
Bild 4-3: Darstellung des spannungsmechanischen Größeneinflusses nach [124]	31
Bild 4-4: Beanspruchungsverhältnisse nach Haibach [73] im Überblick	34
Bild 4-5: Definition der Eigenspannungen nach Macherauch [106].....	35
Bild 4-6: Eigenspannungslose Bauteile unter Wechselbeanspruchung (01) und Zugschwellbeanspruchung (02) nach Theorie von Gurney [66]	36
Bild 4-7: Überlagerung von Last- und Eigenspannungen für wechselbeanspruchte (a) und druckschwellbeanspruchte (b) geschweißte Bauteile aus Kuhlmann et al. [98] entsprechend Theorie von Gurney [66]	37
Bild 4-8: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 [28] zur Ermittlung der modifizierten Spannungsschwingbreite bei nicht geschweißten und spannungsarm geglühten Konstruktionen	37
Bild 4-9: Erweiterung der Theorie von Gurney [66] aus Bild 4-6 auf geschweißte Bauteile unter Druckeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze für Wechselbeanspruchung (c), Zugschwellbeanspruchung (d) und Druckschwellbeanspruchung (e)	38
Bild 4-10: Berücksichtigung des Spannungsverhältnis R verschiedener Bemessungsansätze nach Dürr [46], Weich [170] und Marquis et al. (IIW) [108].....	39
Bild 5-1: Vergleich der ermittelten Ermüdungsfestigkeiten in Abhängigkeit unterschiedlich angewandter Intervallarten nach [53]	44
Bild 5-2: Detailausbildung bei eingeschweißten Quersteifen in Trägerquerschnitte	45
Bild 5-3: Praxistest mit PIT-Gerät an geschweißtem Träger mit Quersteife und kreisförmigem Freischnitt r = 30 mm und rechts Ausführung mit eingepasster Quersteife	45

Bild 5-4: Einschweißen der eingepassten Quersteifen in Wannelage	47
Bild 5-5: Nachbehandlung mit HiFIT durch die Firma <i>DYNATEC GmbH</i>	47
Bild 5-6: Nachbehandlung mit PIT durch die Firma <i>Pitec GmbH</i> links) herkömmlich mit rundem Pin, rechts) konkave Pinform für Nachbehandlung entlang äußerer Kanten	47
Bild 5-7: Eigenspannungsverlauf für gewalzte Breitflanschprofile nach [48] in Abhängigkeit der Streckgrenze und Verhältnis von Höhe zu Breite ($h/b \leq 1,2$).....	48
Bild 5-8: Anordnung der Dehnmessstreifen am Zuggurt nahe der Quersteife	49
Bild 5-9: Verschiedene Messstellen	49
Bild 5-10: Versuchsaufbau der Trägerserie T2	50
Bild 5-11: Anpassung der Nennspannungsdefinition am Trägerquerschnitt nach Helms [76] auf gewalztes HEA260 Profil mit eingeschweißter Quersteife.....	50
Bild 5-12: Isometrie und Draufsicht auf Risswachstum am Schweißnahtübergang der Quersteife.....	52
Bild 5-13: Versagen der Trägerserie T2 initiiert am Quersteifennahtübergang	52
Bild 5-14: Bruchbild Versuchsträger T2.1 AW - Detailansicht	53
Bild 5-15: Bruchbild Versuchsträger T2.4 AW - Detailansicht	53
Bild 5-16: Bruchbild Versuchsträger 2.18 – Steife Nr. 5 - Detailansicht.....	53
Bild 5-17: Bruchfläche mit Ermüdungsanriss und Nahtansatzstelle	53
Bild 5-18: Versuchsergebnisse der Träger-Zugschwellversuche $R = 0,1$	55
Bild 5-19: Riss im druckbiegebeanspruchten Obergurt ausgehend von der unbehandelten Kehlnaht der Quersteife.....	55
Bild 5-20: Dehnungsverlauf am gedrückten Obergurt T2.10 (Druckgurt unbehandelt)	56
Bild 5-21: Dehnungsverlauf am gedrückten Obergurt T2.5 (Druckgurt PIT-nachbehandelt).....	56
Bild 5-22: Versuchskörpergeometrie.....	57
Bild 5-23: Versuchsaufbau der Trägertests	59
Bild 5-24: Lage der HFH-behandelten Schweißnahtübergänge	59
Bild 5-25: Bruchfläche eines Walzträgers mit Rissentstehung ausgehend von einem oberflächlichem Grundmaterialfehler aus Fisher et al. [55]	60
Bild 5-26: Ausgewählte Bruchflächen der Trägerserie T0 ($S690, R = 0,1$)	63
Bild 5-27: Ausgewählte Bruchflächen der Trägerserie T0 ($S690, R = 0,1$)	64
Bild 5-28: Wöhlerdiagramm für unbehandelten Trägerversuch (T5) im Vergleich zu Kleinversuchen aus OptiBri [74]	65
Bild 5-29: Wöhlerdiagramm mit Trägerversuchsergebnissen in Abhängigkeit des Behandlungszustands aus OptiBri [74]	66
Bild 5-30: Wöhlerdiagramm mit Ermüdungsfestigkeit für PIT-behandelte Trägerversuche für Quersteifen mit fester ($m_{\text{fix}} = 5,0$) und freier Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{frei}} = 3,2$	67
Bild 5-31: S-N Diagramm der Ermüdungsfestigkeit von PIT-behandelten Klein- und Trägerversuchen für Quersteifen mit fixer Wöhlerlinienneigung von $m_{\text{fix}} = 5,0$	68
Bild 5-32: Ansicht und Draufsicht des Versuchsaufbaus	70
Bild 5-33: Erzeugte Biegelinie infolge Aktivierung von Schalungsrüttler.....	70
Bild 5-34: Schalungsrüttler und Elastomerlager der Firma <i>Knauer Engineering Industrieanlagen GmbH & Co.KG</i>	70
Bild 5-35: Versuchsaufbau mit Messeinheit	71
Bild 5-36: Messtechnik bei der Versuchsdurchführung	71
Bild 5-37: Versuchsergebnisse der Wechsellastversuche, getrennt nach Nachbehandlungszustand	73
Bild 5-38: Rissbildung bei unzureichender Nachbehandlung am Steg	74
Bild 5-39: Typische Rissbildung an Untergurtschweißnaht, Rissbildung am Obergurt.....	74

Bild 5-40: Versuchsergebnisse der einzelnen Serien	75
Bild 5-41: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der unbehandelten Kleinversuchsserien.....	77
Bild 5-42: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der HFH-behandelten Kleinversuchsserien.....	77
Bild 5-43: Auswertung der Ergebnisse der wechselbeanspruchten Trägerversuche $R = -1,0$ unter freier Neigung ($m = 2,2$) und unter fixer Neigung ($m = 5$).....	78
Bild 5-44: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der unbehandelten Trägerserien.....	79
Bild 5-45: Übereinstimmung der Modifizierung nach DIN EN 1993-1-9 anhand der HFH-behandelten Trägerserien.....	80
Bild 5-46: Auswertung der HFH-behandelten Zugschwellversuche $R = 0,1$ unter fixer Neigung ($m = 5$)	81
Bild 5-47: Auswertung der HFH-behandelten Wechsellastversuche $R = -1$ unter fixer Neigung ($m = 5$)	81
Bild 5-48: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands.....	83
Bild 5-49: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R	83
Bild 5-50: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands.....	83
Bild 5-51: Anrissverhalten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R	83
Bild 6-1: Zusammensetzung der ausgewerteten Daten von Ermüdungsversuchen.....	86
Bild 6-2: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Konstruktionsdetail	88
Bild 6-3: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Stahlgüte	88
Bild 6-4: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze nach Spannungsverhältnis R	89
Bild 6-5: Mittelspannungseinfluss an unbehandelter Quersteife an S355 und S690	91
Bild 6-6: Mittelspannungseinfluss an HFH-behandelter Quersteife an S355 und S690	91
Bild 6-7: Spannungsamplitude S_A bei 2×10^6 Schwingspielen in Abhängigkeit der Mittelspannung S_M der Quersteife unter variabler Neigung ($m = \text{var.}$)	93
Bild 6-8: Mittelspannungsempfindlichkeit M entsprechend Gleichung (6.1) nach Schütz [144].....	94
Bild 6-9: Verhältnis der Ermüdungsfestigkeiten unter Zugschwellbeanspruchung ($R = 0,1$) und Wechselbeanspruchung ($R = -1$) der Quersteife in Abhängigkeit des Behandlungszustands ($m = \text{fest}$)	95
Bild 6-10: Streckgrenzeinfluss an unbehandelter Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$	96
Bild 6-11: Streckgrenzeinfluss an HFH-behandelter Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,1$	96
Bild 6-12: Streckgrenzeinfluss an unbehandelter und HFH-behandelter Quersteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$, $R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung m_{frei}	97
Bild 6-13: Darstellung der Anzahl der Datenbanksätze für Trägerversuche.....	98
Bild 6-14: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger und Kleinversuchsserien für den unbehandelten Zustand (a_w).....	99
Bild 6-15: Eigenspannungsverlauf an Trägerquerschnitten in Abhängigkeit der Trägerart nach ECCS-Dokument No. 33 [48].....	100
Bild 6-16: Bruchoberflächen der geschweißten Trägerversuche aus OptiBri [74]	101
Bild 6-17: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger- und Kleinversuchsserien am Detail Quersteife in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Stahlgüte.....	102
Bild 6-18: Verhältnis der erreichten Mittelwerte von Träger- und Kleinversuchsserien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Werkstoffs	102

Bild 6-19: Mittelspannungseinfluss der Trägerserien unter Berücksichtigung des Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit	103
Bild 6-20: Einordnung der Trägerversuchsergebnisse im unbehandelten Zustand	104
Bild 6-21: Einordnung der Trägerversuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand.....	105
Bild 6-22: Einordnung der Versuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand unter Variation der Blechdicke an S355 und S460 im Vergleich zu IIW [108].....	106
Bild 6-23: Einordnung der Versuchsergebnisse im HFH-behandelten Zustand unter Variation der Blechdicke an S690	106
Bild 6-24: Blechdickeneinfluss an der HFH-behandelten Quersteife S355, S460 und S690 unter Auswertung der Ergebnisse aus der Datenbank mit fester Neigung.....	108
Bild 6-25: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am unbehandelten Stumpfstoß in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R und der Nennstreckgrenze f_y	109
Bild 6-26: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am HFH-behandeltem Stumpfstoß in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R und der Nennstreckgrenze f_y	110
Bild 6-27: Haigh-Diagramm zum Mittelspannungseinfluss der Stumpfstoßserien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Nennstreckgrenze f_y (m = frei).....	111
Bild 6-28: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am unbehandelten Stumpfstoß unter zugschwellender Beanspruchung von $R = 0,1$ für verschiedene Nennstreckgrenzen f_y ...	112
Bild 6-29: Einordnung der Versuchsergebnisse der Kleinversuche (KV) am HFH-behandelten Stumpfstoß unter zugschwellender Beanspruchung von $R = 0,1$ für verschiedene Nennstreckgrenzen f_y	112
Bild 6-30: Streckgrenzeinfluss am unbehandelten und HFH-behandelten Stumpfstoß unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$, $R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung $m_{aw} = m_{HFH} = \text{frei}$	113
Bild 6-31: Einordnung der Versuchsergebnisse an unbehandelter Längssteife für S355 und S690 in Abhängigkeit von Spannungsverhältnis R und Streckgrenze	115
Bild 6-32: Einordnung der Versuchsergebnisse an HFH-behandelter Längssteife für S355 und S690 in Abhängigkeit von Spannungsverhältnis R und Streckgrenze	115
Bild 6-33: Haigh-Diagramm zum Mittelspannungseinfluss der Längssteifenserien in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Nennstreckgrenze f_y (m = var)	117
Bild 6-34: Streckgrenzeinfluss an unbehandelter und HFH-behandelter Längssteife unter Spannungsverhältnis $R = 0,5$, $R = 0,1$ und $R = -1,0$ unter freier Wöhlerlinienneigung $m_{aw} = m_{HFH} = \text{frei}$	117
Bild 6-35: Biegebeanspruchte Prüfkörper aus Bucak et al. [8] und zugehöriger Nennspannungszustand	120
Bild 6-36: Vergleich der biegebeanspruchten HFH-behandelten Quersteife aus Bucak et al. [8] mit axialbeanspruchten Ermüdungsversuchen aus der Datensammlung (siehe Tabelle 6-2) am Werkstoff S690	121
Bild 6-37: Vergleich der biegebeanspruchten HFH-behandelten Längssteife aus Bucak et al. [8] mit axialbeanspruchten Ermüdungsversuchen aus der Datensammlung (siehe Tabelle 6-2) am Werkstoff S690	121
Bild 7-1: Darstellung des Schnittpunkts der verbesserten mit der ursprünglichen Bemessungswöhlerlinie zur Bestimmung der Mindestlastwechselzahl $N_{\min, HFH}$	126
Bild 7-2: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für die unbelastete Quersteife nach IIW-Empfehlung [108] und DAST-Richtlinie [13] in $[N/mm^2]$ gegenüber dem Referenzkerbfall $80 N/mm^2$	129

Bild 7-3: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für den querbelasteten Stumpfstoß nach IIW-Empfehlung [108] und DAST-Richtlinie [13] gegenüber dem Referenzkerbfall 90 N/mm^2	130
Bild 7-4: Vergleich der größtmöglichen Verbesserung der Kerbfallklasse infolge HFH-Anwendung für die unbelastete Längssteife nach IIW-Empfehlung [108] und DAST-Richtlinie [13] gegenüber dem Referenzkerbfall 56 N/mm^2	131
Bild 7-5: Auszug aus DAST-Bericht [95] zum realen mehrstufigen Spannungskollektiv (a) und dem schadensäquivalenten Einstufenkollektiv (b)	132
Bild 7-6: Betriebszüge entsprechend 25t-EC-Mix nach DIN EN 1991-2 [23]	133
Bild 7-7: Zeitverlauf der Momentenbeanspruchung in Feldmitte infolge Zugüberfahrt des Betriebszugs 5 auf Einfeldträger der Länge $l = 15 \text{ m}$	134
Bild 7-8: Zeitverlauf der Längsspannungen auf Höhe der Quersteife infolge Überfahrt des Betriebszugs 5 auf Einfeldträger der Länge $l = 15 \text{ m}$	134
Bild 7-9: Spannungsschwingbreiten auf Höhe der Quersteife für Zugüberfahrt von Betriebszug 5 in 100 Jahren.....	135
Bild 7-10: Zeitverlauf der Momentenbeanspruchung in Feldmitte infolge Zugüberfahrt des Betriebszugs 11 auf Einfeldträger der Länge $l = 15 \text{ m}$	135
Bild 7-11: Spannungsschwingbreiten auf Höhe der Quersteife für Zugüberfahrt von Betriebszug 11 in 100 Jahren.....	136
Bild 8-1: Schematischer Verlauf charakteristischer Randschichteigenschaften nach einer mechanischen Randschichtverformung nach Scholtes [140].....	141
Bild 8-2: Übersicht des Versuchskörpers mit HFH-behandelter Spur aus unterschiedlichen Untersuchungen.....	142
Bild 8-3: Geometrische Parameter an Versuchskörper aus unterschiedlichen Untersuchungen: a) BAW [96], b) FOSTA-Kurzstudie P872 [164], c) Ghahremani et al. [61].....	142
Bild 8-4: Eindringtiefe a_{Steg} der HFH-Spur am Nahtübergang zum Stegblech entlang der Prüfkörperbreite b [91]	143
Bild 8-5: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S420 mit Blechdicke 5 mm	147
Bild 8-6: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S700 – 5 mm	148
Bild 8-7: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S420 – 10 mm	148
Bild 8-8: Auswertung der Ermüdungsversuche aus DURIMPROVE [3] unter Variation der Nachbehandlungsparameter an der Längssteife aus S700 – 10 mm	149
Bild 8-9: Versuchsergebnisse aller Serien mit konstanter Amplitude aus Yekta et al. [157]	150
Bild 8-10: Versuchsergebnisse der unbehandelten (A) und optimal UIT-behandelten (E, F) Serien aus Yekta et al. [157]	151
Bild 8-11: Versuchsergebnisse aller nicht sachgemäßen UIT-behandelten Serien (B, C, D) aus Yekta et al. [157].....	151
Bild 8-12: Vergleich der Eigenspannungsmessungen nach Durchführung der Versuche aus Yekta et al. [157]	152
Bild 8-13: Schweißen der Kehlnähte	153
Bild 8-14: Anwendung des HFH-Verfahrens.....	153
Bild 8-15: Versuchsdurchführung in Schenk 400	153
Bild 8-16: Anfertigen der Silikonabdrücke vor Anwendung des Hämmerverfahrens	156

Bild 8-17: Skizze zu Eindrücktiefen A, B und Restkerbtiefe k am HFH-behandelten Nahtübergang	156
Bild 8-18: 60 mm langer Silikonabdruck und Detailansicht nach der HFH-Behandlung von B3-5 mit deutlicher Restkerbe	156
Bild 8-19: Eindrücktiefen A und B normal-nachbehandelter Schweißkerben aus den Projekten BAW 2013 [96], BAW 2018 [90] und NaBrüEIS [91].....	157
Bild 8-20: Eindrücktiefen A und B unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90].....	157
Bild 8-21: Mittelwerte der Eindrücktiefen A und B unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]	158
Bild 8-22: Radien r unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]	158
Bild 8-23: Restkerbtiefe k unterschiedlich nachbehandelter Nahtübergänge aus BAW 2018 [90]..	158
Bild 8-24: Spannungsschwingbreite der einzelnen Versuche im Vergleich zur Streckgrenze.....	159
Bild 8-25: Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der rechnerisch aufgetragenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{nom,rechn}$	161
Bild 8-26: Versuchsergebnisse im Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der messbasierten maximalen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{max}$	161
Bild 8-27: Versuchsergebnisse BAW Projekt 2013 [96] und 2018 [90].....	162
Bild 8-28: Verhältnis der Schwingspielzahl zum Zeitpunkt der Rissinitiierung ($N_{2\%}$) zur erreichten Schwingspielzahl (N_4) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands	164
Bild 8-29: Prüfverfahren nach DIN EN ISO 6507-1 [39]	165
Bild 8-30: Eindringfläche unter Elektronenmikroskop [164].....	165
Bild 8-31: Präparierte Probekörper für stationäre Härtemessungen an Hämmer Spur unterschiedlicher Intensität am Beispiel Spur C aus [164]	167
Bild 8-32: Anordnung der Messpunkte in Längs- und Querrichtung am HFH-behandelten Grundmaterial mit unterschiedlicher Intensität aus [164].....	167
Bild 8-33: Ergebnisse der Härtemessung am Querschliff unterhalb der PIT-Hämmer Spuren unterschiedlicher Intensität aus [164].....	167
Bild 8-34: Ergebnisse der Härtemessung am Längsschliff unterhalb der PIT-Hämmer Spuren unterschiedlicher Intensität aus [164].....	168
Bild 8-35: Ergebnisse der Härtemessung am Querschliff unterhalb der HiFIT-Hämmer Spuren unterschiedlicher Intensität aus [164].....	168
Bild 8-36: Ergebnisse der Härtemessung am Längsschliff unterhalb der HiFIT-Hämmer Spuren unterschiedlicher Intensität aus [164].....	169
Bild 8-37: Vergleich der Mess- und Mittelwerte der Härtemessungen am Längsschliff unterhalb der PIT- und HiFIT-Hämmer Spuren unterschiedlicher Intensität.....	170
Bild 8-38: Mobiles Härteprüfgerät der Firma New Sonic	171
Bild 8-39: Prüfprinzip der mobilen Härtemessung mittels UCI.....	171
Bild 8-40: Vergleich zwischen stationärer und mobiler Vickers Härte am Grundwerkstoff (PK_EA BS2) und HFH-behandelter Spur nach Oberflächenbearbeitung.....	172
Bild 8-41: Vergleich zwischen stationärer und mobiler Vickers Härte am Grundwerkstoff (PK_P1) und HFH-behandelter Spur nach Oberflächenbearbeitung.....	172
Bild 8-42: Vergleich mobil gemessener Vickers Härte am Grundwerkstoff (GW) und HFH-behandelten Spuren (N2 bis N4) mit und ohne Oberflächenbearbeitung am Prüfkörper ES2-5	174
Bild 8-43: Stelle der Messpunkte für Eigenspannungen am HFH-behandelten Nahtübergang	177

Bild 8-44: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für die Prüfkörper ES-3-4 und ES-3-5 mit geringer HFH-Behandlung	178
Bild 8-45: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für der Prüfkörper ES-2-4 und ES-2-5 mit normaler HFH-Behandlung.....	178
Bild 8-46: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe) und in 100 μm Tiefe für der Prüfkörper ES-4-4 und ES-4-5 mit hoher HFH-Behandlung	178
Bild 8-47: Einhüllende der Eigenspannungen unterschiedlicher Behandlungszustände getrennt nach Messtiefe (0 μm Tiefe und 100 μm Tiefe)	179
Bild 8-48: Vergleich der Eigenspannungsverläufe normal und hoher-HFH-behandelter Nahtübergänge in den Messtiefen (0 μm und 100 μm)	179
Bild 8-49: Vergleich der Eigenspannungsverläufe gering und normal HFH-behandelter Nahtübergänge in den Messtiefen (0 μm und 100 μm)	179
Bild 8-50: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe), in 100 μm und 200 μm Tiefe für die gering HFH-nachbehandelten Prüfkörper ES3-1, ES3-3, ES3-6	181
Bild 8-51: Einhüllende nach gemeinsamer Auswertung der Eigenspannungen für die gering HFH-nachbehandelten Prüfkörper ES3-1, ES3-3, ES3-6	182
Bild 8-52: Restkerbe am Nahtübergang der eingeschweißten Quersteife an einem Trägerversuch	184
Bild 9-1: Dickblech-Trogbrücke im Regelquerschnitt ohne Querträger	188
Bild 9-2: Herkömmliche Stahltragglieder mit Querträgern und Längssteifen	188
Bild 9-3: Haupttragglieder der Dickblech-Trogbrücke	189
Bild 9-4: Isometrische Verformungsfigur u_{ges} einer Dickblech-Trogbrücke unter Belastung durch LM71 nach DIN EN 1991-2 [23]	189
Bild 9-5: Draufsicht der Verformungsfigur u_{ges} einer Dickblech-Trogbrücke unter Belastung durch LM71 nach DIN EN 1991-2 [23]	189
Bild 9-6: Brückenansicht [12].....	192
Bild 9-7: Brückenuntersicht [12].....	192
Bild 9-8: Auszug aus einer Fertigungszeichnung [12], Brückenansicht	192
Bild 9-9: Kerbfälle konkurrierender Konstruktionsdetails.....	197
Bild 9-10: Kerbdetail der zugebeanspruchten Doppelkehlnaht mit Nahtwurzelversagen gemäß DIN EN 1993-1-9 [28].....	197
Bild 9-11: Ausführungsvariante des Trogüberbaus mit dickem Blech [2].....	197
Bild 9-12: Schweißdetail Anschluss Fahrbahnblech an Steg im Feldbereich [2]	197
Bild 10-1: Auswertung der Stegbiegeversuche aus Kuhlmann et al. [86] und der Vergleich mit den Versuchsergebnissen aus Kuhlmann et al. [88].....	203
Bild 10-2: Auswertung aller Versuchsserien getrennt nach Beanspruchung aus einem Offshore-Projekt des Vereinigten Königreichs [166] unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{\text{fest}} = 3$	205
Bild 10-3: Auswertung der Versuchsserien aus einem Offshore-Projekt des Vereinigten Königreichs [166] in Abhängigkeit des Beanspruchungszustands, der Blechdicke, sowie der Schenkellänge.....	205
Bild 10-4: Biegebeanspruchte Schweißnähte orthotroper Platten nach Maddox [107] und deren Versagensformen.....	207
Bild 10-5: Hintergrunddaten nach Thonnard [159] und Maddox [107] biegebeanspruchter Schweißnähte orthotroper Platten nach DIN EN 1993-1-9 [28] und deren Auswertung unter fester Wöhlerlinienneigung $m_{\text{fest}} = 3$	207
Bild 10-6: Möglichkeiten der Ausführung der Halsnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech	209
Bild 10-7: Einzelne Versuchskörper der Kleinversuchskörperreihen (Serie 100 und 200)	210
Bild 10-8: Unzersägte Versuchs-körperreihe (Serie 100)	210

Bild 10-9: Schweißreihenfolge und –geometrie	210
Bild 10-10: Anordnung Messeinrichtung Serie 100.1-100.3.....	211
Bild 10-11: Versuchsaufbau 200er Serie.....	212
Bild 10-12: Versuchsaufbau	212
Bild 10-13: Definition der bemessungsmaßgebenden Nennzugspannung am Nahtübergang.....	212
Bild 10-14: Dehnungsverlauf (umgerechnet in Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = E \cdot \Delta\varepsilon$) entlang der Doppelkehlnaht an Messpunkten in Abhängigkeit der geprüften Serien.....	214
Bild 10-15: Makroschliff Serie 200.2.1	214
Bild 10-16: Makroschliff Serie 100.3.....	214
Bild 10-17: Ergebnisse der Serien 100.1. bis 100.3 und 200.1, sowie A aus [65] und B1 aus [88] für die Kerbfalleitung gemäß statistischer Auswertung nach [6]	215
Bild 10-18: Ergebnisse der Serien 100.1. bis 100.3 und 200.1 mit unterschiedlichen Blechdicken	216
Bild 10-19: Korrigierte Ergebnisse der Serien 100.1.-100.3 und 200.1 nach DIN EN 1993-1-9 [28] mit dem Exponent $n = 0,2$	217
Bild 10-20: Nachbehandelte Schweißnahtübergänge am Stegblech und am Gurtblech.....	218
Bild 10-21: Auswertung der Serien mit Blechdicke $t = 10$ mm (S100) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands (AW und HFH) unter fester Wöhlerlinienneigung ohne Blechdickenkorrektur.....	220
Bild 10-22: Auswertung der Serien mit Blechdicke $t = 30$ mm (S200) in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands (AW und HFH) unter fester Wöhlerlinienneigung ohne Blechdickenkorrektur.....	220
Bild 10-23: Versuchsaufbau der Kleinserie mit negativer Momentenbeanspruchung und Lage der DMS	221
Bild 10-24: SN-Diagramm der Kleinversuchsserie mit positiver und negativer Momentenbeanspruchung	222
Bild 10-25: Dehnungs- & Spannungsschwingspieliagramm Kleinversuchsserie mit negativer Momentenbeanspruchung	223
Bild 10-26: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl N_1 zweier Prüfkörper der Serie S100 mit einer Stegblechdicke $t = 10$ mm	224
Bild 10-27: Vergleich des Verhältnisses von Anrisschwingspielzahl N_1 zu erreichter Schwingspielzahl N_3 der Stegbiegeserien S100 ($t = 10$ mm) und S200 ($t = 30$ mm)	224
Bild 10-28: FE-Modell in der Frontansicht	226
Bild 10-29: FE-Modell und FE-Netz mit detaillierter Darstellung des Kehlnahtbereichs	226
Bild 10-30: Kerbwirkungszahlen von Schweißstößen am zugbelasteten T-Stoß nach Radaj [131]	228
Bild 10-31: Numerisch ermittelte Kerbwirkungszahlen am zugbelasteten T-Stoß in Abhängigkeit der Basisblechbreite b_b im Vergleich zu Kerbwirkungszahlen nach Radaj [131]	228
Bild 10-32: Differenzierung der Lagerungsbedingungen des zugbelasteten T-Stoßes	229
Bild 10-33: Einbrandbestimmung aus Makroschliffen an den Kleinversuchsserien S100 und S200 ..	229
Bild 10-34: Definition von Kerbwirkungszahlen bei schrägem Stegblechanschluss	230
Bild 10-35: Definition der Beanspruchungsrichtung für den Stegblechanschluss	230
Bild 10-36: Definition der Stelle des nominellen Hauptspannungswerts $\sigma_1 = 1$ N/mm ²	230
Bild 10-37: Übereinstimmung der numerisch ermittelten Kerbspannungen unter Berücksichtigung der im Versuch gemessenen Dehnungen am Stegsteifenquerschnitt im Vergleich zu den Rissbildern aus den Trogbrückenversuchen	236
Bild 10-38: Numerisch ermittelte Kerbspannungen unter Berücksichtigung der im Trogversuch gemessenen Dehnungen am Querschnitt zwischen den Quersteifen	237

Bild 10-39: Detailansicht des FE-Netzes	238
Bild 10-40: Qualitative Darstellung der Stegnormalspannung σ_z	238
Bild 10-41: Numerisch ermittelter Kerbfaktor k_t an Stegnormalspannung σ_z	239
Bild 10-42: Rückrechnung auf Blechdickenkorrekturfaktor k_s anhand der Stegnormalspannung σ_z ...	239
Bild 10-43: Modellierung des Stegbiegeanschlusses mit HY-Naht auf Brückeninnenseite und Kehlnaht auf Brückenaußenseite.....	240
Bild 10-44: Kerbspannungen in Form der 1. Hauptspannungen infolge der aufgebrachtten Spannungsverteilung aus dem Bereich des ausgesteiften Stegquerschnitts des Trogbrückenversuchs	243
Bild 10-45: Kerbspannungen in Form der 1. Hauptspannungen infolge der aufgebrachtten Spannungsverteilung aus dem Bereich des unausgesteiften Stegquerschnitts des Trogbrückenversuchs	243
Bild 10-46: Einstufungsvorschlag für prEN 1993-2 [128] für das Konstruktionsdetail „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ in enger Abstimmung mit dem entsprechenden Gremium.....	245
Bild 11-1: Querschnittsabmessungen des Trogbrückenversuchs in Feldmitte in [mm].....	247
Bild 11-2: Einschweißen der Quersteifen	249
Bild 11-3: Nachbehandlung der Doppelhalskehlnaht	249
Bild 11-4: Übersicht des Trogbrückenversuchs mit Definition der HFH-behandelten Hauptträgerseite T1 und unbehauelter Hauptträgerseite T2	249
Bild 11-5: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche im Querschnitt; Angaben in [mm].....	251
Bild 11-6: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche im Längsschnitt; Angaben in [mm].....	252
Bild 11-7: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche	253
Bild 11-8: Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche in der Längsansicht.....	253
Bild 11-9: Definition und Bezeichnung der Dehnmessstellen im Ausschnitt eines Trogbrückenversuchskörpers.....	254
Bild 11-10: DM-Rosette am Trogbrückenversuch T4	255
Bild 11-11: Lineare DMS am Trogbrückenversuch T3	255
Bild 11-12: Globale DMS in der Draufsicht des schematisch dargestellten Trogbrückenversuchs.....	256
Bild 11-13: Längs- und Querdehnungsverlauf aus der statischen Vorbelastung am Trogbrückenversuch T4.....	257
Bild 11-14: Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und maximale Dehnungen ε_{\max} in Feldmitte	257
Bild 11-15: Vergleich der statischen und dynamischen Längs- (ML)- und Querdehnungen (MQ), sowie der Längsdehnungen unter den Stegen (M1 und M2)	258
Bild 11-16: Längsdehnungen auf der Untergurtoberseite entlang der Halsnaht entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbrückenversuchs T2	258
Bild 11-17: Stegbiegedehnungen zwischen den Steifen entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbrückenversuchs T2	259
Bild 11-18: Stegbiegedehnungen nahe der Steifen entsprechend der Definition in Bild 11-9 des Trogbrückenversuchs T2.....	260
Bild 11-19: Spannungsverhältnisse R an Messstellen des Trogbrückenversuchs.....	261
Bild 11-20: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T1	263
Bild 11-21: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T2	263
Bild 11-22: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T3	264
Bild 11-23: Rissbild: Draufsicht und Längsansicht Trogbrückenversuch T4	265

Bild 11-24: Rissübersicht aller Trogbrückenversuche (<i>T1 – rot, T2 – lila, T3 – hellblau, T4 – dunkelblau</i>)	265
Bild 11-25: Rissfortschritt des Trogbrückenversuchs T4 an der Stelle 2S1B	266
Bild 11-26: Nahtübergangsriss Steg des Trogbrückenversuchs T2 an der Stelle 1S4.....	266
Bild 11-27: Nahtwurzelriss des Trogbrückenversuchs T1 an der Stelle 1S3	267
Bild 11-28: Schräger Riss über Doppelhalskehlnaht des Trogbrückenversuchs T4 im Bereich der Steife (Farben invertiert).....	267
Bild 11-29: Nahtübergangsriss entlang Quersteifennaht des Trogbrückenversuchs T3 am Fahrbahnblech.....	267
Bild 11-30: Schräger Riss über Doppelhalskehlnaht des Trogbrückenversuchs T4 im Bereich der Steife	267
Bild 11-31: Bruchfläche des Hauptrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T1 entsprechend Bild 11-20	269
Bild 11-32: Bruchfläche des Hauptrisses an der HFH-behandelten (PIT) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T2 entsprechend Bild 11-21	270
Bild 11-33: Bruchfläche eines geschweißten Trägers aus Helms et al. [76]	270
Bild 11-34: Bruchfläche des Hauptrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T3 entsprechend Bild 11-22	270
Bild 11-35: Bruchfläche des Hauptrisses an der unbehandelten (AW) Doppelkehlnaht zwischen Steg und Fahrbahnblech des Trogbrückenversuchs T4 entsprechend Bild 11-23	270
Bild 11-36: Bruchbild des Trogbrückenversuchs T1 an der Stelle 1S1B und des Trogbrückenversuchs T2 an der Stelle 1S1A.....	271
Bild 11-37: Bruchbild des Trogbrückenversuchs T3 an der Stelle 1S1B und des Trogbrückenversuchs T4 an der Stelle 1S1B	271
Bild 11-38: Anrisse nach der Versuchsdurchführung aus herausgetrennten Bereichen der Doppelkehlnähte zwischen Steg und Fahrbahnblech mit Zugbiegespannungen an Brückeninnenseite der Trogbrückenversuche T1 bis T4	272
Bild 11-39: Risschema für die Doppelkehlnaht am Beispiel der Trogbrückenversuche unter Querbiegung	273
Bild 11-40: Makroschliff von Wurzelversagen an biegebeanspruchten Trapezhohlsteifen nach Maddox [107].....	273
Bild 11-41: Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der Längsspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_x$ im Untergurt der Trogbrückenversuche T1 bis T4	275
Bild 11-42: Versagen eines geschweißten Trägers quer über die Doppelkehlnaht der Halsnaht am biegezugbeanspruchten Untergurt aus dem Forschungsprojekt OptiBri [74].....	275
Bild 11-43: Veranschaulichung des Querkraft- (V_z) und Momentenverlaufs (M_y) mit zugehöriger Spannungsverteilung im Querschnitt A-A und B-B infolge der dargestellten Belastung	276
Bild 11-44: Veranschaulichung der Querbiegespannungen infolge des Momentenverlaufs M_x aus der dargestellten Beanspruchung entlang des inneren Stegfußpunkts entsprechend Bild 11-75	277
Bild 11-45: Veranschaulichung der zu berücksichtigenden Nennspannungen im Untergurt für die Ermittlung der 1. Hauptspannung σ_1 im Untergurt.....	277
Bild 11-46: Wöhlerdiagramm unter Berücksichtigung der 1. Hauptspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_1$ der Trogbrückenversuche T1 bis T4	278
Bild 11-47: Anhand des numerischen Modells überprüfte Lastverteilungen	281
Bild 11-48: Vergleich der FE-Berechnung mit gemessenen Längsdehnungen am Untergurt in Feldmitte unter Variation der Lastverteilung entsprechend Bild 11-47	281

Bild 11-49: Darstellung des numerischen Modells „Trogbriickenversuch“ (MaÙe entsprechend Bild 11-1 und entsprechend Anhang E, Bild E-1).....	282
Bild 11-50: Darstellung der Pfade entlang der Briickenlängsachse an einem Ausschnitt ab Feldmitte	284
Bild 11-51: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x und Querdehnungen ε_y auf der Untergurt-Unterkante.....	285
Bild 11-52: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x unterhalb der Stege.....	285
Bild 11-53: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x auf Untergurt-Oberkante	286
Bild 11-54: Querdehnungen ε_{yy} entlang des Briickenquerschnitts auf Höhe der Fahrbahnblechunterkante in Schnitten	287
Bild 11-55: Längsdehnungen ε_{zz} entlang des Briickenquerschnitts auf Höhe der Fahrbahnblechunterkante in Schnitten	288
Bild 11-56: Rissübersicht aller Trogbriickenversuche	289
Bild 11-57: Numerisch ermittelte Hauptspannungen σ_1 in N/mm ² am Fahrbahnblech (Draufsicht)	289
Bild 11-58: Numerisch ermittelte Hauptspannungen σ_1 in N/mm ² am Trogbriickenversuchskörper (Isometrie)	289
Bild 11-59: Numerisch ermittelte Querspannungen σ_y in N/mm ² am Fahrbahnblech (Draufsicht).....	290
Bild 11-60: Numerisch ermittelte Längsspannungen σ_x in N/mm ² am Fahrbahnblech (Draufsicht)	290
Bild 11-61: Längsdehnungen ε_x und Querdehnungen ε_y in Querschnittsmitte mit und ohne Quersteifen (QS) aus numerischem Modell	291
Bild 11-62: Längsspannungen σ_x und Querspannungen σ_y in Querschnittsmitte mit und ohne Quersteifen (QS) aus numerischem Modell	291
Bild 11-63: Vergleich der Ergebnisse der FE-Berechnung mit unter dynamischer Beanspruchung gemessenen Längsdehnungen ε_x auf der Untergurt-Oberkante und mit den mittels Stabstatik ermittelten Werten	292
Bild 11-64: Längsspannungen σ_x in N/mm ² im Quersteifenbereich auf Untergurtoberkante aus numerischem Modell	292
Bild 11-65: Querspannungen σ_z in N/mm ² im Quersteifenbereich aus numerischem Modell.....	293
Bild 11-66: Stegdehnungen ε_z auf der BriickenauÙenseite am Untergurtanschluss mit und ohne Quersteifen	294
Bild 11-67: Stegdehnungen ε_z auf der Briickeninnenseite am Untergurtanschluss mit und ohne Quersteifen	295
Bild 11-68: Biegespannungsverlauf σ_z am unausgesteiften Stegquerschnitt	295
Bild 11-69: Biegespannungsverlauf σ_z am ausgesteiften Stegquerschnitt	295
Bild 11-70: Stegdehnungen am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) auf der Innen- und Außenseite ohne Quersteifen	296
Bild 11-71: Querschnittsabmessungen der numerisch betrachteten Dickblech-Trogbriicke mit 15 m Länge in [mm]	297
Bild 11-72: Belastung durch LM 71 nach DIN EN 1991-2 [23].....	297
Bild 11-73: Belastung durch Betriebszug mit Lok in Feldmitte nach DIN EN 1991-2 [23]	297
Bild 11-74: Belastung durch Betriebszug mit Waggons in Feldmitte nach DIN EN 1991-2 [23].....	298
Bild 11-75: Skizze des Briickenquerschnitts mit der Lage der untersuchten Stellen.....	298
Bild 11-76: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75).	299
Bild 11-77: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Obergurtdicke	299

Bild 11-78: Numerisch ermittelte Obergurtverformung u_y am Stegkopfpunkt (siehe Bild 11-75) in Brückenquerrichtung in Abhängigkeit der Obergurtdicke.....	300
Bild 11-79: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am inneren Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit des Steifenabstands.....	300
Bild 11-80: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Untergurtdicke t_{UG}	301
Bild 11-81: Längsspannungen σ_x und Stegbiegespannungen σ_z am Stegfußpunkt (siehe Bild 11-75) in Abhängigkeit der Auflagersteifigkeit	302
Bild 11-82: Obergurtverformung in Brückenquerrichtung u_y in Abhängigkeit der Auflagersteifigkeit	302
Bild 11-83: Analogie des Querbiegemomentenverlaufs zu einfachen statischen Systemen	303
Bild 11-84: Veranschaulichung der erforderlichen Spannungsanteile im infinitesimal großen Stegausschnitt zur Berücksichtigung der 1. Hauptspannung σ_1 für den Ermüdungsnachweis der Schweißnaht zwischen Steg und Untergurt	304
Bild 11-85: Kerbdetail längsbeanspruchte, mit Automaten geschweißte Doppelkehlnaht nach Tab. 8.2 in DIN EN 1993-1-9 [28].....	305
Bild 11-86: Einstufungsvorschlag für prEN 1993-2 [128] für das Konstruktionsdetail „querbiegebeanspruchte Doppelkehlnaht“ in enger Abstimmung mit dem entsprechenden Gremium	305

15 Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Überblick über Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und deren derzeitiger Status zur Berücksichtigung in ausgewählten Regelwerken	8
Tabelle 2-2: Übliche Einstellungen für HFH-Anwendung auf Baustahl in Abhängigkeit des jeweiligen Verfahrens	13
Tabelle 2-3: Übersicht über Nachbehandlungsspuren verschiedener HFH-Verfahren	13
Tabelle 3-1: Ermittlung der Verbesserungsfaktoren k_f , k_L , k_R nach Dürr [46].....	18
Tabelle 3-2: Ansetzbare Ermüdungsfestigkeiten auf Nennspannungsbasis nach Refresh [163]	19
Tabelle 3-3: Mittelspannungseinfluss nach IIW-Empfehlungen [108]	20
Tabelle 3-4: Mindestlastzyklen nach IIW-Empfehlungen [108].....	20
Tabelle 3-5: Vorgeschlagene Kerbfallklassen für den HFH-behandelten Nahtzustand nach Berg [4] für das Spannungsverhältnis $R = 0,1$ im Vergleich zu unbehandelten Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 [28].....	22
Tabelle 4-1: Überblick über ermüdungsfestigkeitsbeeinflussende Faktoren	27
Tabelle 4-2: Versuchsergebnisse der Trägerversuche nach Dürr [46] mit Spannungsverhältnissen $R = 0,5$ und $R = -1,0$	33
Tabelle 5-1: Versuchsprogramm aus OptiBri [74] und DAST-Aif Nr. 17886 [94]	41
Tabelle 5-2: Materialeigenschaften entsprechend dem jeweiligen Abnahmeprüfzeugnis 3.1 nach DIN EN 10204 [35]	46
Tabelle 5-3: Vergleich der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{nom}$ der Trägerversuche T2 ($R = 0,1$).....	51
Tabelle 5-4: Versuchsergebnisse Trägerversuche T2 ($R = 0,1$).....	54
Tabelle 5-5: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Wöhlerlinienneigung m	55
Tabelle 5-6: Vergleich der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{nom}$ der Trägerversuche T2 ($R = 0,1$).....	56
Tabelle 5-7: Versuchsprogramm geschweißter Trägerversuche aus S690.....	57
Tabelle 5-8: Materialeigenschaften aus Abnahmeprüfzeugnis 3.1 der geschweißten Trägerversuche aus S690.....	58
Tabelle 5-9: Versuchsergebnisse Trägerversuche T0 (S690, $R = 0,1$).....	60
Tabelle 5-10: Übersicht Versagensarten und dazugehöriges Rissbild der Trägerserie T0 (S690, $R = 0,1$)	62
Tabelle 5-11: Legende der Versuchsergebnisse differenziert nach Versagensarten	64
Tabelle 5-12: Versuchsergebnisse der Kleinversuchsserie SC_I aus dem Forschungsprojekt OptiBri [74]	65
Tabelle 5-13: Versuchsergebnisse Trägerversuche T1 ($R = -1,0$).....	73
Tabelle 5-14: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands und Wöhlerlinienneigung m für alle Klein- und Trägerversuchsserien (Versuchsserien siehe Tabelle 5-1).....	75
Tabelle 6-1: Übersicht der bisher untersuchten geschweißten Konstruktionsdetails	86
Tabelle 6-2: Übersicht der enthaltenen Forschungsprojekte und deren Versuchsdaten.....	87
Tabelle 6-3: Anzahl der Datenbanksätze nach Konstruktionsdetail.....	88
Tabelle 6-4: Anzahl der Datenbanksätze nach Stahlgüte	88
Tabelle 6-5: Anzahl der Datenbanksätze nach Nachbehandlungsverfahren	89
Tabelle 6-6: Anzahl der Datenbanksätze nach Versuchstyp	89

Tabelle 6-7: Anzahl der Datenbanksätze nach Spannungsverhältnis	89
Tabelle 6-8: Übersicht der Datengrundlage zum Mittelspannungs- und Streckgrenzeinfluss aller Details	90
Tabelle 6-9: Auswertung des Mittelspannungs – und Streckgrenzeinflusses der Quersteife	92
Tabelle 6-10: Mittelspannungsempfindlichkeit der betrachteten Details gemäß Gleichung (6.1) nach Schütz [144].....	94
Tabelle 6-11: Statistische Auswertung aller unbehandelten Trägerversuche und zugehöriger Kleinversuchsserien zur Quersteife unter fester und freier Neigung (falls möglich)	99
Tabelle 6-12: Statistische Auswertung aller HFH-behandelten Trägerversuche und zugehöriger Kleinversuchsserien für das Detail Quersteife unter fixer und freier Neigung (falls möglich) ...	101
Tabelle 6-13: Übersicht zur Auswertung des Blechdickeneinflusses der Quersteife	107
Tabelle 6-14: Auswertung des Mittelspannungs- und Streckgrenzeinflusses des Stumpfstoßes	110
Tabelle 6-15: Auswertung des Mittelspannungs- und Streckgrenzeinflusses der Längssteife	116
Tabelle 6-16: Versuchsprogramm aus DASt-Aif Nr. 17886 [94] zum Einfluss von Überlasten	118
Tabelle 7-1: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der unbelasteten Quersteife entsprechend [13].....	124
Tabelle 7-2: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der querbelasteten Stumpfnah entsprechend [13].....	124
Tabelle 7-3: Tabellarische Darstellung der durch qualifizierte HFH-Verfahren verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für den Nennspannungsnachweis der unbelasteten Längssteife entsprechend [13].....	125
Tabelle 7-4: Mindestlastwechselzahlen $N_{min,HFH}$ entsprechend der DASt-RiLi [13] aus Tabelle 7-1 der unbelasteten Quersteife.....	126
Tabelle 7-5: Mindestlastwechselzahlen $N_{min,HFH}$ entsprechend der DASt-RiLi [13] aus Tabelle 7-2 der querbeanspruchten Stumpfnah.....	127
Tabelle 7-6: Mindestlastwechselzahlen $N_{min,HFH}$ entsprechend der DASt-RiLi [13] aus Tabelle 7-4 der unbelasteten Längssteife.....	127
Tabelle 7-7: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für das Nennspannungskonzept für die unbelastete Quersteife mit $l \leq 50\text{mm}$ mit dem Vorschlag nach IIW-Empfehlungen [108]	128
Tabelle 7-8: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für das Nennspannungskonzept für den querbelasteten Stumpfstoß mit dem Vorschlag nach IIW-Empfehlungen [108].....	129
Tabelle 7-9: Vergleich der verbesserten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,HFH}$ für das Nennspannungskonzept für die unbelastete Längssteife mit dem Vorschlag nach IIW-Empfehlungen [108].....	130
Tabelle 7-10: Schwerlastverkehr mit 25t (250kN) Achslast nach DIN EN 1991-2 [23].....	133
Tabelle 7-11: Querschnittswerte zur Bestimmung der Längsspannung σ_x auf Höhe der Untergurtoberkante	134
Tabelle 8-1: Überblick über Projekte mit variierten HFH-Nachbehandlungsparameter	146
Tabelle 8-2: Versuchsprogramm nach DURIMPROVE [3].....	147
Tabelle 8-3: Untersuchungsgegenstand nach EN 1993-1-9 [28] von DURIMPROVE [3].....	147
Tabelle 8-4: Versuchsprogramm nach Yekta et al. [157].....	150
Tabelle 8-5: Materialeigenschaften entsprechend dem Abnahmeprüfzeugnis 3.1 nach DIN EN 10204 [35].....	153

Tabelle 8-6: Nachbehandlungsparameter der Versuchskörper für Ermüdungsversuche und Begleituntersuchungen	155
Tabelle 8-7: Nachbehandlungsparameter der Versuchskörper für Ermüdungsversuche	155
Tabelle 8-8: Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der rechnerischen $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ und maximal gemessenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$ der Quersteifen Kleinversuche ($R = 0,1$).....	160
Tabelle 8-9: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands auf Basis der rechnerischen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{rechn}}$	163
Tabelle 8-10: Übersicht der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Behandlungszustands auf Basis der maximal gemessenen Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{max}}$	163
Tabelle 8-11: Serienrepräsentative Bruchflächen in Abhängigkeit des Nachbehandlungszustands	164
Tabelle 8-12: Übersicht der Auswertung der Härtewerte, gemessen längs der Hammerspur.....	169
Tabelle 8-13: Fotos der HFH-behandelten Schweißnahtübergänge ES2-5 mit unterschiedlicher Oberflächenvorbereitung und unterschiedlicher Restkerbenausrprägung	175
Tabelle 8-14: Versuchsprogramm zu Eigenspannungsmessungen zur Korrelation zu den Ermüdungsversuchen	176
Tabelle 8-15: Versuchsprogramm zu Eigenspannungsmessungen zur Tiefenwirkung gering HFH-behandelter Nahtübergänge	180
Tabelle 8-16: Kategorisierung von Restkerbenausrprägung als Musterstück für die visuelle Prüfung durch Prüfpersonal.....	184
Tabelle 9-1: Berechnung der Halbrahmenseitensteifigkeit für den Nachweis des elastisch gestützten Druckgurts nach Petersen [125]	190
Tabelle 9-2: Zusätzliche Anforderungen für Trogbrücken mit dickem Fahrbahnblech nach RiL 804 [137]	193
Tabelle 9-3: Spannungsnachweise im GZT	194
Tabelle 9-4: Ermüdungsnachweise unter Berücksichtigung des Schwingbeiwerts ϕ nach DIN EN 1991-2 [23] Abs. 6.4.5.2 und des schadensäquivalenten Beiwerts λ nach DIN EN 1993-2 [29] Abs. 9.5.3	194
Tabelle 9-5: Stabilitäts- und Beulnachweise im GZT	195
Tabelle 9-6: Nachweise im GZG	195
Tabelle 9-7: Versuchsprogramm Kleinversuche und Trogbrückenversuche	199
Tabelle 10-1: Differenzierung nach Art der Beanspruchung	201
Tabelle 10-2: Spannungsverläufe zug- und biegebeanspruchter T-Stöße unter Berücksichtigung des Spannungsverhältnis R	201
Tabelle 10-3: Einstufungsvorschläge für asymmetrische Nähte unter umgelenkter Biegung nach Seeger et al. [146].....	204
Tabelle 10-4: Kategorisierung biegebeanspruchter Schweißnähte orthotroper Platten nach DIN EN 1993-1-9 [28].....	207
Tabelle 10-5: Übersicht über statistische Auswertung existierender Untersuchungen aus der Literatur	208
Tabelle 10-6: Materialeigenschaften der Bleche für die Kleinversuchsserien	209
Tabelle 10-7: Definition von Versagenskriterien für Stegbiegeversuche	211
Tabelle 10-8: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ der unbehandelten Stegbiegeversuchsserien S100 und S200	213
Tabelle 10-9: Bei der Kerbfallableitung für berücksichtigte Versuchsserien	215
Tabelle 10-10: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{\text{nom}}$ der HFH-behandelten Stegbiegeversuchsserien S100.4 und S200.2	219

Tabelle 10-11: Übersicht über die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche mit und ohne HFH-Behandlung ohne Blechdickenkorrekturfaktoren	219
Tabelle 10-12: Versuchsergebnisse unter Annahme der Nennspannung $\Delta\sigma_{nom}$ der Stegbiegeversuche S100.4 mit negativer Momentenbeanspruchung.....	222
Tabelle 10-13: Übersicht über die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche mit positiver und negativer Momentenbeanspruchung	222
Tabelle 10-14: Kerbformzahlen K_t der numerischen Berechnung nach Kuhlmann et al. [86] unter Variation der Beanspruchung am Doppel-T-Stoß	225
Tabelle 10-15: Empfohlene Elementgröße an der Oberfläche für quadratische Elemente nach Hobbacher [79]	226
Tabelle 10-16: Numerisch ermittelte Kerbwirkungszahlen am zugbelasteten T-Stoß in Abhängigkeit der Basisblechbreite (zugehörig zu Bild 10-31)	228
Tabelle 10-17: Vergleich der 1. Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)	232
Tabelle 10-18: Vergleich der Spannungsanteile S_x und S_y bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)	233
Tabelle 10-19: Vergleich der 1. Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Einspannung ganzes Fahrbahnblech).....	234
Tabelle 10-20: Vergleich der Spannungsanteile S_x und S_y bei unterschiedlicher Beanspruchung und realer Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)	235
Tabelle 10-21: Parameterstudie zur Bestimmung des Blechdickeneffekts	238
Tabelle 10-22: Geometrieigenschaften der Halskehlnähte an den Rissstellen	240
Tabelle 10-23: Vergleich der ersten Hauptspannungen bei unterschiedlicher Beanspruchung und HY-Nahtgeometrie (Lagerung: gelenkig an Brückeninnenseite)	242
Tabelle 11-1: Querschnittswerte des Trogbrückenversuchs.....	248
Tabelle 11-2: Materialeigenschaften der Großversuchsreihe in Abhängigkeit der Blechdicke gemäß APZ 3.1	248
Tabelle 11-3: Versuchsergebnisse Trogbrückenversuchsserie	255
Tabelle 11-4: Zuordnung der Rissarten zu Kerbfällen nach DIN EN 1993-1-9 [28]	268
Tabelle 11-5: Kategorisierung durchgehender Längsnähte nach DIN EN 1993-1-9 [28] Tab. 8.2.....	274
Tabelle 11-6: Elementkantenlängen der Bauteile in Brückenlängs- und querrichtung	283
Tabelle 11-7: Übersicht der Dehnmessstreifen zur Validierung des Modells	284

Anhang A

Dokumentation der Trägerserien T1 und T2 und der Referenzserien E1 und E2 aus [94]

A.1.	Übersicht der geprüften Trägerserien.....	338
A.2.	Ausführungsplan der Trägerserie T1.....	339
A.3.	Ausführungsplan der Trägerserie T2.....	340
A.4.	Übersicht der am KIT geprüften Referenzserie E1.....	341
A.5.	Übersicht der am KIT geprüften Referenzserie E2.....	341
A.6.	Messtechnik und Messstellen der Trägerserie T1.....	342
A.7.	Messtechnik und Messstellen Trägerserie T2.....	343
A.9.	Ergebnisse der Trägerserie T1.....	345
A.10.	Bruchbilder und Dehnungsverläufe der Trägerserie T1.....	346
A.11.	Ergebnisse der Trägerserie T2.....	354
A.12.	Bruchflächen ausgewählter Trägerversuche der Trägerserie T2.....	356
A.13.	Ergebnisse der am KIT geprüften Referenzserie E1.....	358
A.14.	Ergebnisse der am KIT geprüften Referenzserie E2.....	360

Im Rahmen der nachfolgend dargestellten Dokumentation der durchgeführten Ermüdungsversuche werden zur Kennzeichnung des Behandlungszustandes und des Rissausgangsortes folgende Abkürzungen verwendet:

AW	unbehandelt / im Zustand „wie geschweißt“ (as welded)
HFH	Schweißnahtübergänge mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) nachbehandelt, zum Einsatz kamen das HiFIT-Verfahren (HiFIT) und das PIT-Verfahren (PIT)
HiFIT	Probekörper wurde HiFIT-behandelt
PIT	Probekörper wurde PIT-behandelt
GM	Grundmaterial
Nü	Nahtübergang (ursprüngliche Naht)
W	Rissausgang von Wurzel im Inneren des Probekörpers

A.1. Übersicht der geprüften Trägerserien

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungszustand	Walzprofil	Werkstoff	Anzahl Versuche
Quersteife	DAS _t _T1	AW, PIT, HiFIT	HEA 260	S355J2+N	8
Quersteife	DAS _t _T2	AW, PIT, HiFIT	HEA 260	S355J2+N	18

A.2. Ausführungsplan der Trägerserie T1

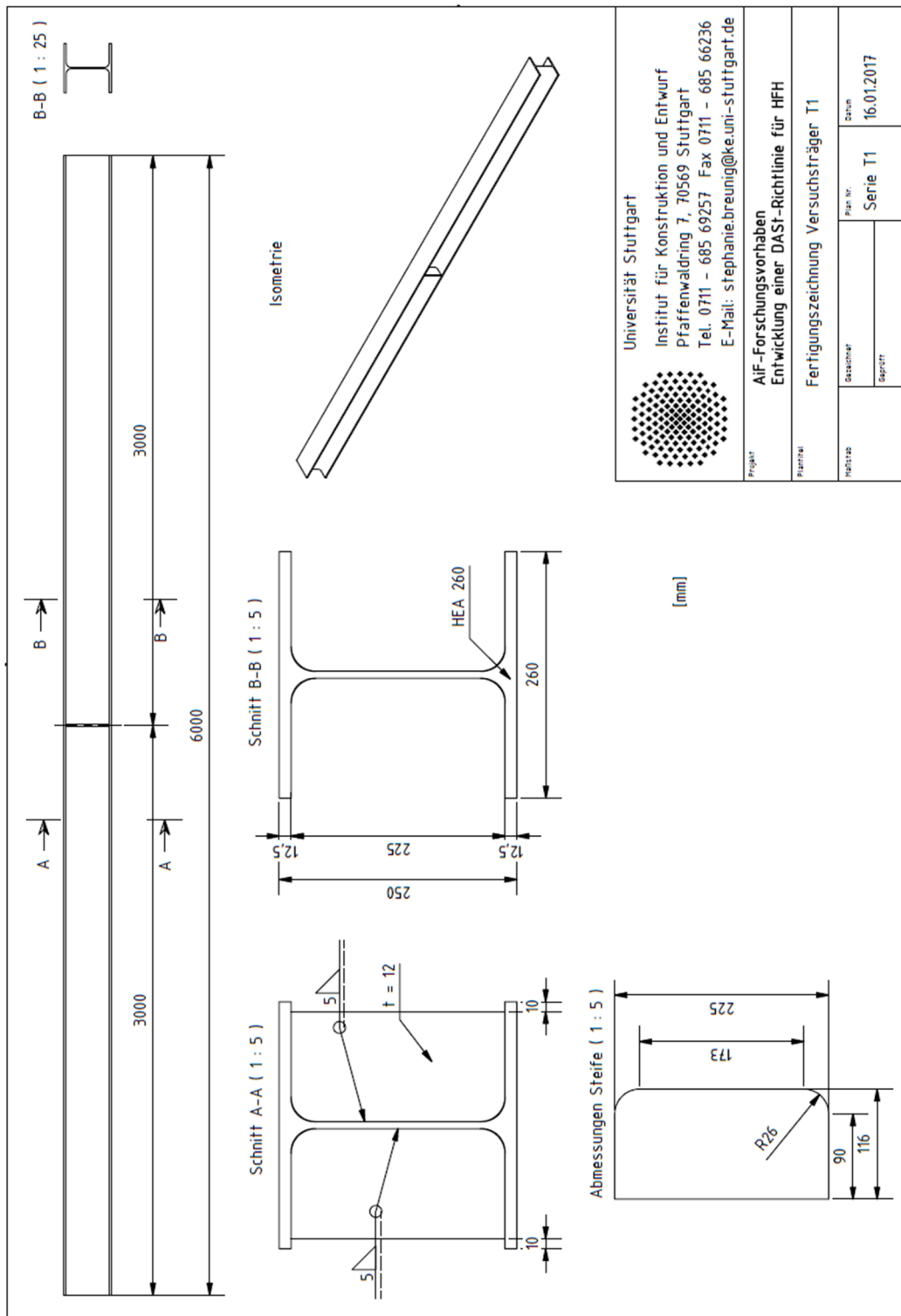


Bild A- 1: Fertigungszeichnung der Trägerserie T1

A.3. Ausführungsplan der Trägerserie T2

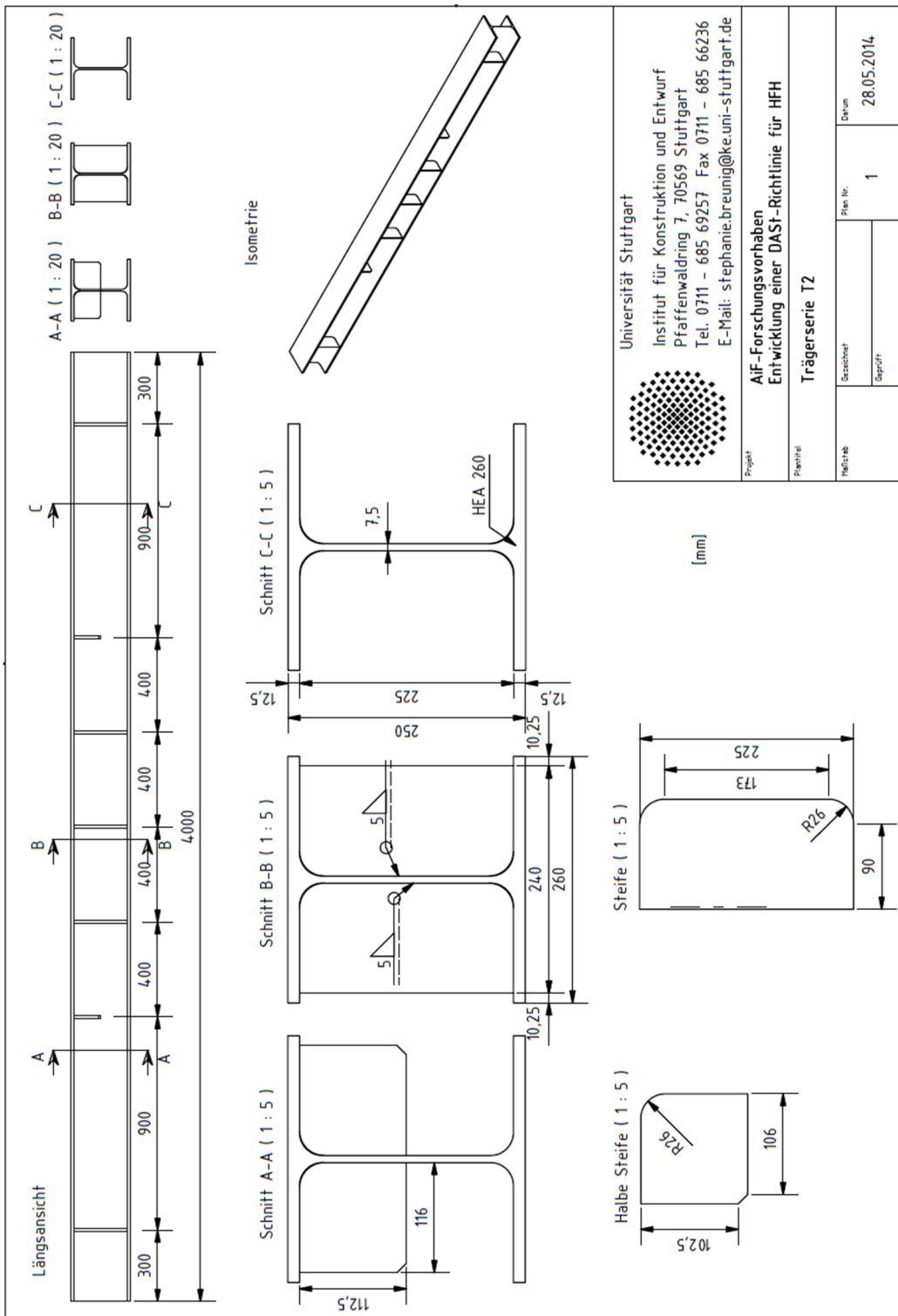


Bild A- 2: Fertigungszeichnung der Trägerserie T2

A.4. Übersicht der am KIT geprüften Referenzserie E1

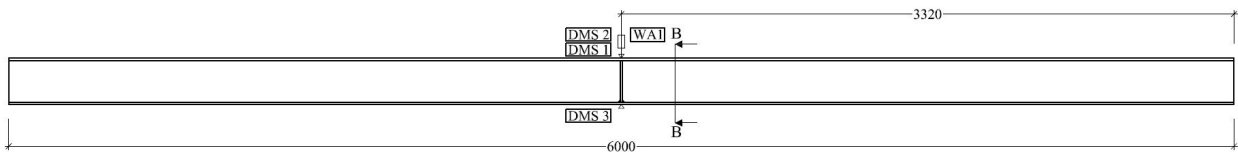
Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungs-zu-stand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Versuche
Quersteife	DAS _t _E1_AW	AW	12 mm	S355J2+N	8
Quersteife	DAS _t _E1_HFH	PIT, HiFIT	12 mm	S355J2+N	12

A.5. Übersicht der am KIT geprüften Referenzserie E2

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungs-zu-stand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Versuche
Quersteife	DAS _t _E2_AW	AW	12 mm	S355J2+N	8
Quersteife	DAS _t _E2_HFH	PIT, HiFIT	12 mm	S355J2+N	12

A.6. Messtechnik und Messstellen der Trägerserie T1

Bild A- 3 stellt die messtechnische Konfiguration am Beispiel des Trägers T1.1 dar. Es wurden insgesamt drei lineare Dehnmessstreifen (DMS) am Träger angebracht. Zur Beobachtung globaler Verformung wurde ein Wegaufnehmer auf der Obergurtoberseite angebracht. Die Bezeichnung folgt dem dargestellten Schema.



Schnitt B - B:

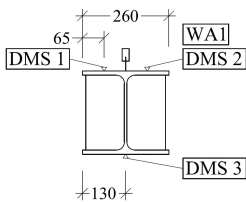


Bild A- 3: Darstellung der messtechnischen Konfiguration am Beispiel des Trägers T1.1

Nachfolgende Tabelle B- 1 gibt für die Trägerserie T1 die Lage und Art der Messstellen wieder.

Tabelle A- 1: DMS-Konfiguration Trägerserie T1

Bezeichnung	Zustand	Verformung	Dehnmessstreifen	Bemerkung	Summe
T1.1	PIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 3 bis zuletzt	3
T1.2	PIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 2 bis zuletzt	3
T1.3	PIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite		3
T1.4	HiFIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 1 & 2 bis zuletzt	3
T1.5	HiFIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 1 bis zuletzt	3
T1.6	HiFIT	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 1 bis zuletzt	3
VT1.1	aw	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 1 bis zuletzt	3
VT1.2	aw	WA1	2 Oberseite, 1 Unterseite	DMS 1 bis zuletzt	3

A.7. Messtechnik und Messstellen Trägerserie T2

Bild A- 4 stellt die messtechnische Konfiguration am Beispiel des Trägers T2.1 dar. Es wurden jeweils vier lineare Dehnmessstreifen (DMS) je Quersteife angebracht. Zur Beobachtung globaler Dehnungen wurde die lineare DMS 4mu auf der Untergurtunterseite appliziert. Außerdem wurden 2 Wegaufnehmer auf der Obergurtoberseite angebracht. Die Bezeichnung folgt dem dargestellten Schema.

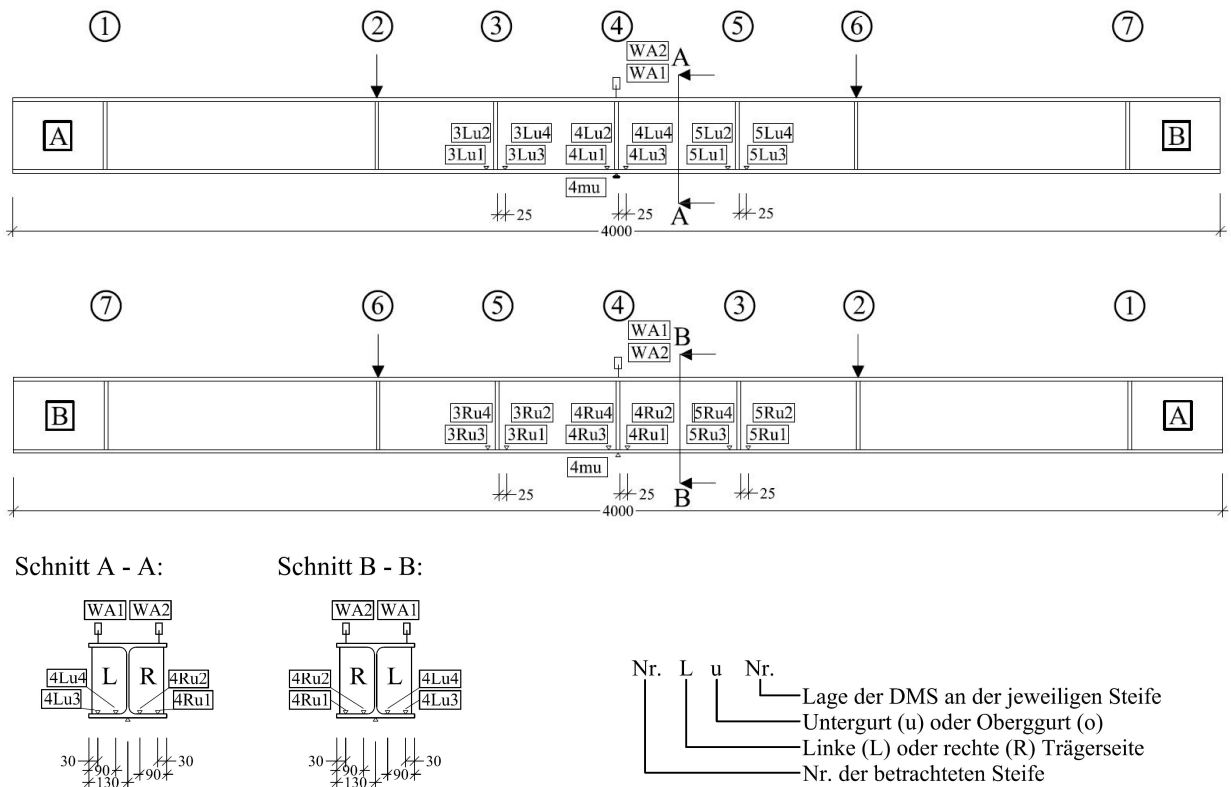


Bild A- 4: Darstellung der messtechnischen Konfiguration am Beispiel des Trägers T2.1

Nachfolgende Tabelle A- 2 gibt für die Trägerserie T2 die Lage und Art der Messstellen wieder.

Tabelle A- 2: DMS-Konfiguration Trägerserie T2

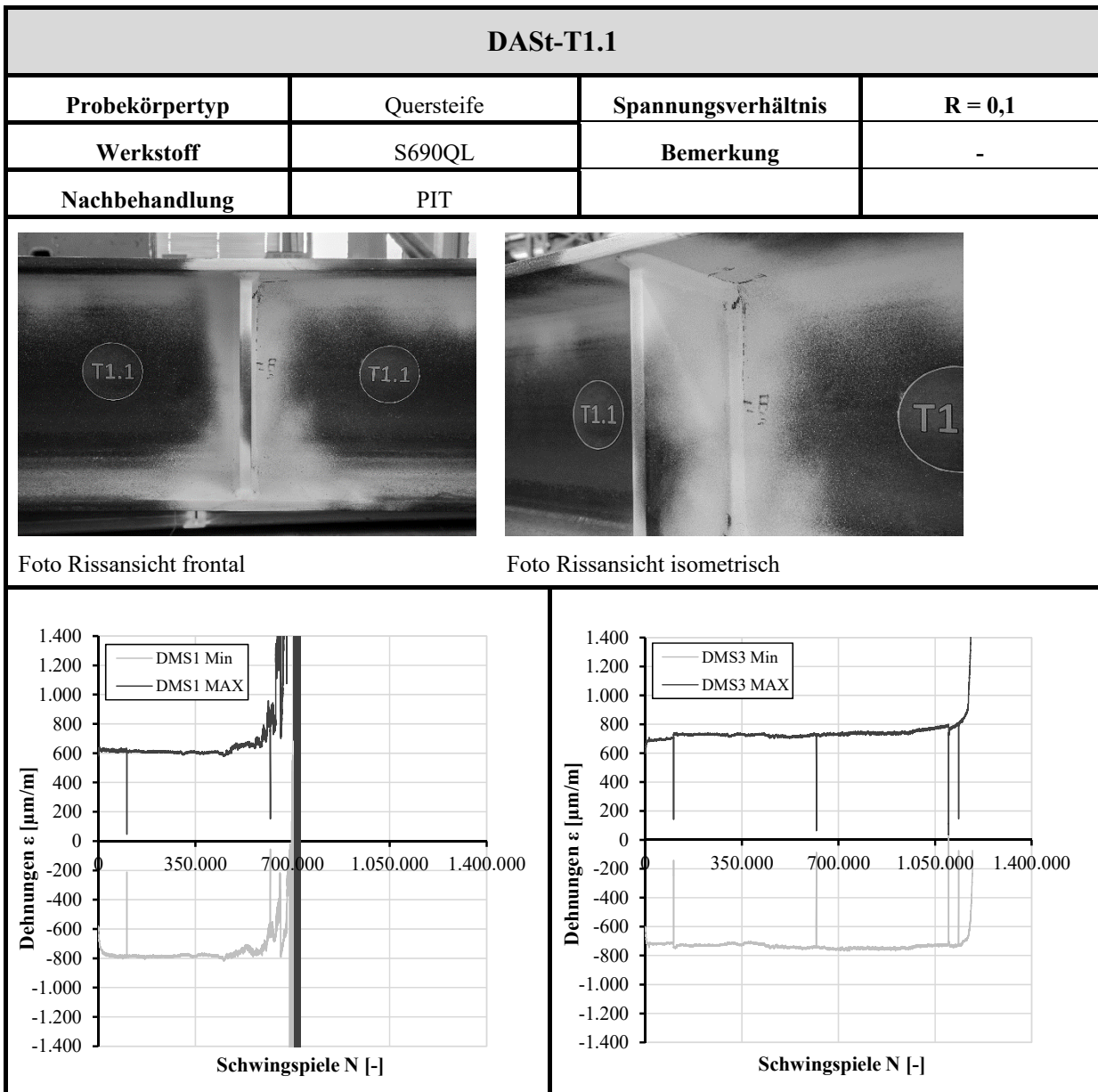
Bezeichnung	Zustand	global	Lokale DMS	Sonstige DMS	Summe
T2.1	aw	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.2	PIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Struktur an S4	
T2.3	PIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Struktur an S4	
T2.4	aw	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.5	PIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Druckflansch 2 je Steife	
T2.6	PIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.7	PIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.8	PIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.9	PIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.10	PIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Druckflansch 2 je Steife	
T2.11	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.12	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.13	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.14	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.15	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Druckflansch 2 je Steife	
T2.16	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 4 Stück je Steife		25
T2.17	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Druckflansch 2 je Steife	
T2.18	HiFIT	4 Mu	Zugflansch 2 Stück je Steife	Steg: 2L, 2R, 6L, 6R	

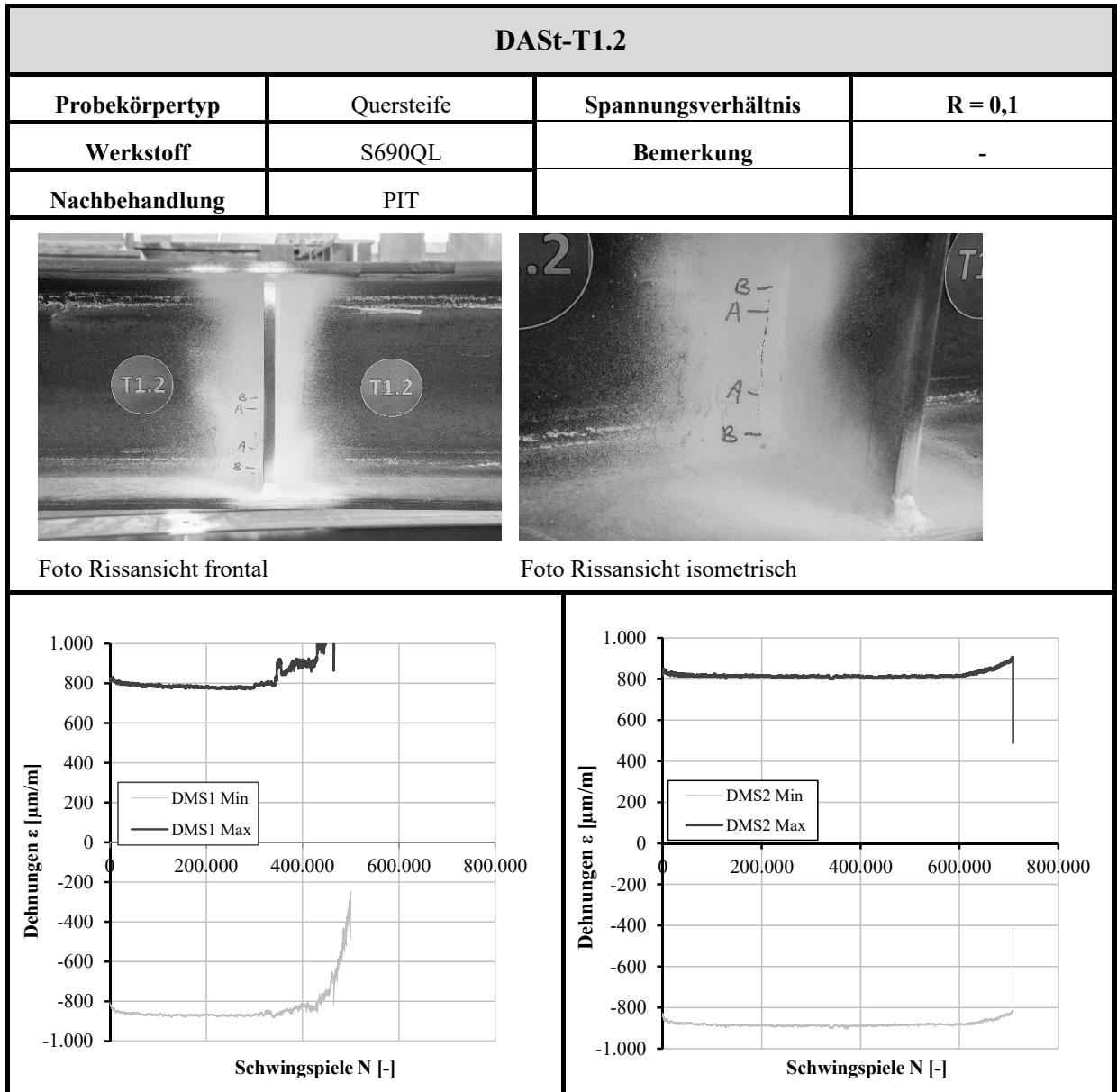
A.9. Ergebnisse der Trägerserie T1

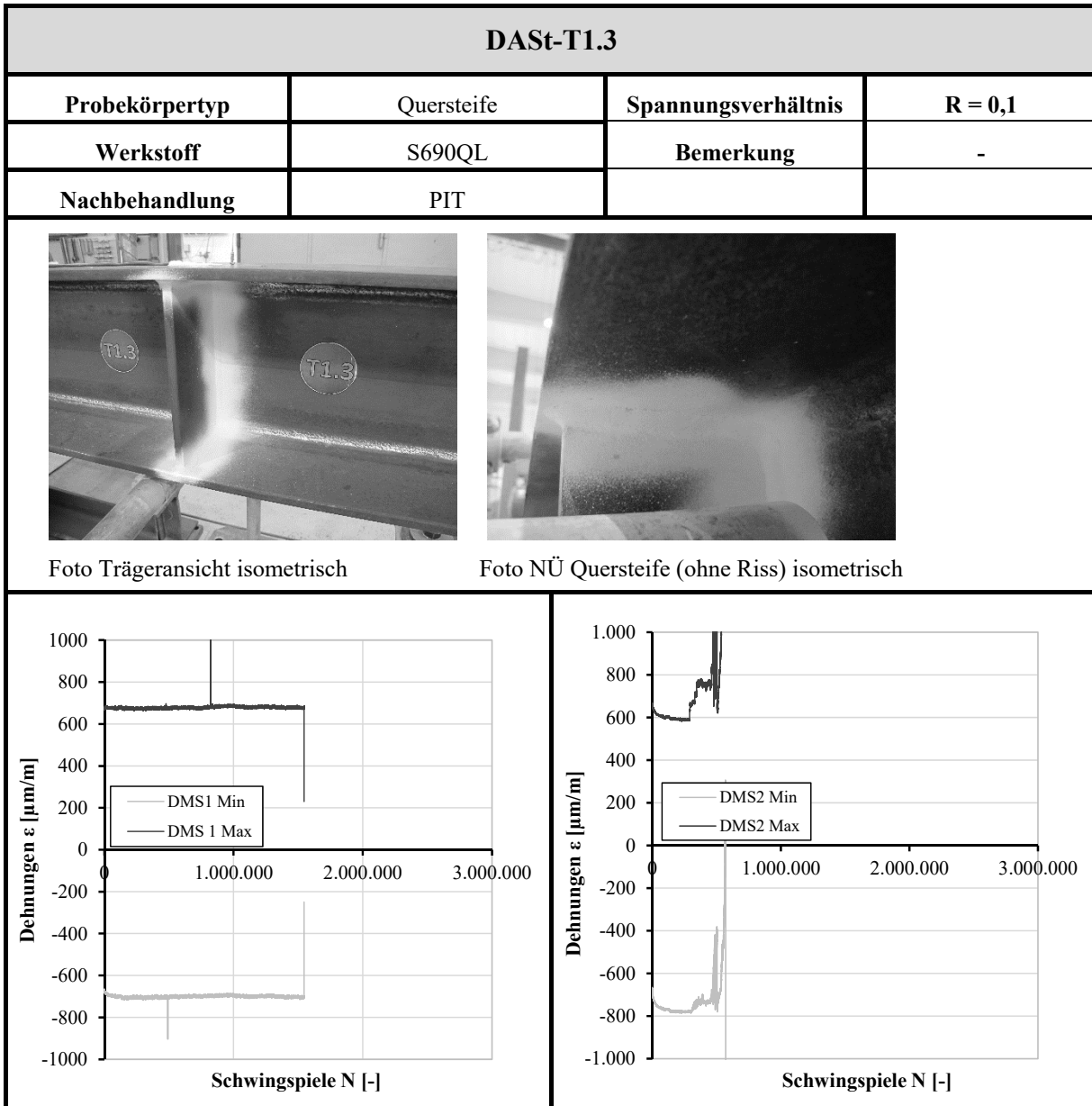
Trägerserie DAST_T1					
Probekörpertyp	Quersteife	Nachbehandlung	AW, PIT, HiFIT		
Walzträger	HEA 260	Spannungsverhältnis	R = -1,0		
Werkstoff	S355J2+N	Bemerkung	-		
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
T1.1	PIT	250	1.185.637	NÜ	NÜ Höhe Steg an Steife → ungenügend weit behandelt
T1.2	PIT	300	708.640	NÜ	NÜ Höhe Steg an Steife → ungenügend weit behandelt
T1.3	PIT	255	3.000.000	-	DL → kein Riss
T1.4	HiFIT	219	3.000.000	-	DL → kein Riss
T1.5	HiFIT	320	631.555	GM	GM Walzträgergurt
T1.6	HiFIT	246	1.025.925	NÜ	NÜ Quersteife Untergurt
VT1	AW	250	250.000	NÜ	NÜ Quersteife
VT2	AW	205	600.000	NÜ	Nü Quersteife

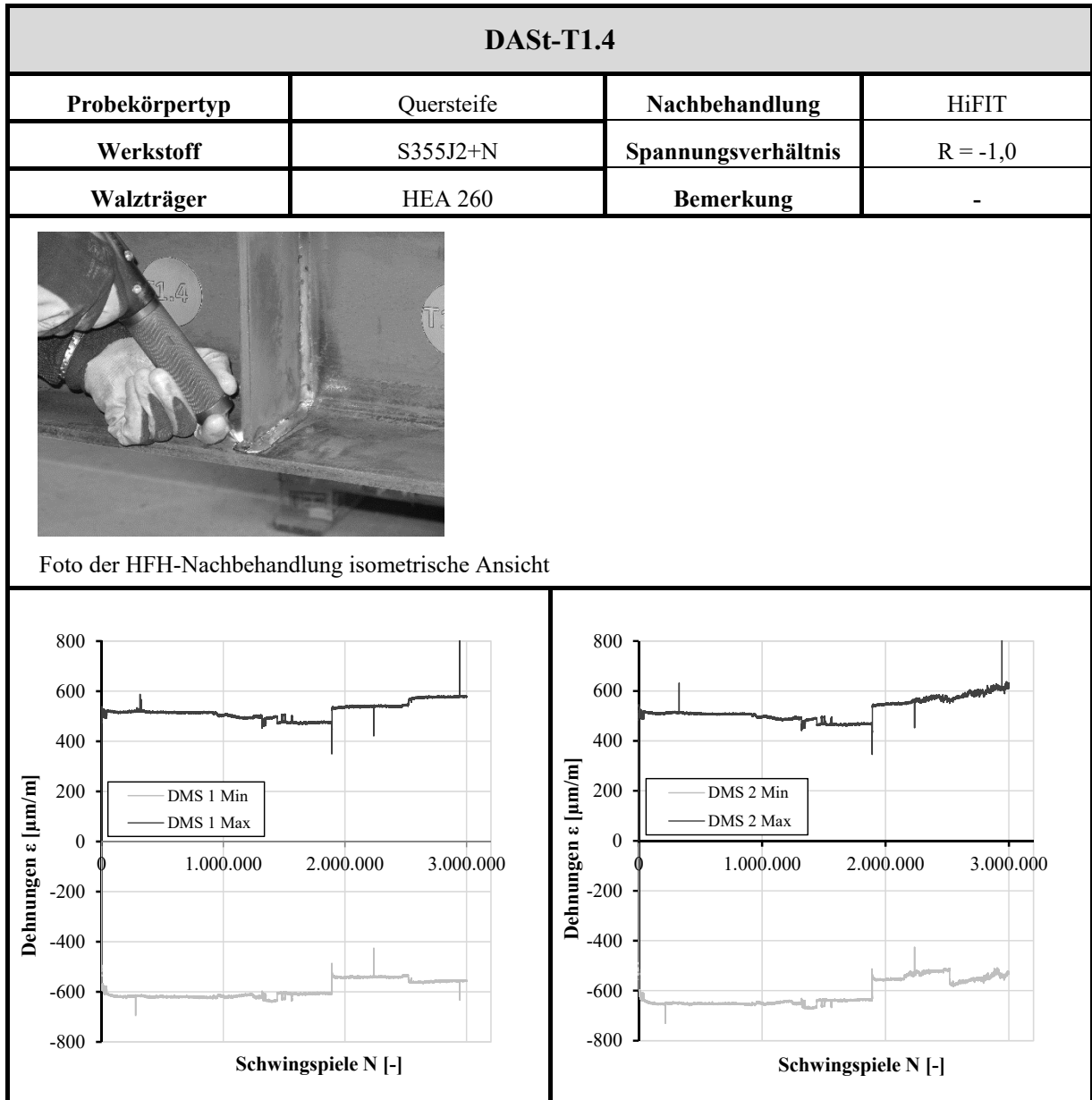
The figure is a log-log plot of nominal stress range $\Delta\sigma$ [N/mm²] versus number of cycles N [-]. The y-axis ranges from 10 to 1000, and the x-axis ranges from 10,000 to 10,000,000. Data points are categorized by treatment: open diamonds for AW and filled diamonds for HFH. A schematic of a beam under bending is shown with a stress ratio R = -1. The legend indicates: ◇ Trägerserie T1 (AW, S355, R = -1) and ◆ Trägerserie T1 (HFH, S355, R = -1).


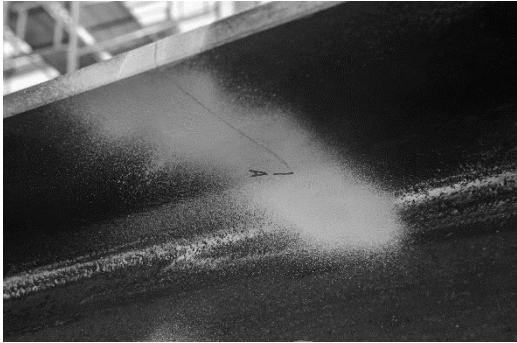
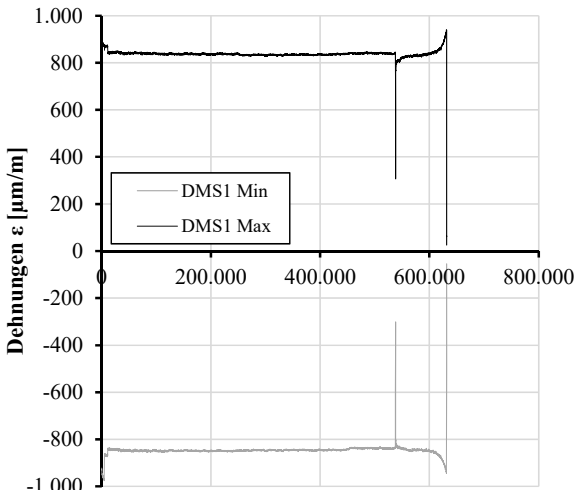
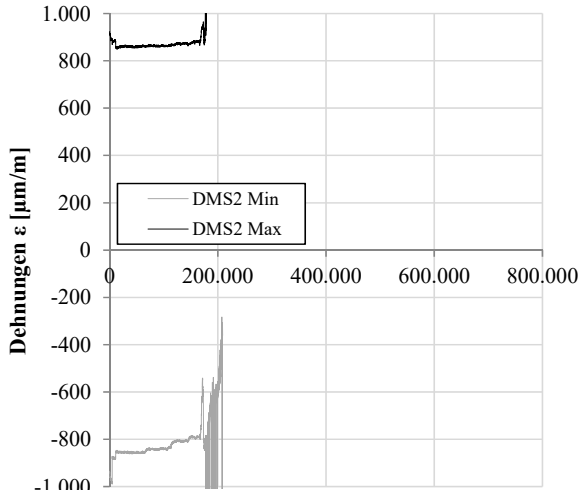
A.10. Bruchbilder und Dehnungsverläufe der Trägerserie T1

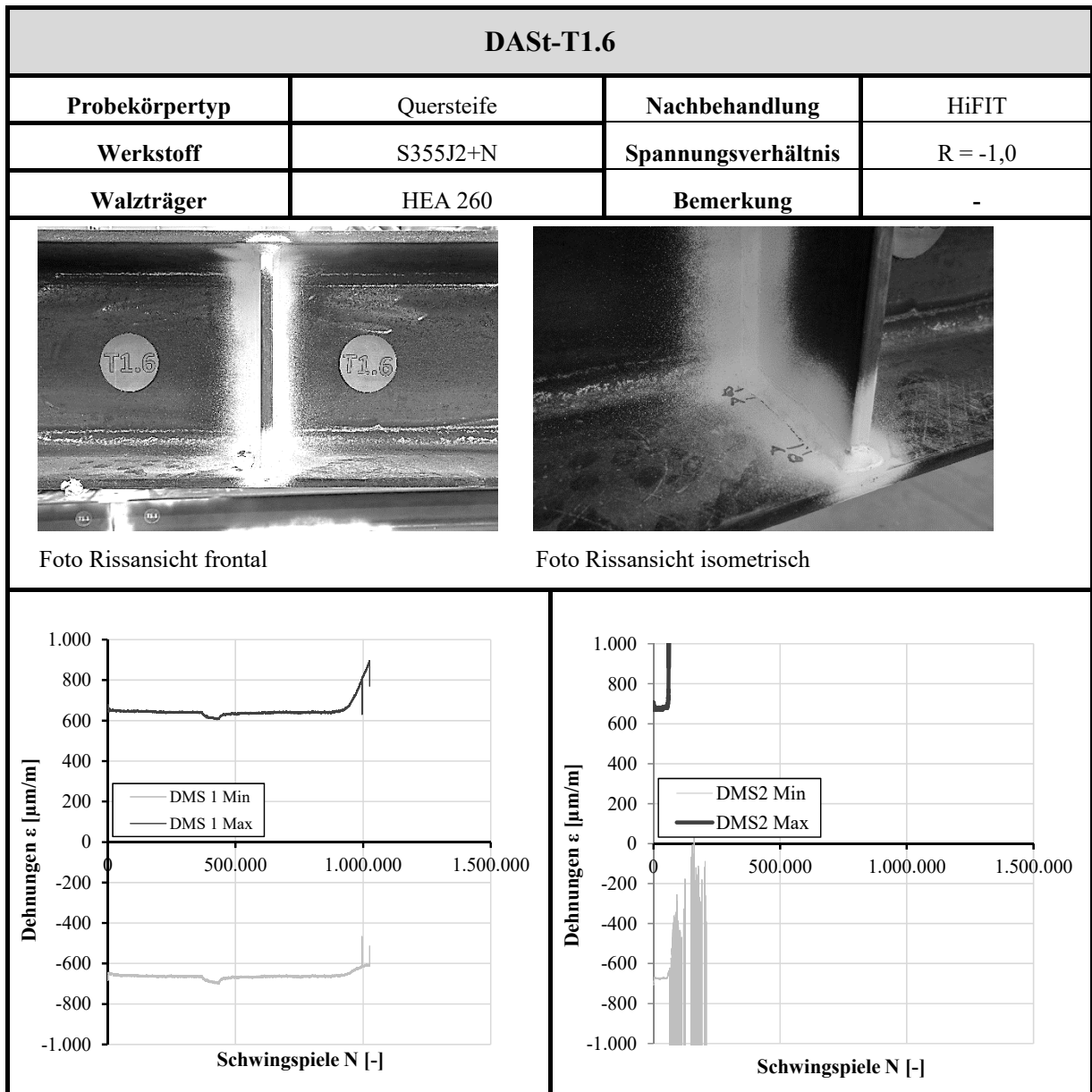


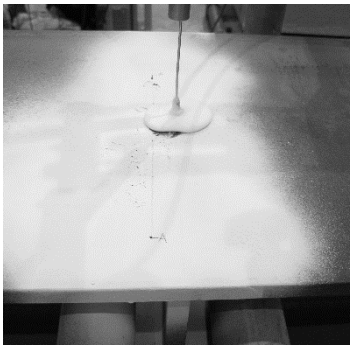
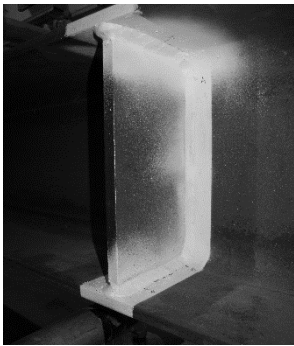
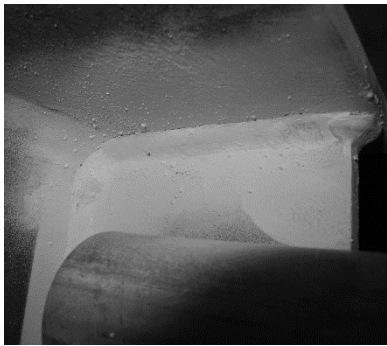
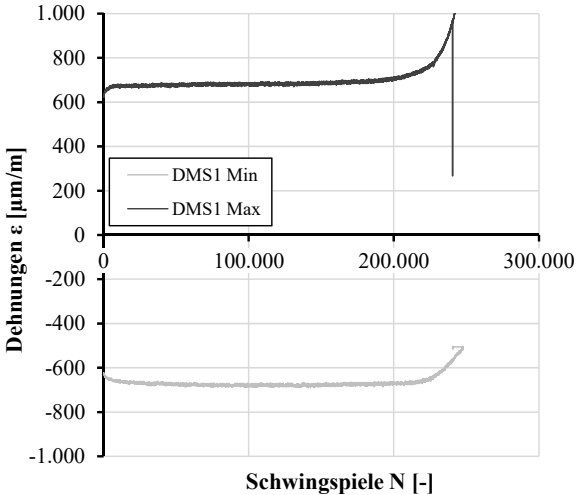


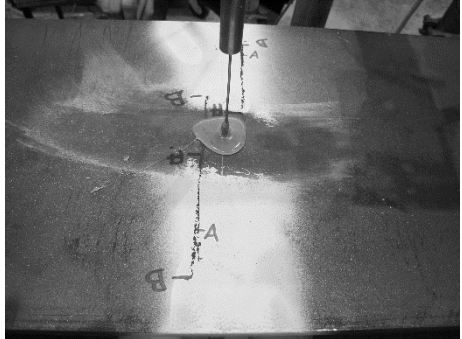
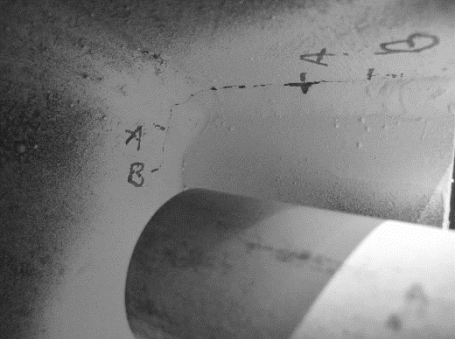
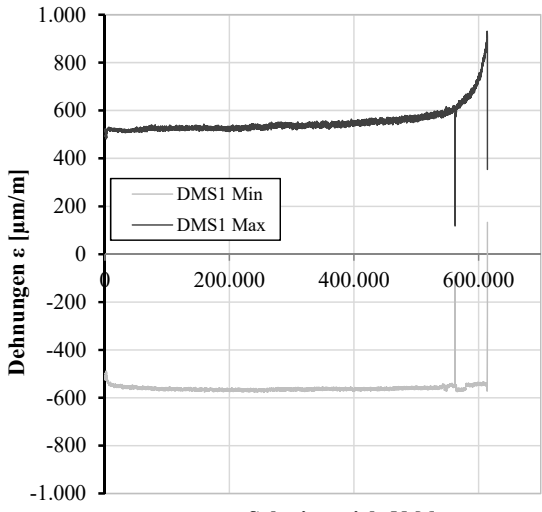




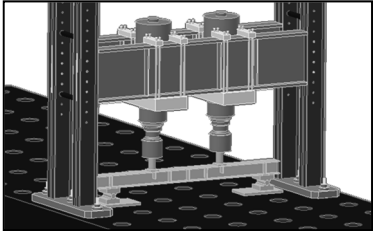
DASt-T1.5			
Probekörpertyp	Quersteife	Nachbehandlung	HiFIT
Werkstoff	S355J2+N	Spannungsverhältnis	R = -1,0
Walzträger	HEA 260	Bemerkung	-
			
Foto Rissansicht frontal		Foto Rissansicht isometrisch	
			
Schwingspiele N [-]		Schwingspiele N [-]	

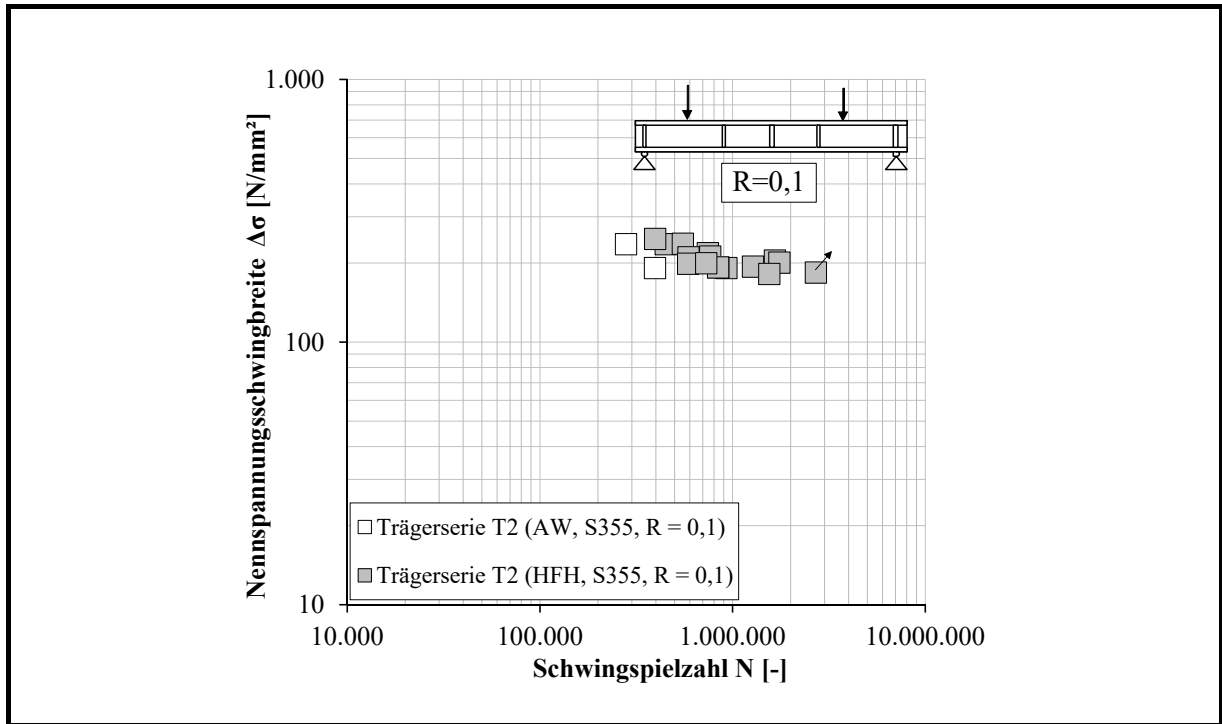


DASt-VT1.1			
Probekörpertyp	Quersteife	Nachbehandlung	AW
Werkstoff	S355J2+N	Spannungsverhältnis	R = -1,0
Walzträger	HEA 260	Bemerkung	-
<div style="display: flex; justify-content: space-around;"> <div style="text-align: center;">  <p>Foto Rissansicht Draufsicht</p> </div> <div style="text-align: center;">  <p>Foto Rissansicht isometrisch</p> </div> <div style="text-align: center;">  </div> </div>			
 <p style="text-align: center;">Schwingspiele N [-]</p>			

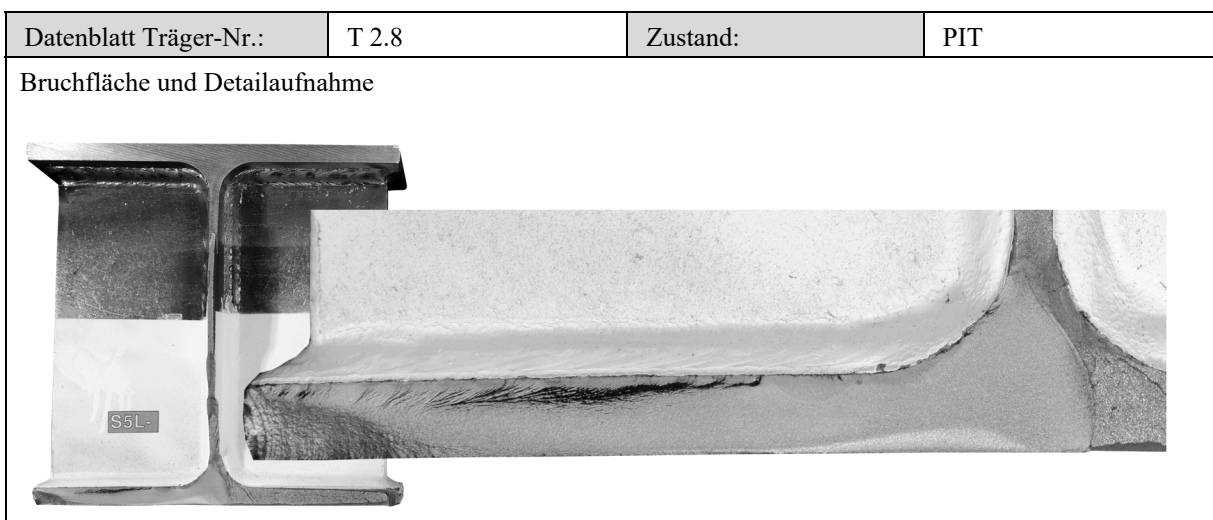
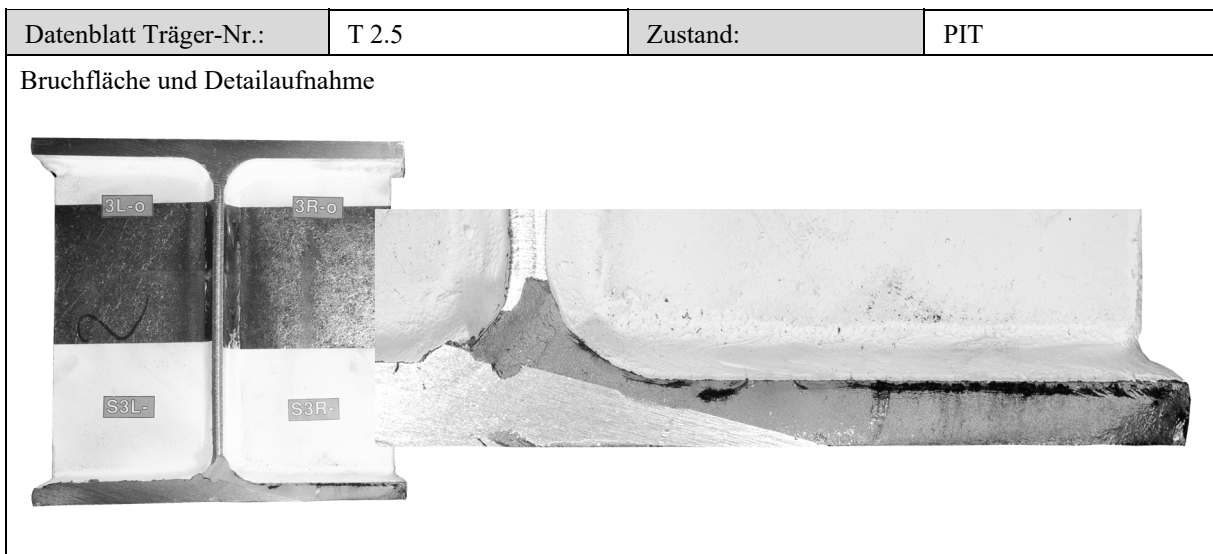
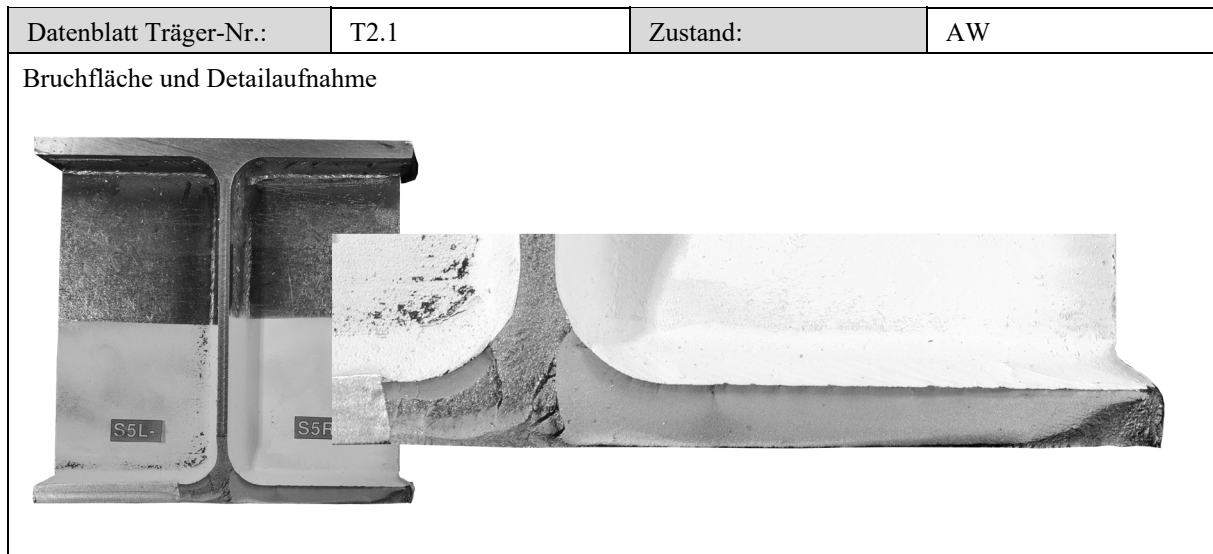
DASt-VT1.2			
Probekörpertyp	Quersteife	Nachbehandlung	AW
Werkstoff	S355J2+N	Spannungsverhältnis	R = -1,0
Walzträger	HEA 260	Bemerkung	-
			
Foto Rissansicht Draufsicht		Foto Rissansicht isometrisch	
			
Schwingspiele N [-]			

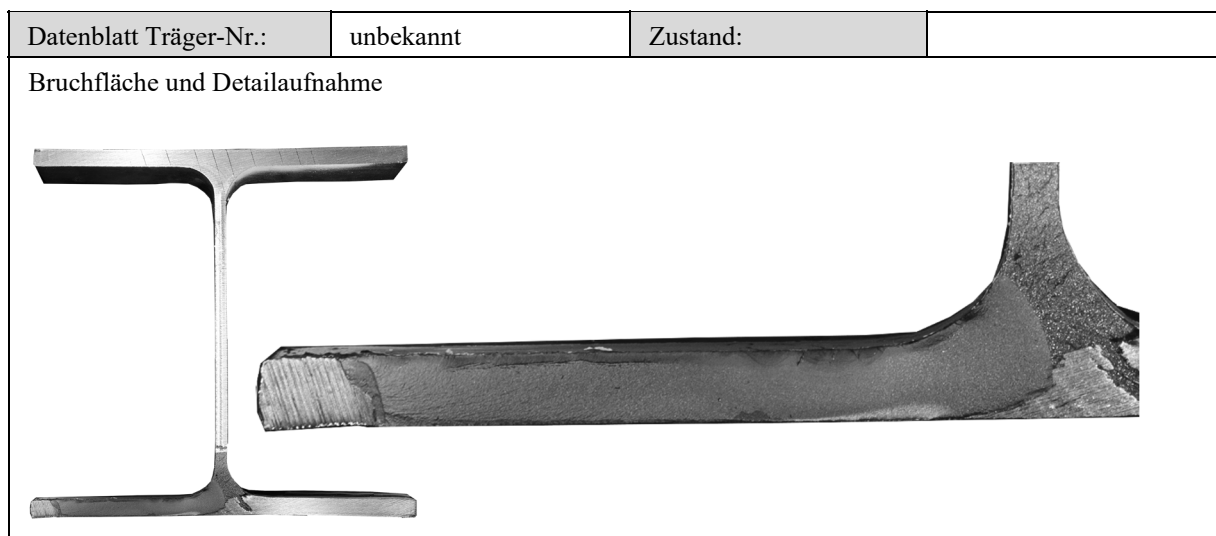
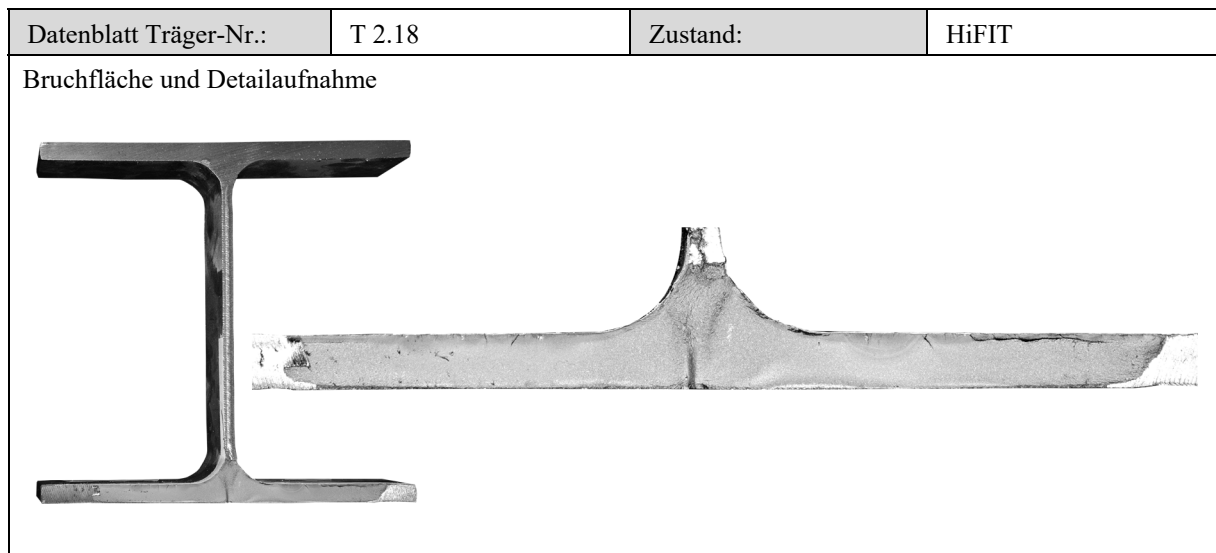
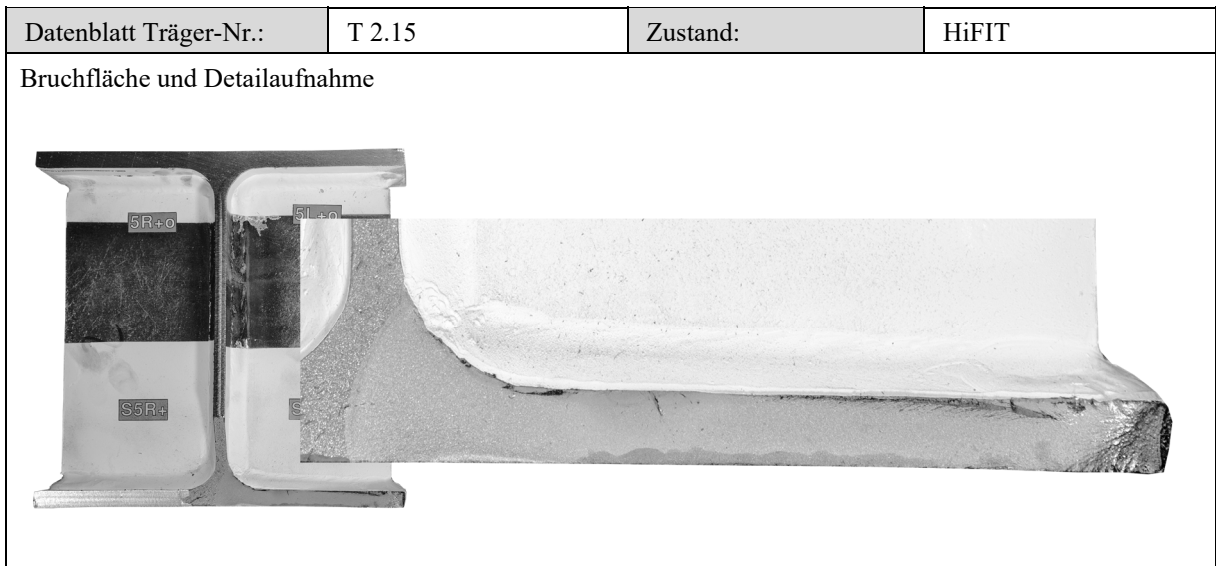
A.11. Ergebnisse der Trägerserie T2

Trägerserie DAST_T2					
Probekörpertyp	Quersteife				
Walzträger	HEA 260				
Werkstoff	S355J2+N				
Nachbehandlung	AW, PIT, HiFIT				
Spannungsverhältnis	R = 0,1				
Bemerkung	-				
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma_{ist}$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Rissstelle
T2.1	AW	191,4	396.203	NÜ	Quersteife 5Ru / 5Lu
T2.2	PIT	235,8	743.977	NÜ	Quersteife 5R -
T2.3	PIT	218,0	929.671	NÜ	Quersteife 5L
T2.4	AW	191,3	280.000	NÜ	Quersteife 5Lu
T2.5	PIT	204,2	1.658.411	NÜ	Quersteife 5Ru 4
T2.6	PIT	183,8	2.704.453	GM (LE)	Lasteinleitungsstein
T2.7	PIT	193,6	1.276.150	NÜ	Quersteife 5Lu
T2.8	PIT	235,8	476.000	NÜ	Quersteife 5Lu3 / 5Lu4
T2.9	PIT	211,5	765.789	NÜ	Quersteife 3Lu
T2.10	PIT	200,6	1.750.464	NÜ	Schweißspritzer 5Ru
T2.11	HiFIT	236,8	551.930	NÜ	Quersteife 5Lu
T2.12	HiFIT	247,0	396.736	NÜ	Quersteife 3Lu4
T2.13	HiFIT	210,1	590.571	NÜ	Quersteife 5L + 4L + 5R
T2.14	HiFIT	192,5	843.255	NÜ	Quersteife 4Lu + 4Ru
T2.15	HiFIT	192,5	840.900	NÜ	Quersteife 5Lu +
T2.16	HiFIT	198,8	588.432	NÜ	Quersteife 3R
T2.17	HiFIT	181,6	1.550.100	NÜ	Quersteife 3Ru2
T2.18	HiFIT	199,4	730.000	NÜ	Quersteife 5L / 5R



A.12. Bruchflächen ausgewählter Trägerversuche der Trägerserie T2





A.13. Ergebnisse der am KIT geprüften Referenzserie E1

Kleinversuch Referenzserie DAST_E1_AW					
Probekörpertyp		Quersteife		Nachbehandlung	AW
Blechdicke		12 mm		Spannungsverhältnis	R = -1,0
Werkstoff		S355J2+N		Bemerkung	-
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
1_E_AW_1	AW	175	782.123	Nü	
1_E_AW_2	AW	200	530.445	Nü	
1_E_AW_3	AW	200	473.025	Nü	
1_E_AW_4	AW	175	672.409	Nü	
1_E_AW_5	AW	145	2.103.657	Nü	
1_E_AW_6	AW	145	1.382.902	Nü	
1_E_AW_7	AW	175	548.278	Nü	Versagensort anhand Bruchfläche festgestellt
1_E_AW_8	AW	145	1.761.494	Nü	

Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ [N/mm²]

Schwingspielzahl N [-]

R=-1

◇ Referenzserie E1 (AW, S355, R=-1)

Kleinversuch Referenzserie DAST_E1_HFH					
Probekörpertyp	Quersteife		Nachbehandlung	HiFIT/PIT	
Blechdicke	12 mm		Spannungsverhältnis	R = -1,0	
Werkstoff	S355J2+N		Bemerkung	-	
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
1_E_H_1	HiFIT	285	5.000.000	-	Durchläufer
1_E_H_2	HiFIT	405	317.590	GM	
1_E_H_3	HiFIT	450	203.413	Nü	
1_E_H_4	HiFIT	355	1.749.376	Nü	tailliert
1_E_H_5	HiFIT	225	14.167.185	GM	Durchläufer
1_E_P_1	PIT	450	241.947	Nü	talliert
1_E_P_2	PIT	405	374.533	GM	tailliert
1_E_P_3	PIT	450	351.186	Nü	
1_E_P_4	PIT	355	1.932.574	Nü	tailliert
1_E_P_5	PIT	225	5.260.595	-	Durchläufer
1_E_P_6	PIT	405	351.161	Nü	talliert

The figure is a log-log plot showing the relationship between the mean stress range $\Delta\sigma$ [N/mm²] on the y-axis and the number of cycles N [-] on the x-axis for the reference series E1 (HFH, S355, R = -1). The y-axis ranges from 10 to 1,000 N/mm², and the x-axis ranges from 10,000 to 10,000,000 cycles. The data points are represented by diamonds. An inset diagram shows a specimen under cyclic loading with R = -1. A legend indicates 'Referenzserie E1 (HFH, S355, R = -1)'.

A.14. Ergebnisse der am KIT geprüften Referenzserie E2

Kleinversuch Referenzserie DAST_E2_AW					
Quersteife	Quersteife	Nachbehandlung	AW		
12 mm	12 mm	Spannungsverhältnis	R = 0,1		
S355J2+N	S355J2+N	Bemerkung	-		
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
2_E_AW_1	AW	175	370.762	Nü	
2_E_AW_2	AW	175	465.573	Nü	
2_E_AW_3	AW	115	1.499.79	Nü	
2_E_AW_4	AW	145	803.962	Nü	
2_E_AW_5	AW	115	1.695.28	Nü	
2_E_AW_6	AW	145	720.545	Nü	
2_E_AW_7	AW	145	672.405	Nü	
2_E_AW_8	AW	175	437.333	Nü	
2_E_AW_9	AW	115	1.531.41	Nü	

The figure is a log-log plot of nominal stress range $\Delta\sigma$ [N/mm²] versus number of cycles N [-]. The y-axis ranges from 10 to 1,000, and the x-axis ranges from 10,000 to 10,000,000. Data points are represented by diamonds. An inset diagram shows a specimen under cyclic loading with a stress ratio R=0,1 and a force f.

Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]
2_E_AW_1	175	370.762
2_E_AW_2	175	465.573
2_E_AW_3	115	1.499.79
2_E_AW_4	145	803.962
2_E_AW_5	115	1.695.28
2_E_AW_6	145	720.545
2_E_AW_7	145	672.405
2_E_AW_8	175	437.333
2_E_AW_9	115	1.531.41

Kleinversuch Referenzserie DAST_E2_HFH					
Quersteife	Quersteife	Nachbehandlung	HiFIT/PIT		
12 mm	12 mm	Spannungsverhältnis	R = 0,1		
S355J2+N	S355J2+N	Bemerkung	-		
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
2_E_H_1	HiFIT	225	1.136.237	Nü	
2_E_H_2	HiFIT	175	2.493.705	GM	Riss im Einspannbereich / DL, Versagensort anhand Bruchfläche bestimmt
2_E_H_3	HiFIT	225	1.079.403	Nü	
2_E_H_4	HiFIT	285	331.682	Nü	
2_E_H_5	HiFIT	250	69.252*	Nü	3 x Versuchsabbruch, Maschinenfehler → Nicht berücksichtigt
2_E_H_6	HiFIT	285	317.653	Nü	
2_E_P_1	PIT	225	1.137.802	Nü	
2_E_P_2	PIT	175	1.795.257	Nü	
2_E_P_3	PIT	225	1.475.788	GM	Riss im Einspannbereich / DL
2_E_P_4	PIT	285	356.446	Nü	Versagensort anhand Bruchfläche bestimmt
2_E_P_5	PIT	250	593.698	Nü	
2_E_P_6	PIT	285	761.835	Nü	

◆ Referenzserie E2 (HFH, S355, R = 0,1)

Anhang B

Dokumentation der Trägerserie T0 aus [74]

B.1.	Übersicht der geprüften Trägerserie	364
B.2.	Ergebnisse der Trägerversuche OptiBri T0	365
B.3.	Rissübersicht, Bruchbilder und Dehnungsverläufe der Trägerserie T0	366

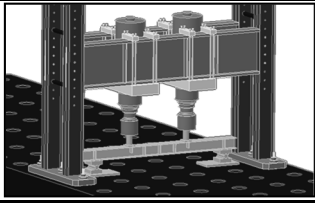
Im Rahmen der nachfolgend dargestellten Dokumentation der durchgeführten Ermüdungsversuche werden zur Kennzeichnung des Behandlungszustandes und des Rissausgangsortes folgende Abkürzungen verwendet:

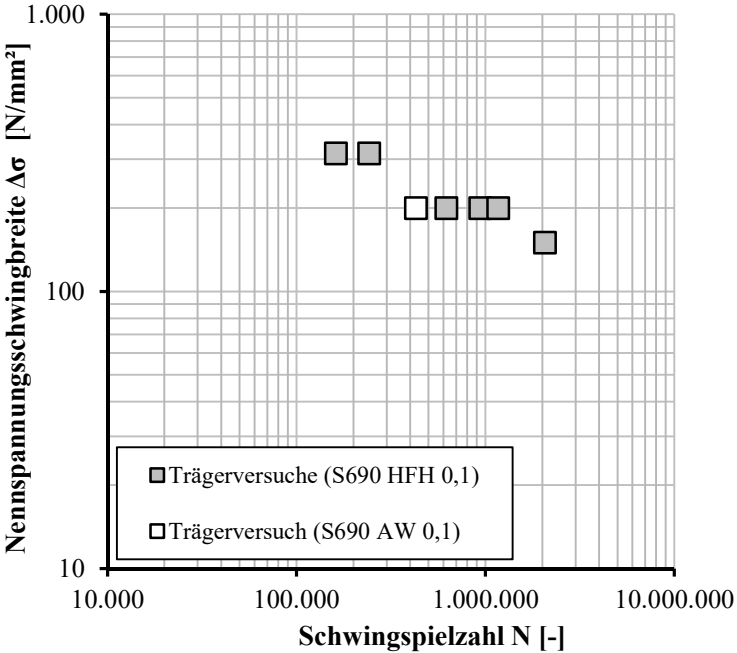
AW	unbehandelt / im Zustand „wie geschweißt“ (as welded)
HFH	Schweißnahtübergänge mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) nachbehandelt, zum Einsatz kam das PIT-Verfahren (PIT)
PIT	Probekörper wurde PIT-behandelt
GM	Grundmaterial
Nü	Nahtübergang (ursprüngliche Naht)
W	Rissausgang von Wurzel im Inneren des Probekörpers

B.1. Übersicht der geprüften Trägerserie

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungs-zu-stand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Versuche
Quersteife	T0	AW, PIT	25, 15	S690	7

B.2. Ergebnisse der Trägerversuche OptiBri T0

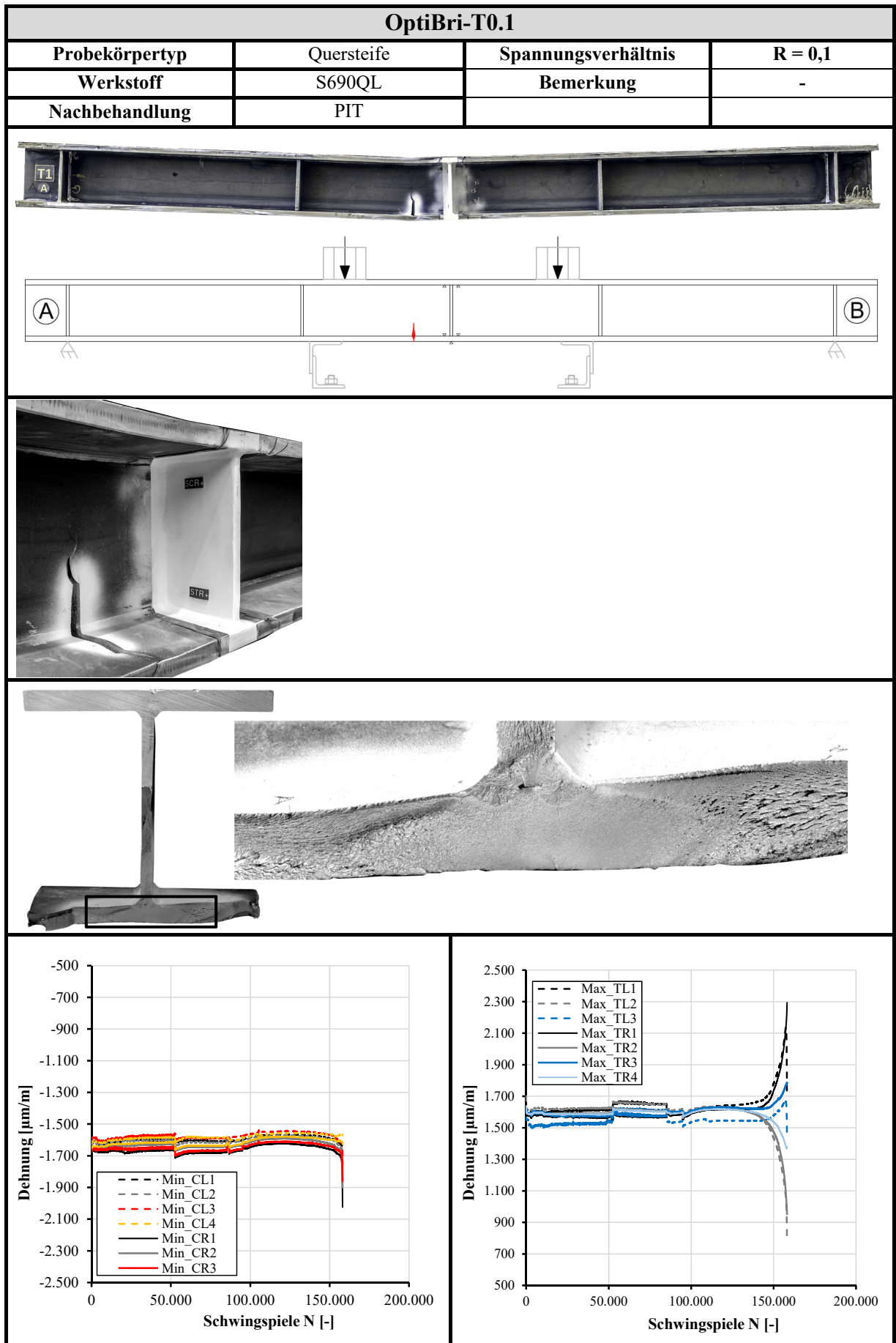
Trägerreihe OptiBri T0						
Probekörpertyp	Quersteife					
Werkstoff	S690QL					
Nachbehandlung	AW, PIT					
Spannungsverhältnis	R = 0,1					
Bemerkung	-					
Versuchsergebnisse						
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma_{ist,UG,O}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{ist,UG,U}$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgang	Bemerkung
T1	PIT	315	381	161.357	Quersteifennaht	
T2	PIT	200	242	620.740	Quersteifennaht	
T3	PIT	150	182	2.063.240	Quersteifennaht, zugbeanspr. Halsnähte	
T4	PIT	200	242	940.020	Quersteifennaht, zug- und druckbeanspr. Halsnähte	
T5	Aw	200		429.250	keine	
T6	PIT	315		242.468	Quersteifennaht, zug- und druckbeanspruchte Halsnähte	Lasteinleitungsstein
T7	PIT	200	242	1.169.436	Quersteifennaht, zug- und druckbeanspruchte Halsnähte	

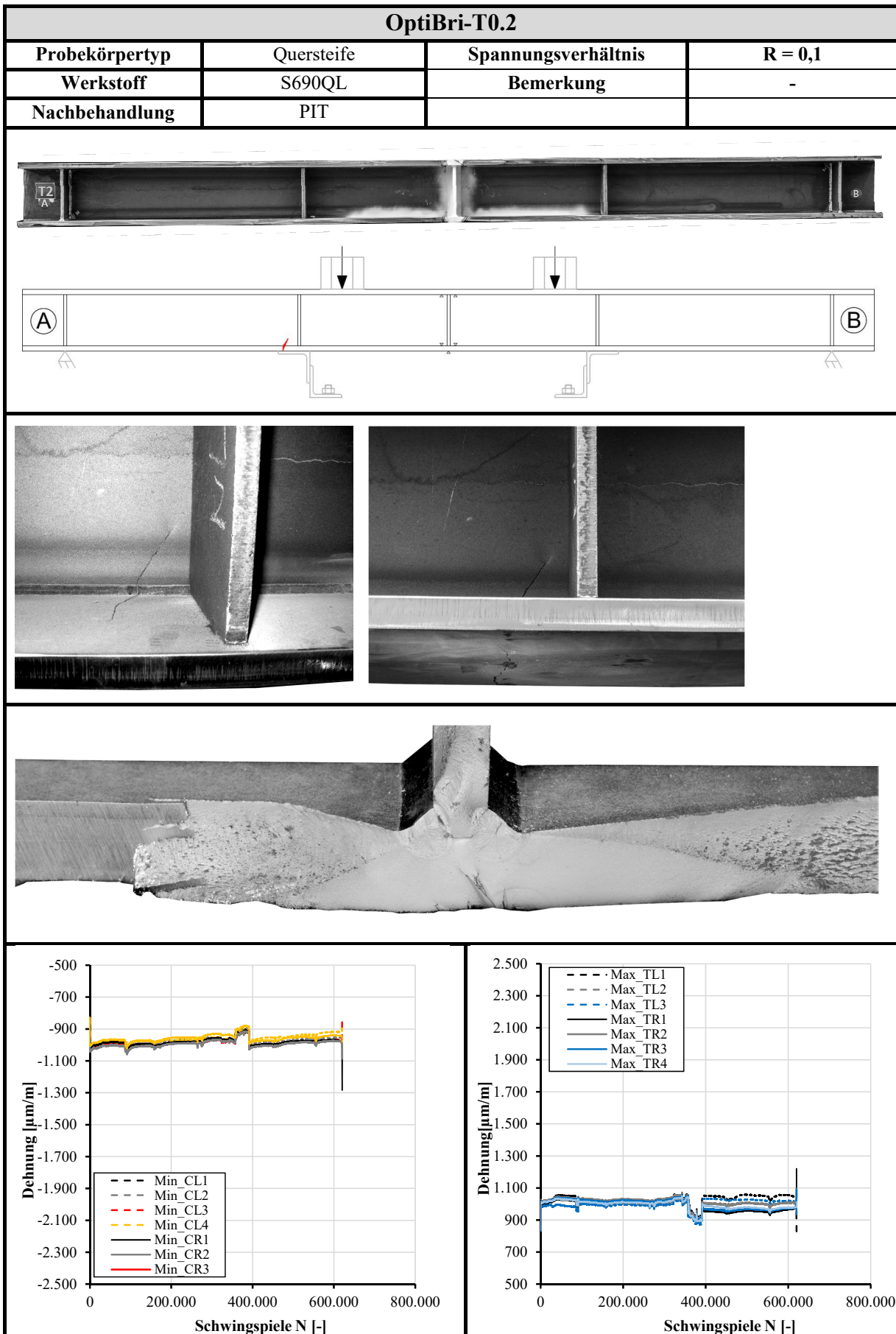


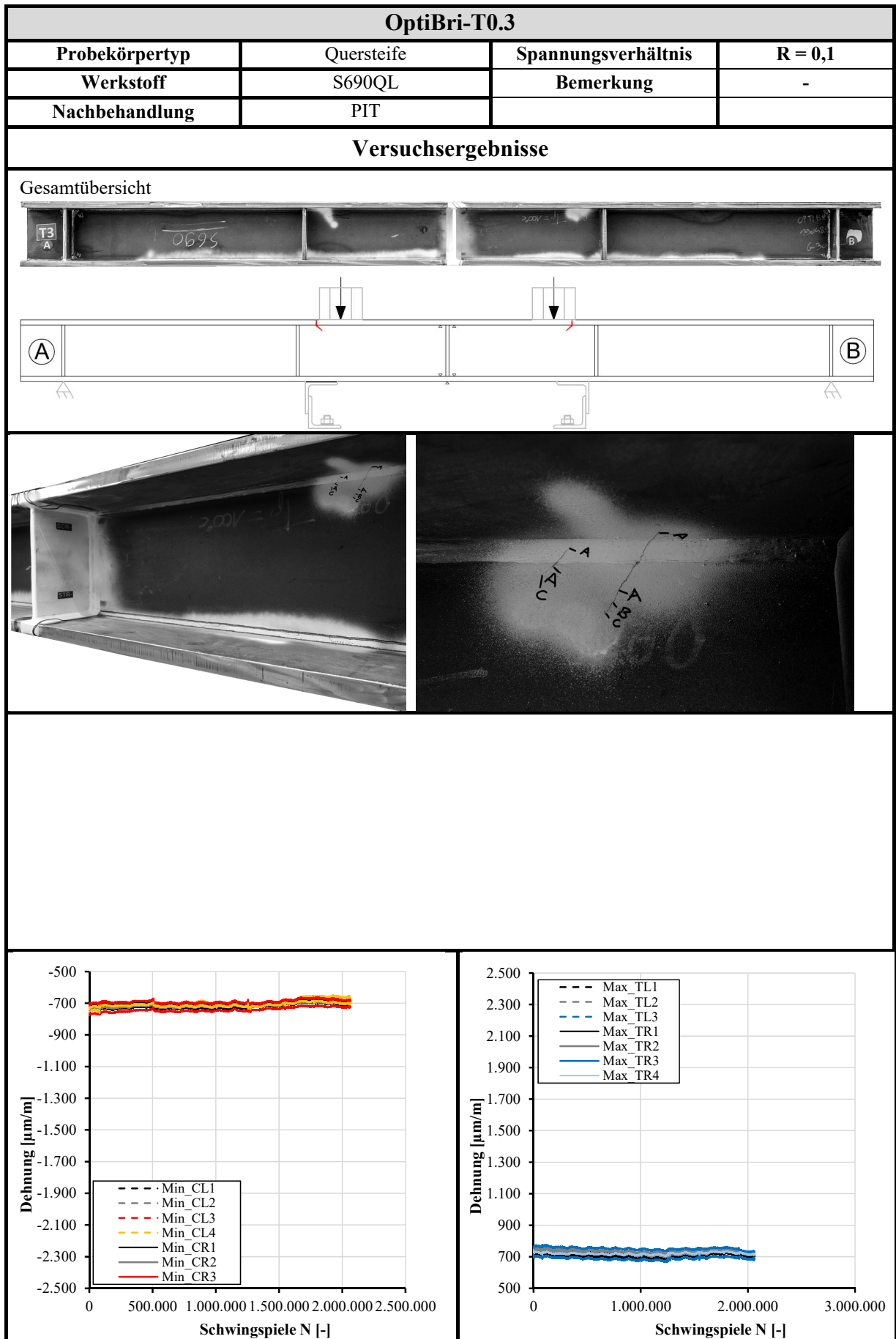
Legend:

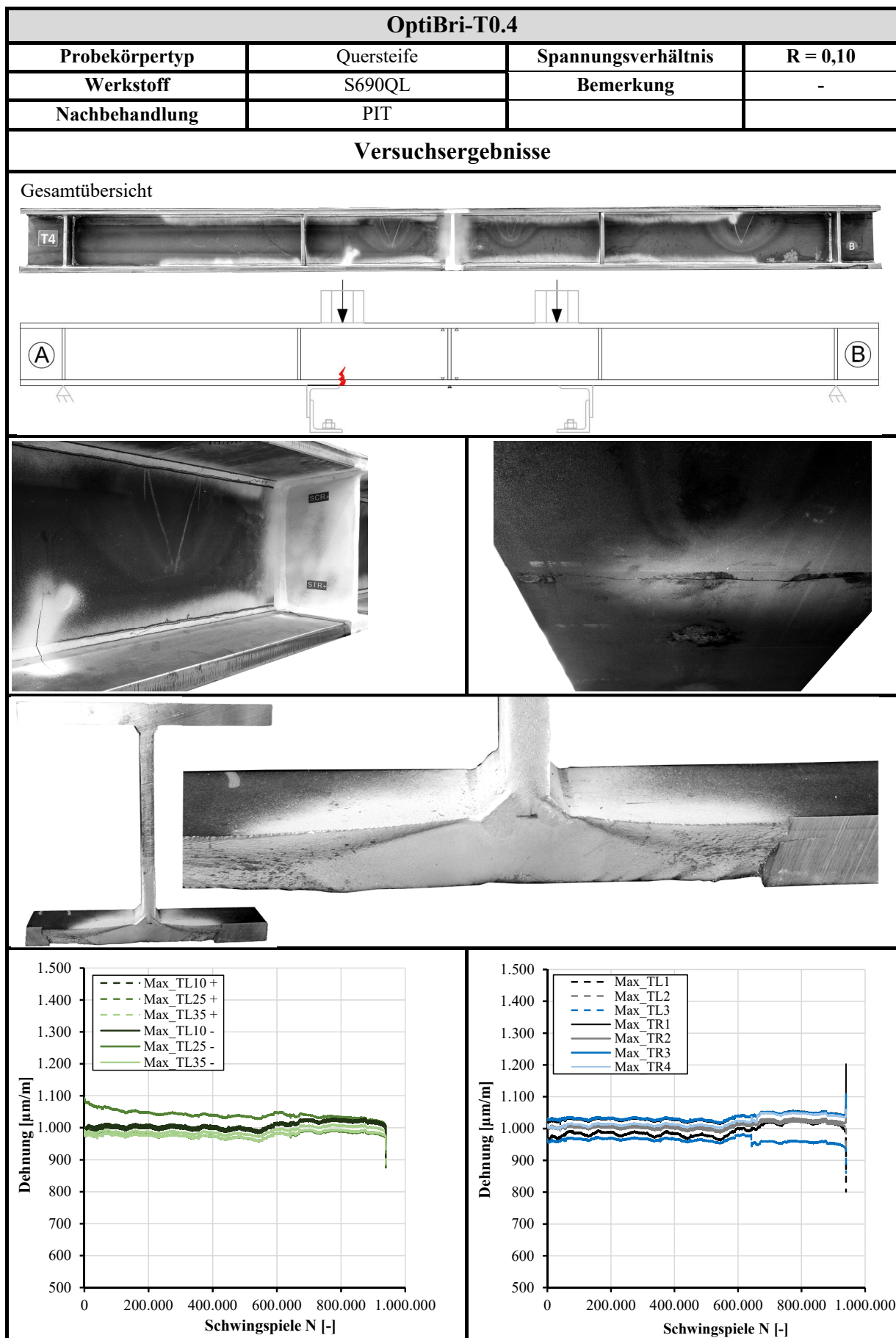
- Trägerversuche (S690 HFH 0,1)
- Trägerversuch (S690 AW 0,1)

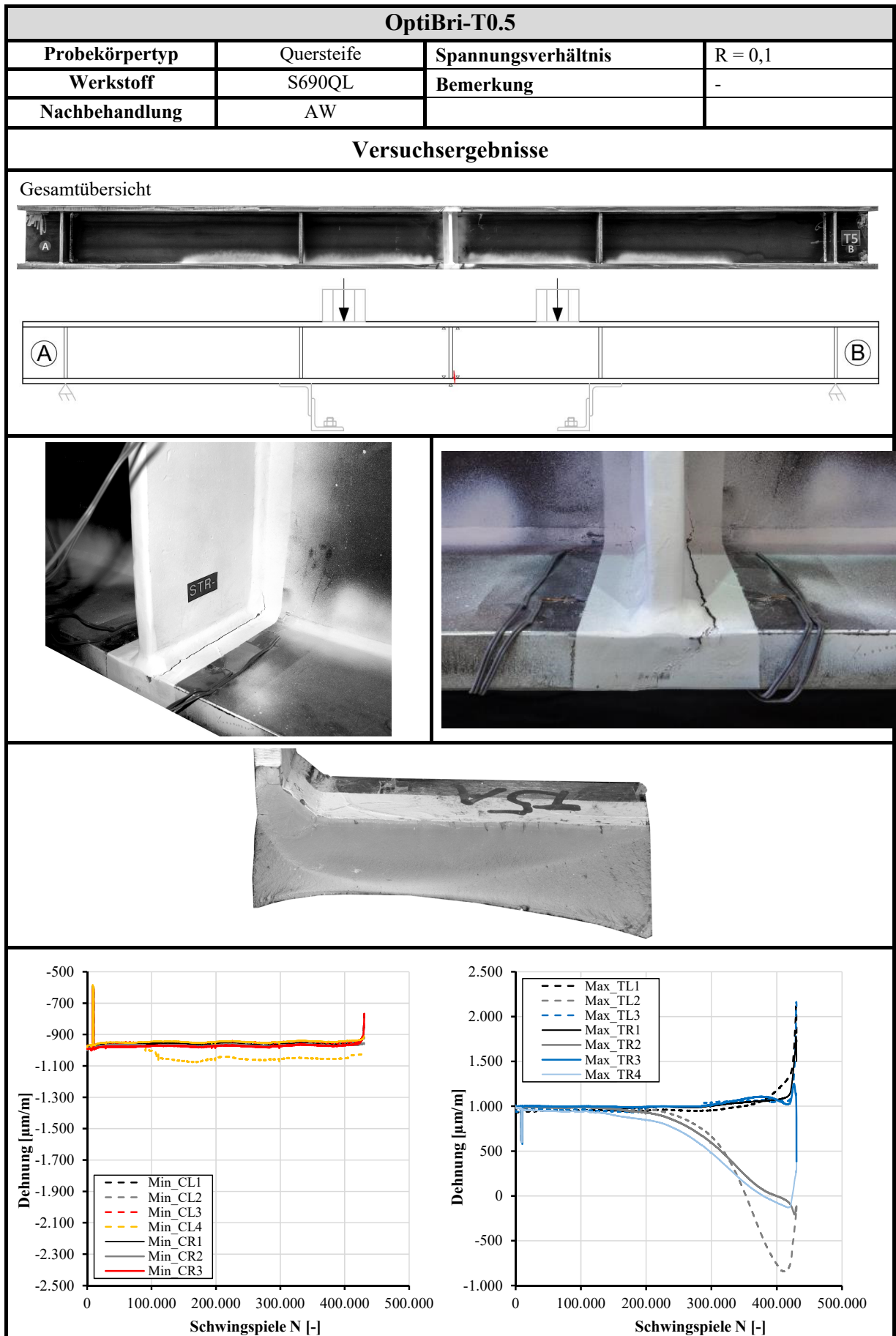
B.3. Rissübersicht, Bruchbilder und Dehnungsverläufe der Trägerserie T0

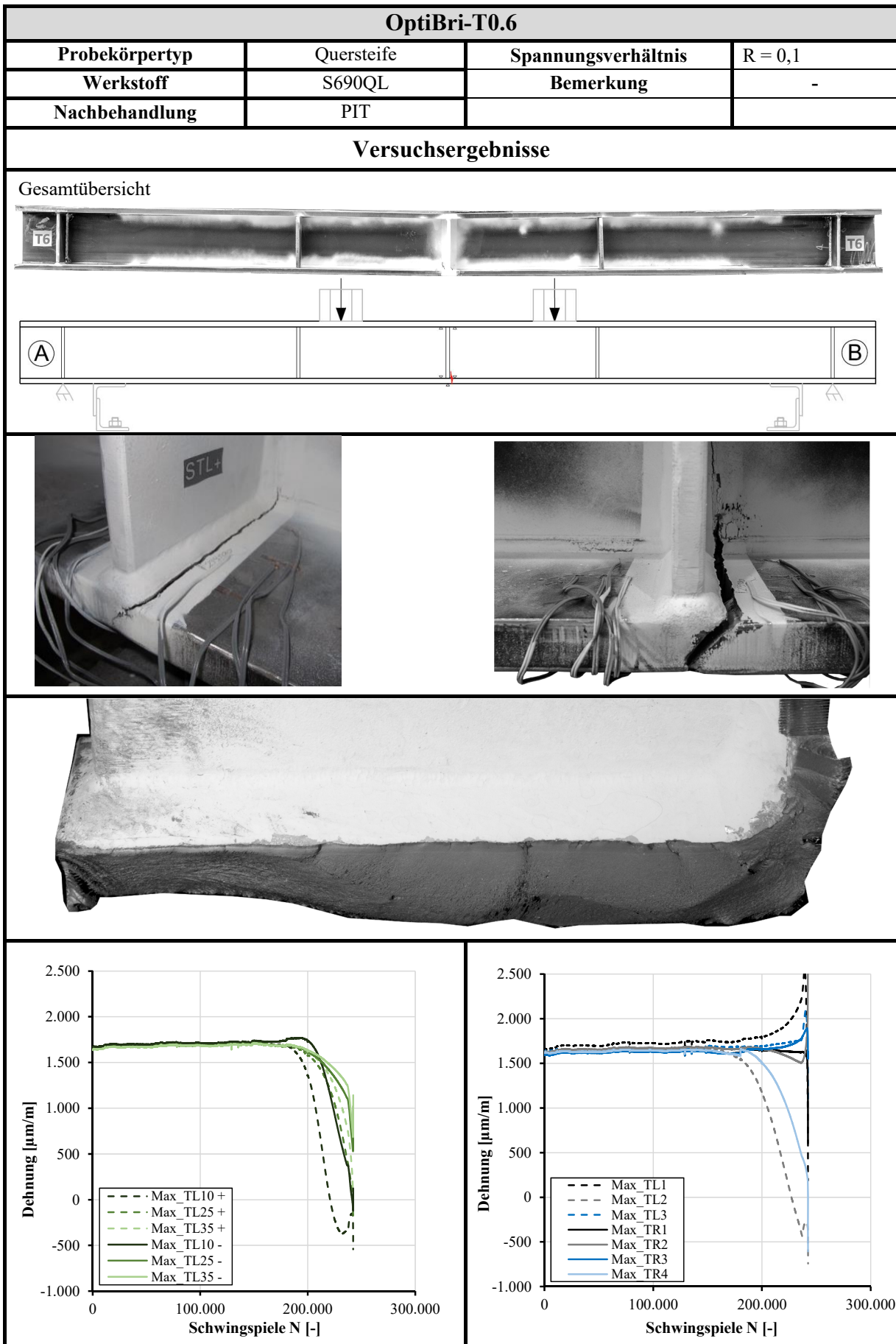


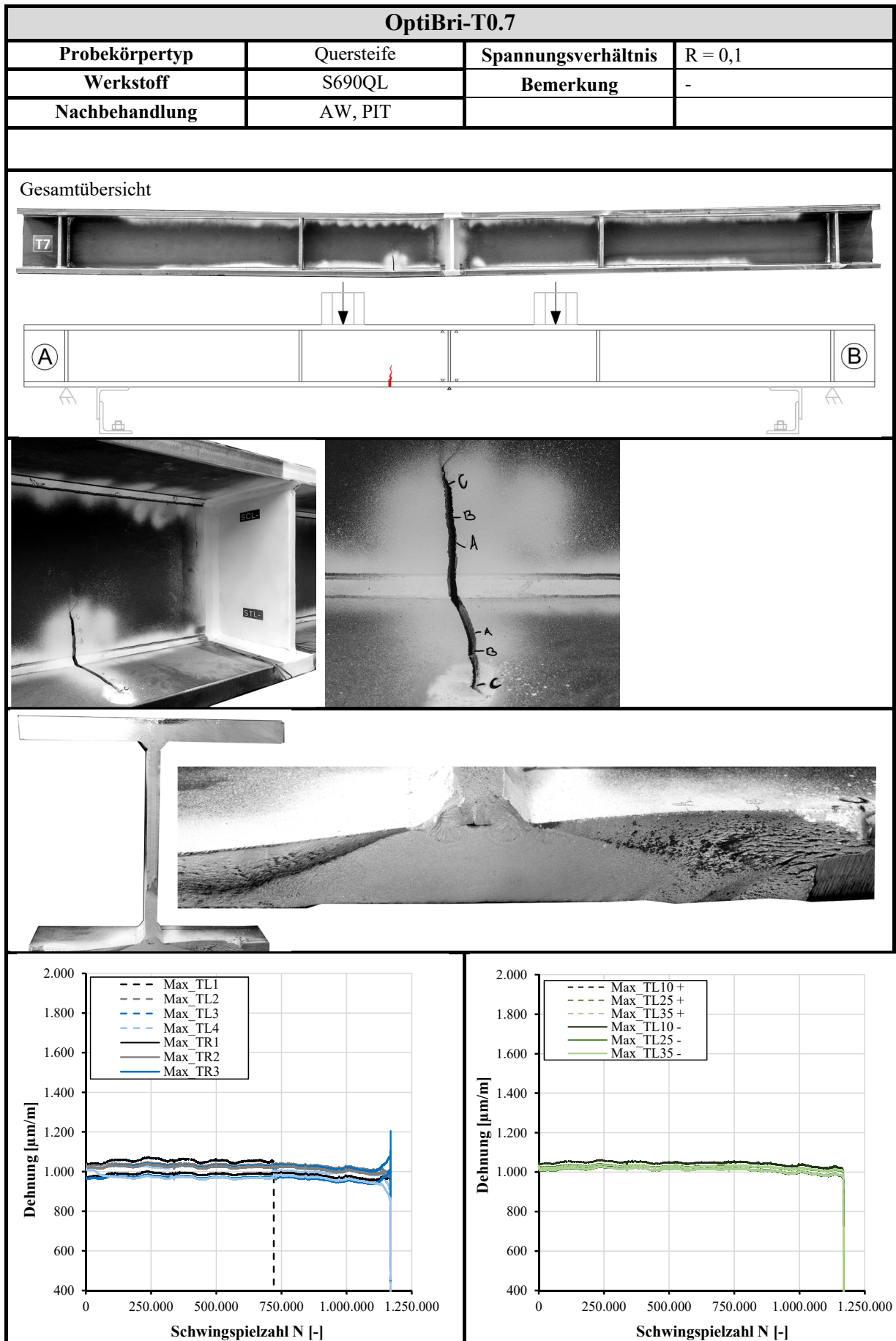












Anhang C

Dokumentation der Quersteifenversuche zur Qualitätssicherung

C.1.	Übersicht der geprüften Versuchsserien	376
C.2.	Probekörpergeometrien der Versuchsserien	376
C.3.	Materialeigenschaften	378
C.4.	Versuchsergebnisse Serie AW	379
C.5.	Versuchsergebnisse Serie HFH normal	380
C.6.	Versuchsergebnisse Serie HFH gering	381
C.7.	Versuchsergebnisse Serie HFH hoch.....	382
C.8.	Bruchbilder	383
C.9.	Eigenspannungsmessungen	389

Im Rahmen der nachfolgend dargestellten Dokumentation der durchgeführten Ermüdungsversuche werden zur Kennzeichnung des Behandlungszustandes und des Rissausgangsortes folgende Abkürzungen verwendet:

AW	unbehandelt / im Zustand „wie geschweißt“ (as welded)
HFH	Schweißnahtübergänge mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) nachbehandelt, zum Einsatz kam das PIT-Verfahren (PIT)
I_hoch	HFH-Behandlung mit hoher Intensität
I_niedrig	HFH-Behandlung mit niedriger Intensität
PIT	Probekörper wurde PIT-behandelt
GMB	Grundmaterialbruch
Nü	Nahtübergang (ursprüngliche Naht)
N	Erreichte Schwingspielzahl
W	Rissausgang von Wurzel im Inneren des Probekörpers
DL	Durchläufer

C.1. Übersicht der geprüften Versuchsserien

Tabelle C- 1: Übersicht der geprüften Versuchsserien

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungs-zu-stand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Ver-suche
Querstreife	B1	AW	12	S235J2+N	5
	B2-1 bis B2-5	HFH normal			5
	B2-6 bis B2-10	HFH gering			5
	B3	HFH gering			5
	B4	HFH hoch			10

C.2. Probekörpergeometrien der Versuchsserien

Tabelle C- 2: Probekörpergeometrie

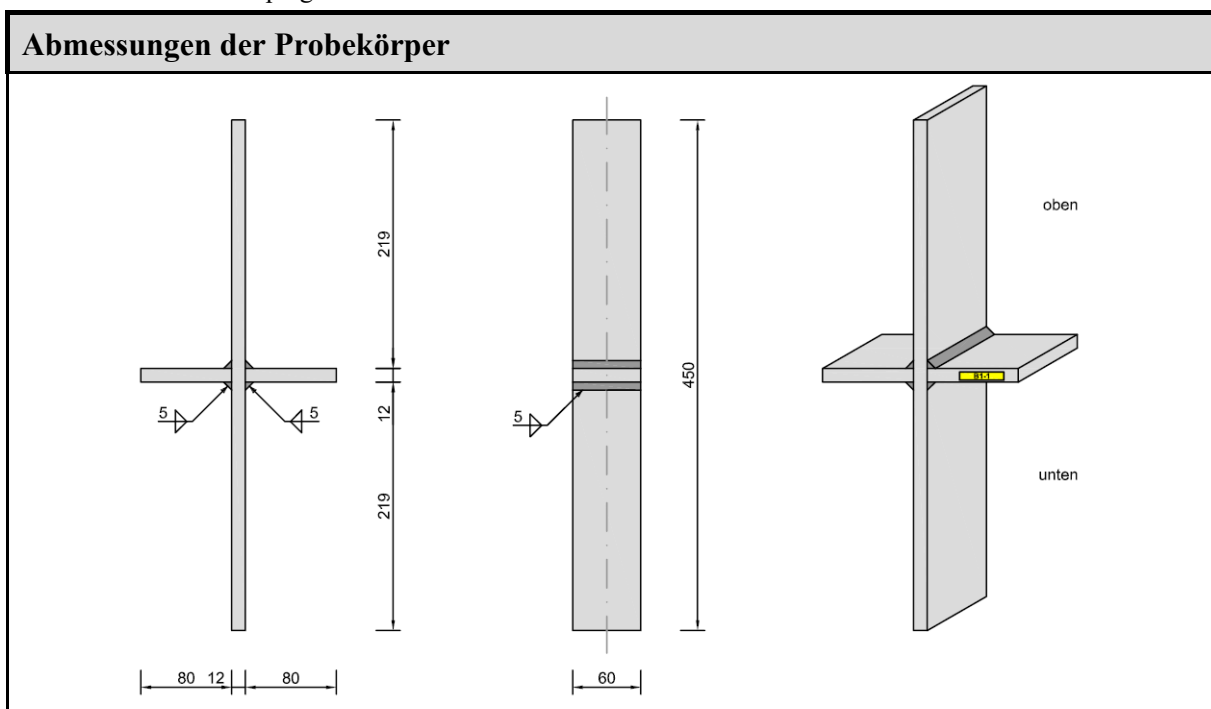


Tabelle C- 3: Abmessung Bauteilserie B1

Bauteilserie B1					
Probe	l [mm]	b [mm]		t [mm]	
		b _o	b _u	t _o	t _u
B1-1	450,0	59,95	59,97	12,05	12,04
B1-2	450,0	60,11	59,97	12,00	12,03
B1-3	450,0	59,94	59,89	12,05	12,03
B1-4	450,0	59,90	59,97	12,04	12,04
B1-5	448,0	59,94	59,96	12,01	12,02

Tabelle C- 4 Abmessungen Bauteilserie B2

Bauteilserie B2					
Probe	l [mm]	b [mm]		t [mm]	
		b _o	b _u	t _o	t _u
B2-1	450,0	60,10	60,11	12,06	12,03
B2-2	450,5	59,80	59,87	12,05	12,02
B2-3	450,5	59,91	59,88	12,06	12,06
B2-4	499,35	59,98	60,05	12,09	12,07
B2-5	450,5	60,07	60,02	12,05	12,01
B2-6	450,5	60,06	60,05	12,03	11,98
B2-7	450,5	59,94	60,06	12,05	12,02
B2-8	499,5	59,92	59,85	12,07	12,06
B2-9	450,0	59,86	59,87	12,01	12,05
B2-10	450,5	60,00	60,01	12,03	12,03

Tabelle C- 5 Abmessungen Bauteilserie B3

Bauteilserie B3					
Probe	l [mm]	b [mm]		t [mm]	
		b _o	b _u	t _o	t _u
B3-1	450,0	59,89	59,90	12,08	12,08
B3-2	450,5	59,84	59,91	12,07	12,05
B3-5	450,0	59,87	59,88	12,05	12,05
B3-6	450,5	59,92	59,94	12,05	12,05
B3-7	450,5	59,83	59,76	12,04	12,01

Tabelle C- 6 Abmessungen Bauteilserie B4

Bauteilserie B4					
Probe	l [mm]	b [mm]		t [mm]	
		b _o	b _u	t _o	t _u
B4-1	450,5	59,94	59,89	12,05	12,01
B4-2	499,5	59,70	59,80	12,01	12,02
B4-3	450,5	60,04	60,00	12,02	12,07
B4-4	450,0	59,77	59,67	12,05	12,08
B4-5	450,5	59,93	59,97	12,00	12,05
B4-6	450,5	59,83	59,80	12,00	12,04
B4-7	499,5	59,98	60,06	12,05	12,06
B4-8	499,5	59,93	59,96	12,01	12,00
B4-9	450,0	59,88	59,90	11,99	12,02
B4-10	450,0	59,64	60,00	12,02	12,02

C.3. Materialeigenschaften

Tabelle C- 7 Probengeometrie Zugversuch

Probengeometrie			
a [mm]	B [mm]	S₀ [mm ²]	L₀ [mm]
12,0	15,0	180,0	75,0

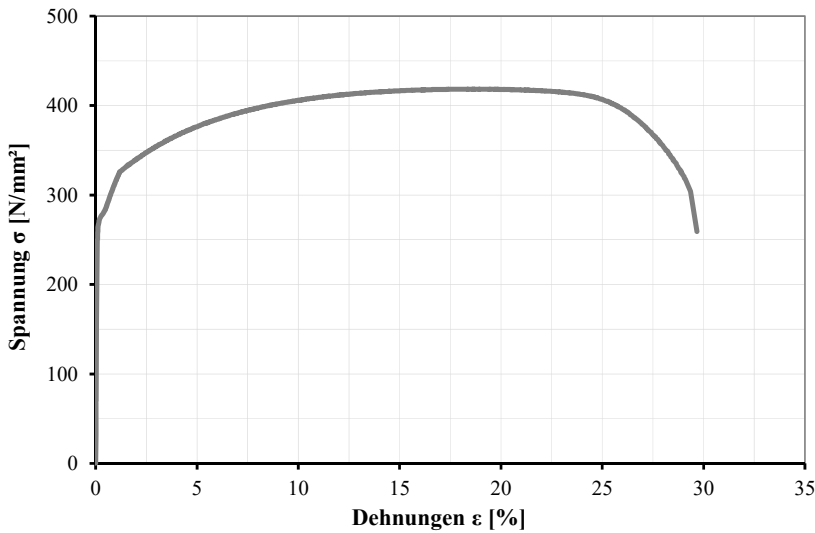


Bild C- 1: Spannung-Dehnung Diagramm Versuch Z1-1

Tabelle C- 8: Versuchsergebnisse Versuch Z1-1

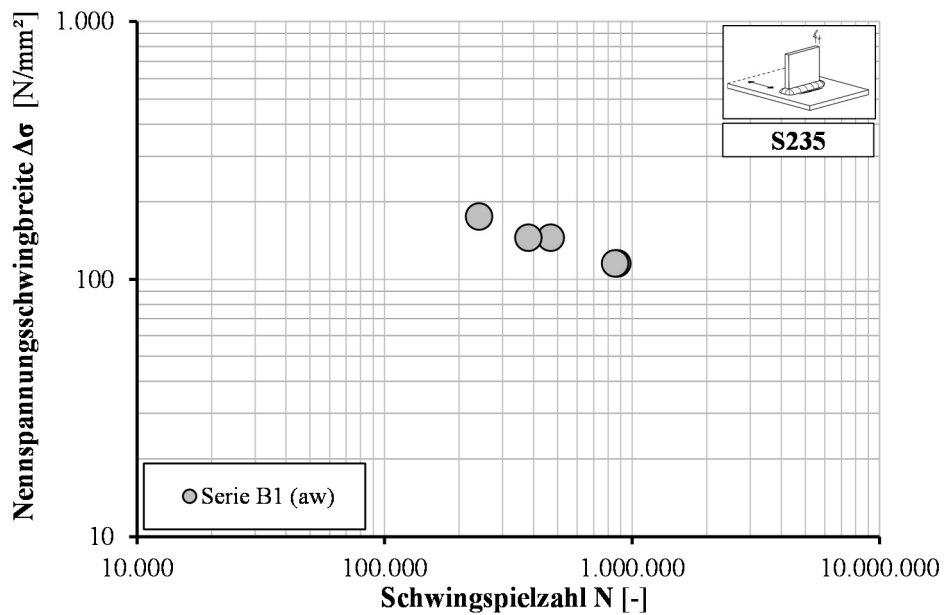
Versuchsergebnisse						
Nr.	L _U [mm]	E [N/mm ²]	R _{p0,2} [N/mm ²]	F _m [kN]	R _m [N/mm ²]	A [%]
Z1-1	101,5	179.500	271,8	75,31	418,4	35,33

Tabelle C- 9: Zusammenstellung der Materialeigenschaften

Vergleich Zugversuche					
Nr.	R _{eH} [N/mm ²]	R _{p0,2} [N/mm ²]	R _m [N/mm ²]	A [%]	R _{eH / p0,2} / R _m [%]
Z1-1	-	271,8	418,4	35,3	65,0
TATA Steel	289,0	-	436,0	31,6	66,3
Ilseburger	284,0	-	393,0	39,0	72,3

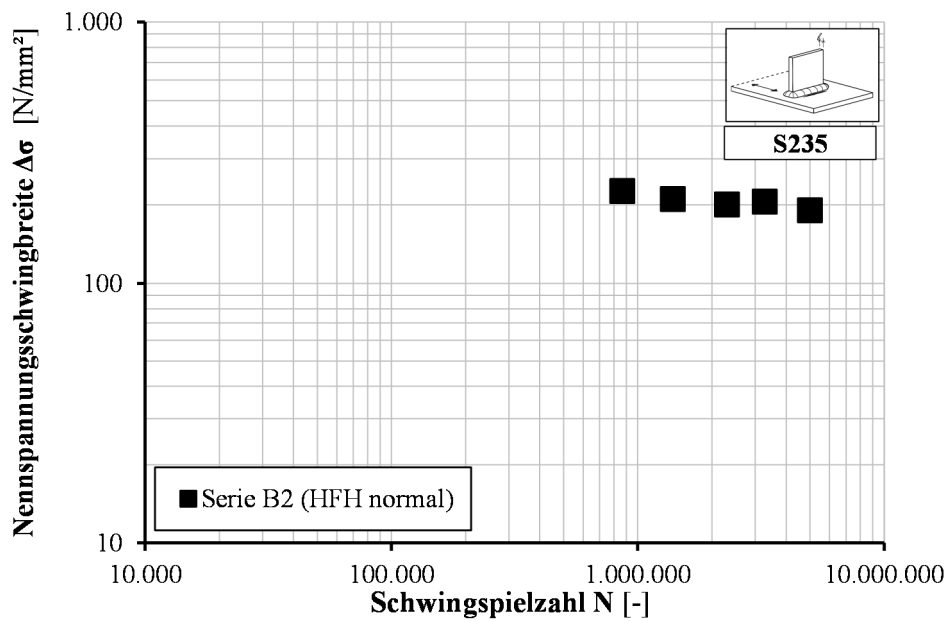
C.4. Versuchsergebnisse Serie AW

Bauteilserie B1				
Probekörpertyp	Quersteife			
Blechdicke	12 mm			
Werkstoff	S235J2+N			
Nachbehandlung	AW			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Bemerkung	-			
Versuchsergebnisse				
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N	Rissausgang	Bemerkung
B1-1	145	469.461	Nü	
B1-2	175	241.170	Nü	
B1-3	145	381.594	Nü	
B1-4	115	872.988	Nü	
B1-5	115	854.722	Nü	



C.5. Versuchsergebnisse Serie HFH normal

Bauteilserie B2				
Probekörpertyp	Quersteife			
Blechdicke	12 mm			
Werkstoff	S235J2+N			
Nachbehandlung	HFH			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Bemerkung	-			
Versuchsergebnisse				
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N	Rissausgang	Bemerkung
B2-1	205	3.277.816	Nü	
B2-2	190	5.000.100	DL	kein Anriss DL
B2-2H	215	182.010	Nü	vorgeschädigt
B2-3	225	1.152.667	Nü	
B2-4	210	1.388.750	Nü	
B2-5	200	2.328.445	Nü	



C.6. Versuchsergebnisse Serie HFH gering

Bauteilserie B2 und B3				
Probekörpertyp	Quersteife			
Blechdicke	12 mm			
Werkstoff	S235J2+N			
Nachbehandlung	HFH			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Bemerkung	-			
Versuchsergebnisse				
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N	Rissausgang	Bemerkung
B2-6	195	2.030.479	Nü	
B2-7	190	2.751.618	Nü	Anriss Kerbe, Riss GMB
B2-8	200	1.592.008	Nü	
B2-9	225	326.344	Nü	
B2-10	210	634.261	Nü	
B3-1	210	1.092.175	Nü	
B3-2	205	1.690.532	Nü	
B3-5	205	1.691.776	Nü	
B3-6	215	1.337.523	Nü	
B3-7	195	2.120.791	Nü	

The figure is a log-log plot showing the relationship between the nominal stress range $\Delta\sigma$ [N/mm²] on the y-axis and the number of cycles N [-] on the x-axis. The y-axis ranges from 10 to 1000, and the x-axis ranges from 10,000 to 10,000,000. The data points, represented by squares, show a general trend where the stress range decreases as the number of cycles increases. A legend indicates that the data points belong to 'Serie B2 und B3 (HFH gering)'. An inset diagram shows a cross-section of a stiffener with a notch and a stress range $\Delta\sigma$ indicated. The material is identified as S235.

C.7. Versuchsergebnisse Serie HFH hoch

Bauteilserie B4				
Probekörpertyp	Quersteife			
Blechdicke	12 mm			
Werkstoff	S235J2+N			
Nachbehandlung	HFH			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Bemerkung	-			
Versuchsergebnisse				
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N	Rissausgang	Bemerkung
B4-1	200	2.048.305	Nü	
B4-2	205	1.420.287	Nü	
B4-3	195	2.559.157	Nü	
B4-4	215	689.200	Nü	
B4-5	205	951.508	Nü	
B4-6	195	1.714.645	Nü	
B4-7	190	4.338.098	Nü	
B4-8	200	2.505.512	Nü	
B4-9	225	472.778	Nü	
B4-10	210	1.061.077	Nü	

Legend: ■ Serie B4 (HFH hoch)

Material: S235

C.8. Bruchbilder

Tabelle C- 10: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B1











			
B1-1 oben	B1-1 unten	B1-2 oben	B1-2 unten
			
B1-3 oben	B1-3 unten	B1-4 oben	B1-4 unten
			
B1-5 oben	B1-5 unten		

Tabelle C- 11: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B2



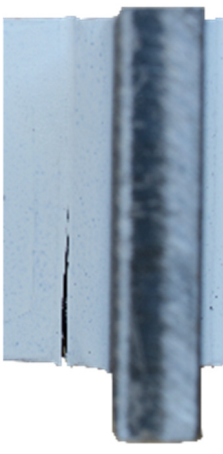
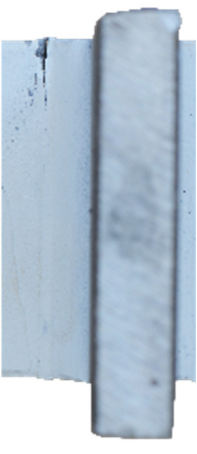








			
B2-1 vorne	B2-1 hinten	B2-2 vorne	B2-2 hinten
			
B2-3 oben	B2-3 unten	B2-4 oben	B2-4 unten
			
B2-5 oben	B2-5 unten	B2-6 oben	B2-6 unten

Tabelle C-11: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B2 (fortgesetzt)









			
B2-7 oben	B2-7 unten	B2-8 oben	B2-8 unten
			
B2-9 oben	B2-9 unten	B2-10 oben	B2-10 unten

Tabelle C- 12: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B3



















			
B3-1 oben	B3-1 unten	B3-2 vorne	B3-2 hinten
			
B3-5 vorne	B3-5 hinten	B3-6 oben	B3-6 unten
			
B3-7 vorne	B3-7 hinten		

Tabelle C- 13: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B4

			
B4-1oben	B4-1 unten	B4-2 oben	B4-2 unten
			
B4-3oben	B4-3 unten	B4-4 oben	B4-4 unten
			
B4-5oben	B4-5 unten	B4-6 oben	B4-6 unten

Tabelle C- 13: Übersicht Bruchflächen Bauteilserie B4 (*fortgesetzt*)

			
B4-7 vorne	B4-7 hinten	B4-8 oben	B4-8 unten
			
B4-9 oben	B4-9 unten	B4-10 oben	B4-10 unten

C.9. Eigenspannungsmessungen

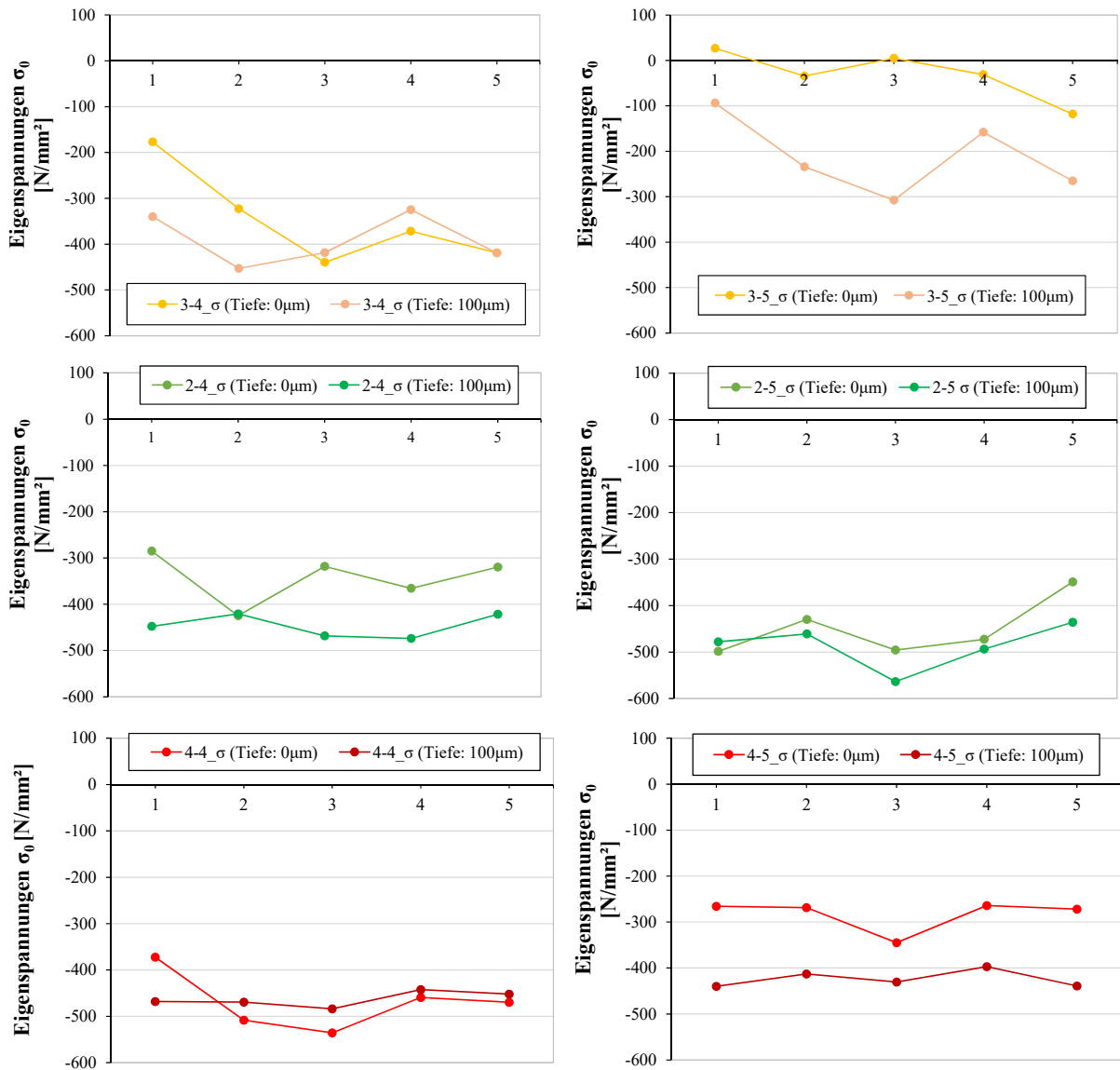


Bild C- 2: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μ m Tiefe) und in 100 μ m Tiefe für den jeweiligen Prüfkörper in Abhängigkeit des Behandlungszustands

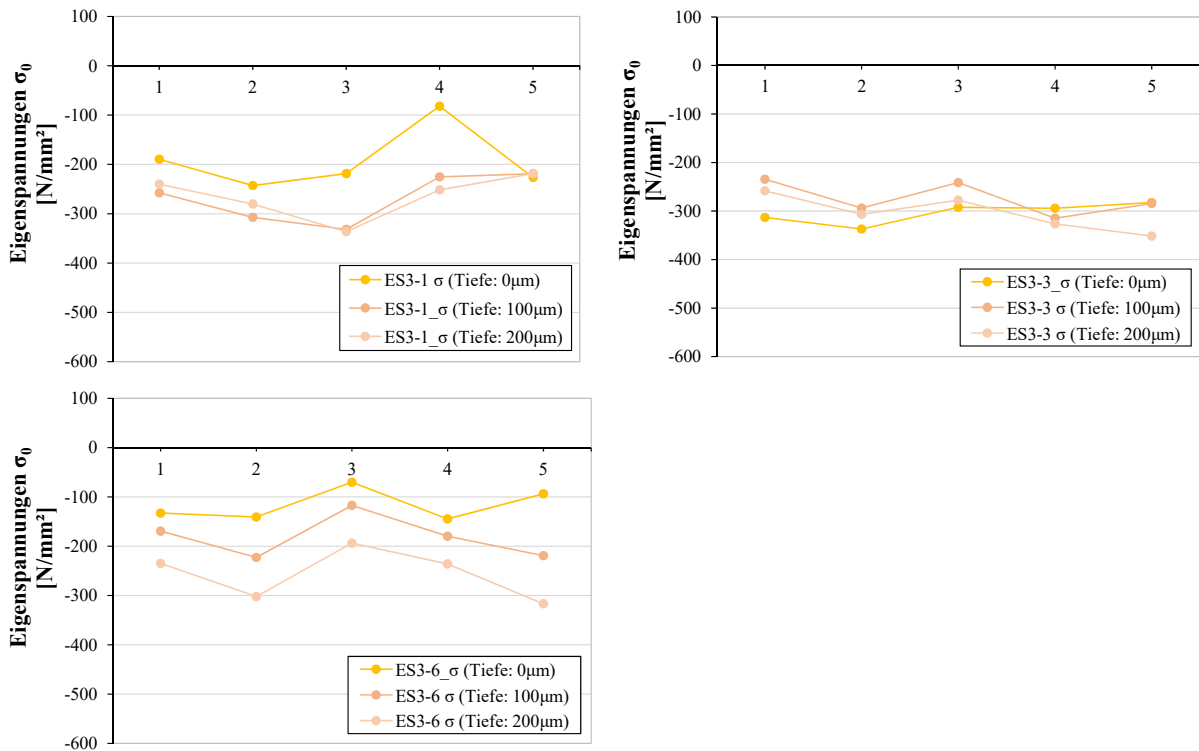


Bild C- 3: Eigenspannungsverlauf am Nahtübergang auf der Hammerspur (0 μm Tiefe), in 100 μm und 200 μm Tiefe für die gering HFH-nachbehandelten Prüfkörper ES3-1, ES3-3, ES3-6

Anhang D

Dokumentation der Stegbiegeversuche aus [91]

D.1.	Übersicht der Stegbiege-Versuchsserien.....	392
D.2.	Geometrie der Stegbiege-Versuchsserien.....	393
D.3.	Materialeigenschaften der verwendeten Bleche.....	394
D.4.	Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 - AW.....	395
D.5.	Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 - PIT.....	396
D.6.	Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 200 - AW.....	397
D.7.	Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 200 - PIT.....	398
D.8.	Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 – negatives Moment.....	399
D.9.	Dehnungsverlauf der Stegbiegeversuche.....	400

Nachfolgend wurden folgende Abkürzungen zur Beschreibung der Versuchsdokumentation genutzt:

AW	unbehandelt / im Zustand „wie geschweißt“ (as welded)
HFH	Schweißnahtübergänge mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) nachbehandelt, zum Einsatz kamen das HiFIT-Verfahren (HiFIT) und das PIT-Verfahren (PIT)
HiFIT	Probekörper wurde HiFIT-behandelt
PIT	Probekörper wurde PIT-behandelt
GM	Grundmaterial
Nü	Nahtübergang (ursprüngliche Naht)
W	Rissausgang von Wurzel im Inneren des Probekörpers

D.1. Übersicht der Stegbiege-Versuchsserien

Tabelle D-1: Übersicht der Kleinversuchsreihen Stegbiegung

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungszustand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Versuche
Stegbiegung	100.1-100.3	AW	10 und 30	S355J2+N (10) S355 ML (30)	9
Stegbiegung	100.4	PIT	10 und 30	S355J2+N (10) S355 ML (30)	4
Stegbiegung	200.1	AW	30 und 100	S355 ML (30) S355 ML Z15 (100)	3
Stegbiegung	200.2	PIT	30 und 100	S355 ML (30) S355 ML Z15 (100)	4
Stegbiegung	100.x.4	AW	10 und 30	S355J2+N (10) S355 ML (30)	3
					23

D.2. Geometrie der Stegbiege-Versuchsserien

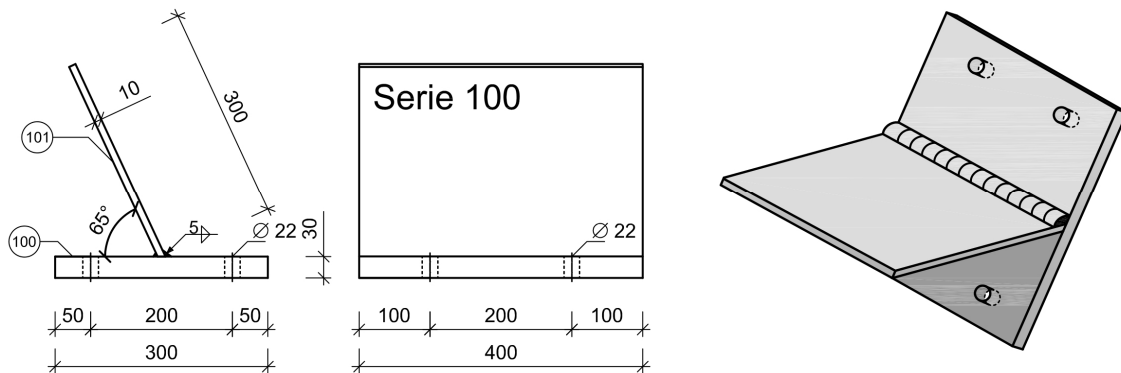


Bild D-1: Geometrie Serie 100

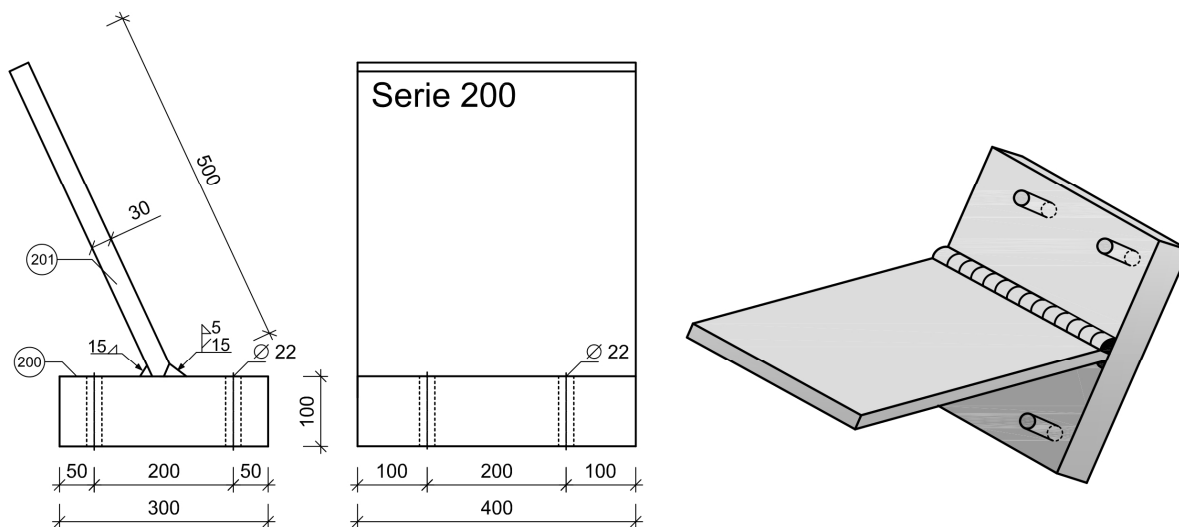


Bild D-2: Geometrie Serie 200

D.3. Materialeigenschaften der verwendeten Bleche

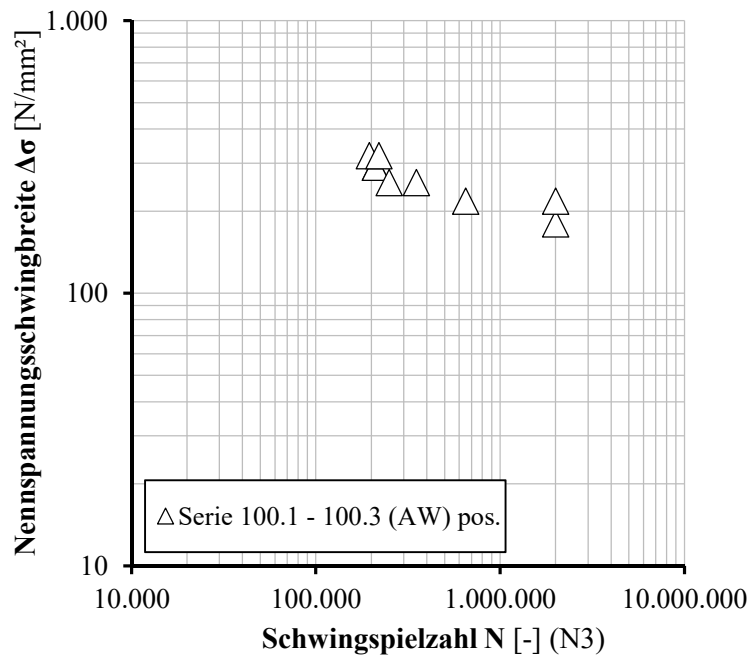
Tabelle D-2: Materialeigenschaften der Kleinversuchsreihen nach Abnahmeprüfzeugnis 3.1

Chargen-Nr.	Blehdicke t [mm]	Stahlgüte und Lieferzustand	Zugfestigkeit f_u [N/mm ²]	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]
391041	10	S355J2+N	556	399	31
390399	30	S355 ML TM	519	409	33
390095	100	S355 ML TM Z15	498	400	30

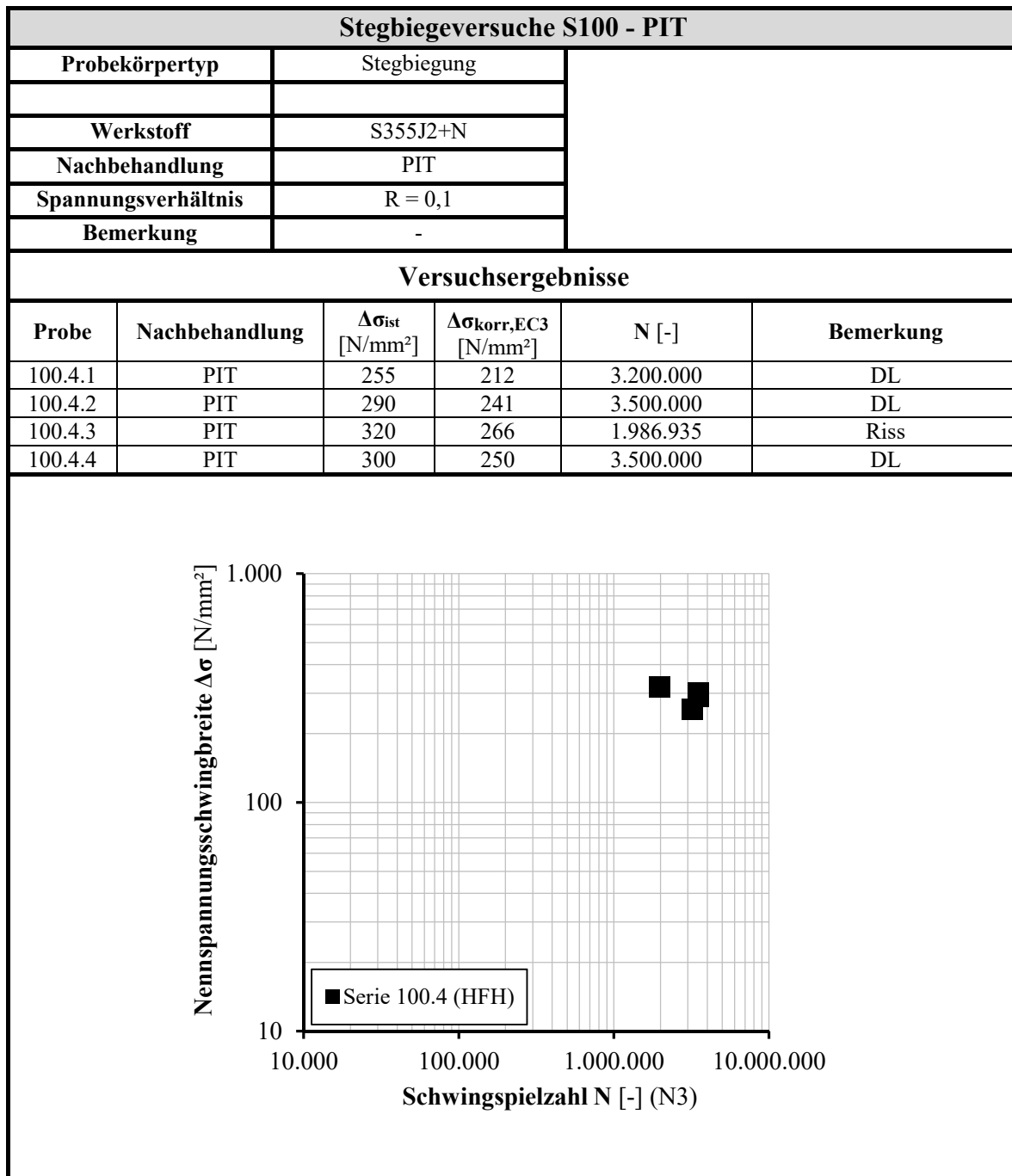
D.4. Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 - AW

Stegbiegeversuche S100 - AW	
Probekörpertyp	Stegbiegung
Werkstoff	S355J2+N
Nachbehandlung	AW
Spannungsverhältnis	R = 0,1
Bemerkung	-

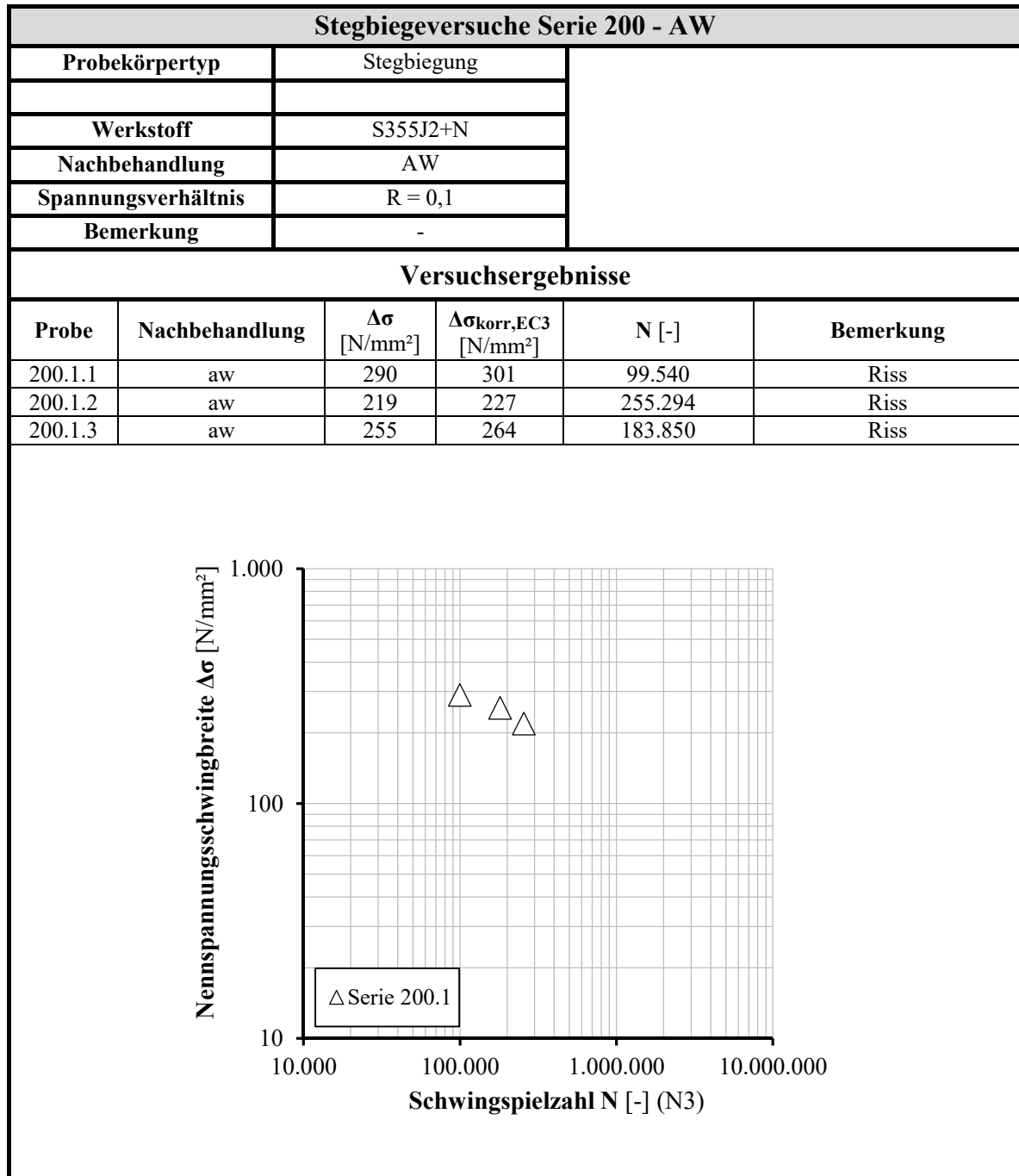
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{korr,EC3}}$ [N/mm ²]	N [-]	Bemerkung
100.1.1	aw	290	241	389.405	Riss
100.1.2	aw	219	182	149.925	Riss
100.1.3	aw	290	241	349.570	Riss
100.2.1	aw	180	150	3.346.495	Riss
100.2.2	aw	219	182	3.030.683	DL
100.2.3	aw	255	212	721.700	Riss
100.3.1	aw	255	212	495.925	Riss
100.3.2	aw	320	266	214.751	Riss
100.3.3	aw	320	266	220.318	Riss



D.5. Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 - PIT



D.6. Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 200 - AW

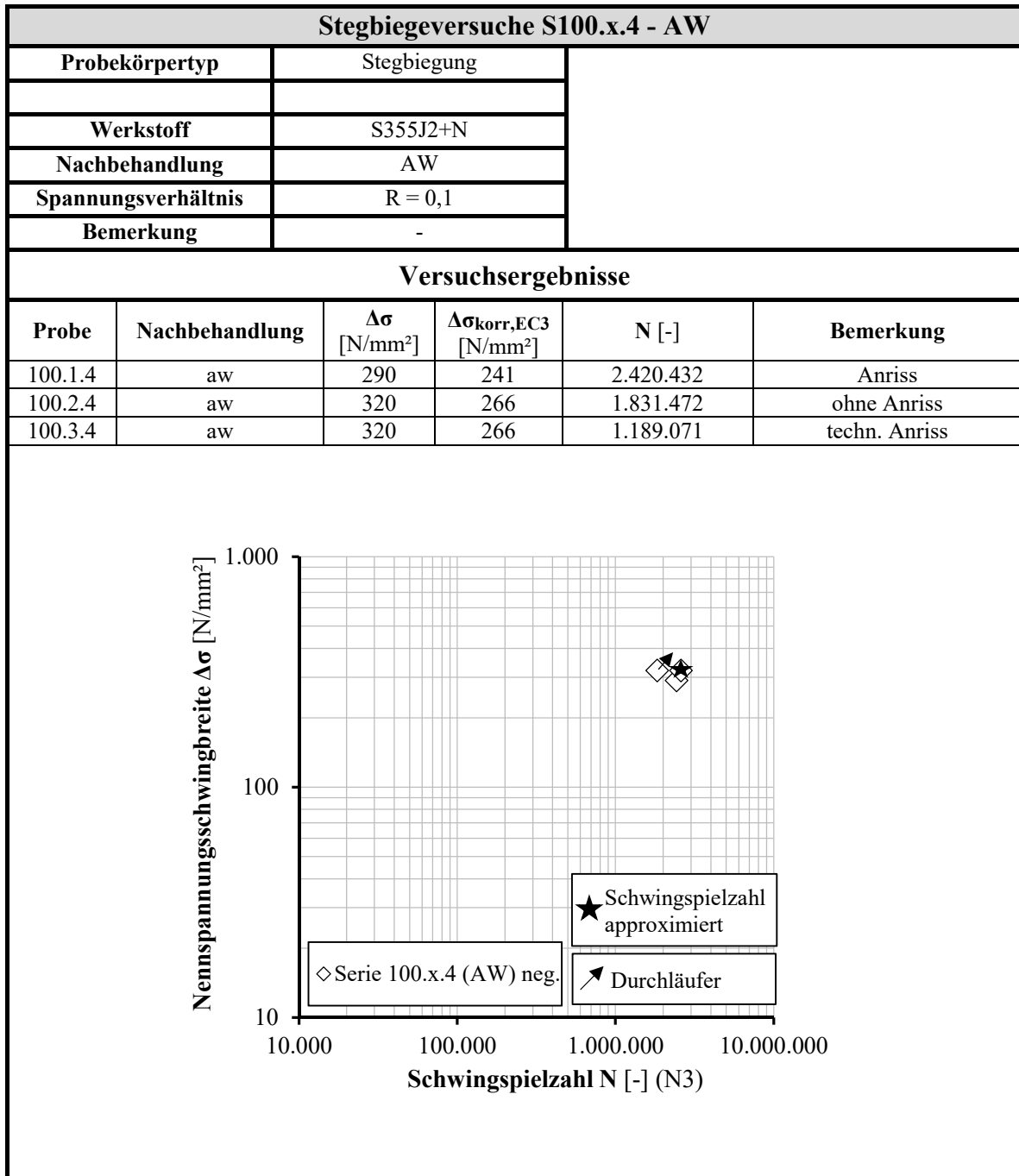


D.7. Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 200 - PIT

Stegbiegeversuche Serie 200 - PIT					
Probekörpertyp	Stegbiegung				
Werkstoff	S355J2+N				
Nachbehandlung	PIT				
Spannungsverhältnis	R = 0,1				
Bemerkung	-				
Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{kor,EC3}}$ [N/mm ²]	N [-]	Bemerkung
200.2.1	PIT	255	264	807.973	Riss
200.2.2	PIT	219	227	1.080.587	Riss
200.2.3	PIT	290	301	271.700	Riss
200.2.4	PIT	290	301	208.500	Riss

□ Serie 200.2 (HFH)

D.8. Ergebnisse der Stegbiegeversuche Serie 100 – negatives Moment



D.9. Dehnungsverlauf der Stegbiegeversuche

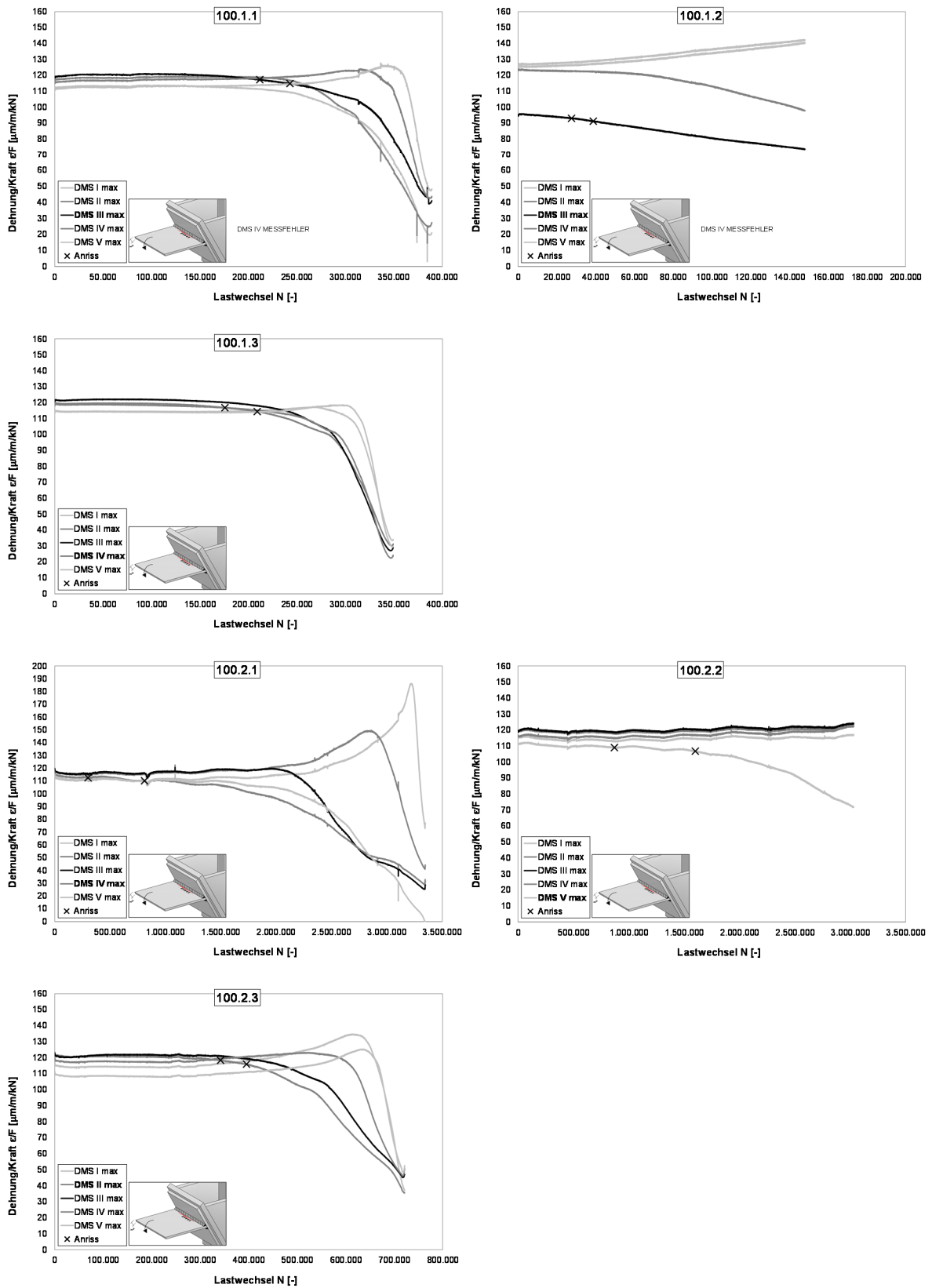


Bild D-3: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl unbehandelter Prüfkörper

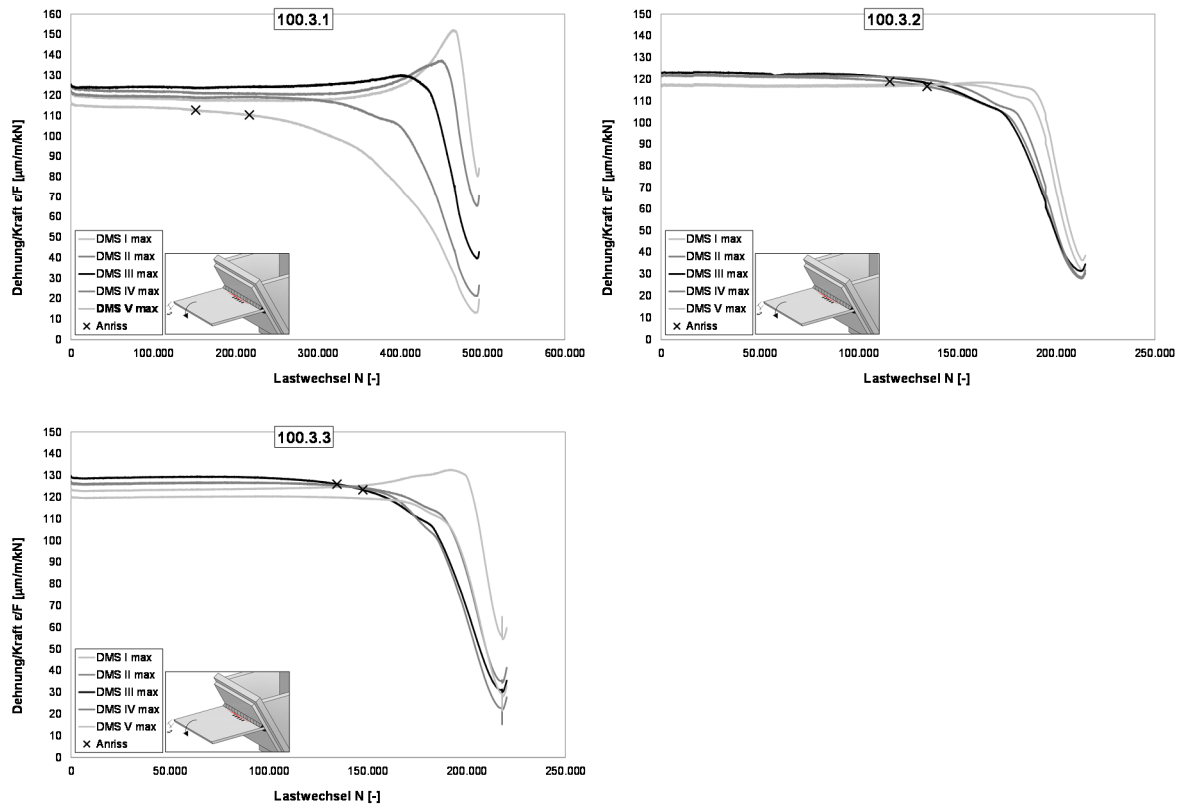


Bild D-4: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl un behandelter Prüfkörper

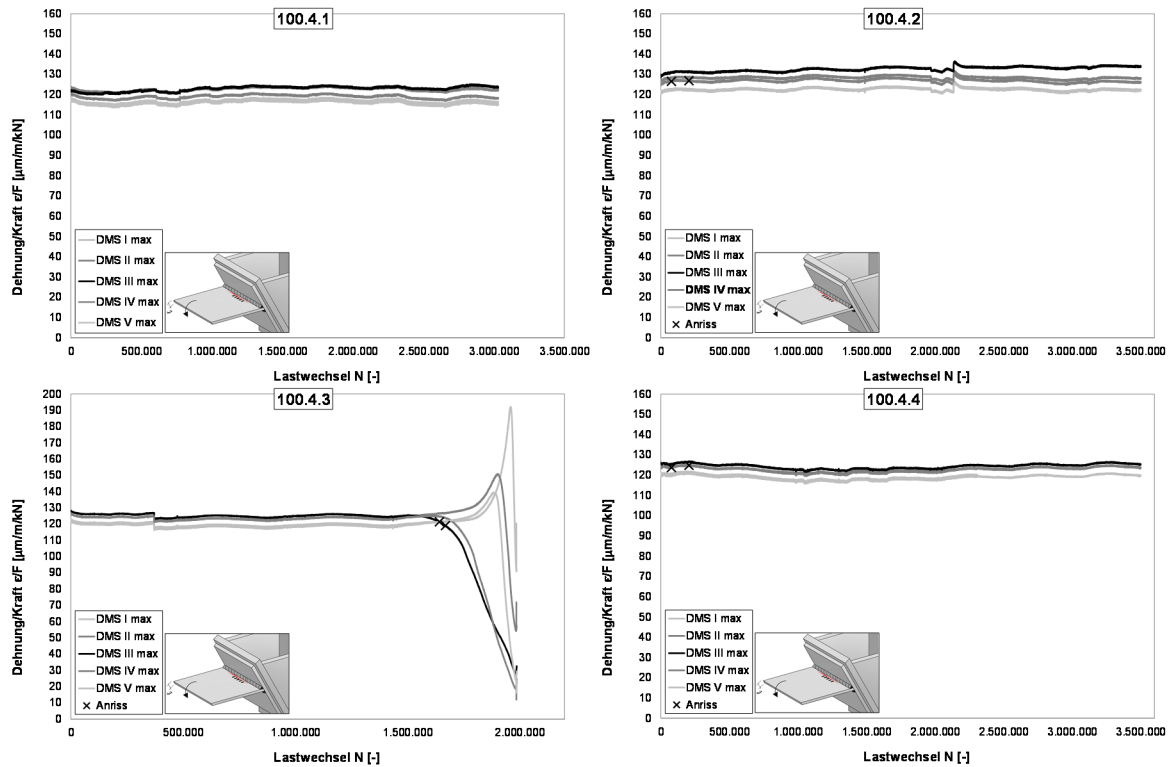


Bild D-5: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl HFH-behandelter Prüfkörper

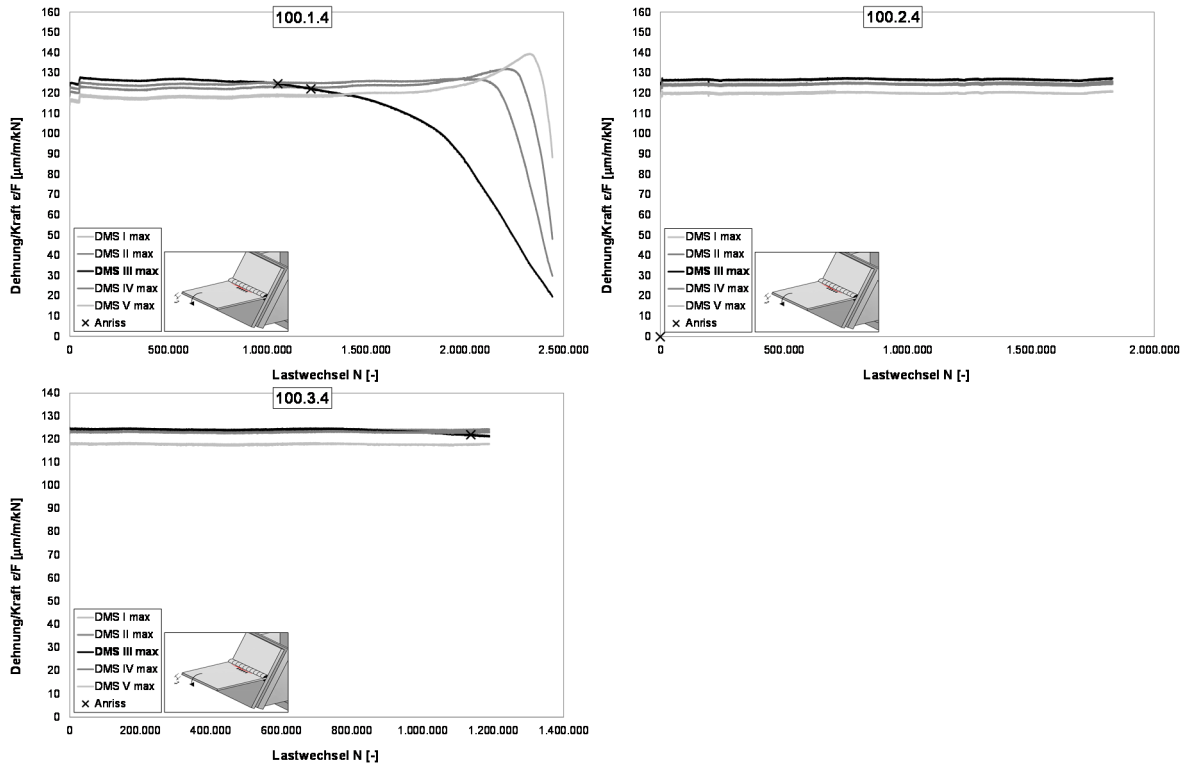


Bild D-6: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl un behandelter Prüfkörper

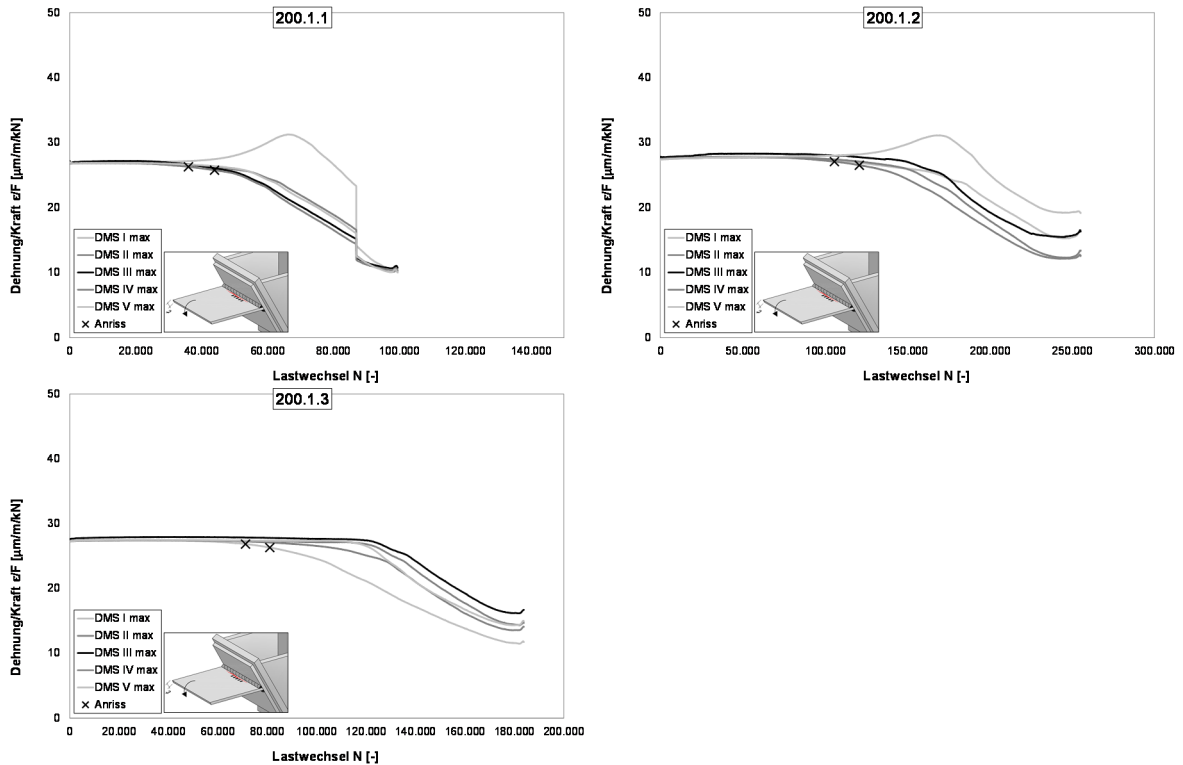


Bild D-7: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl un behandelter Prüfkörper

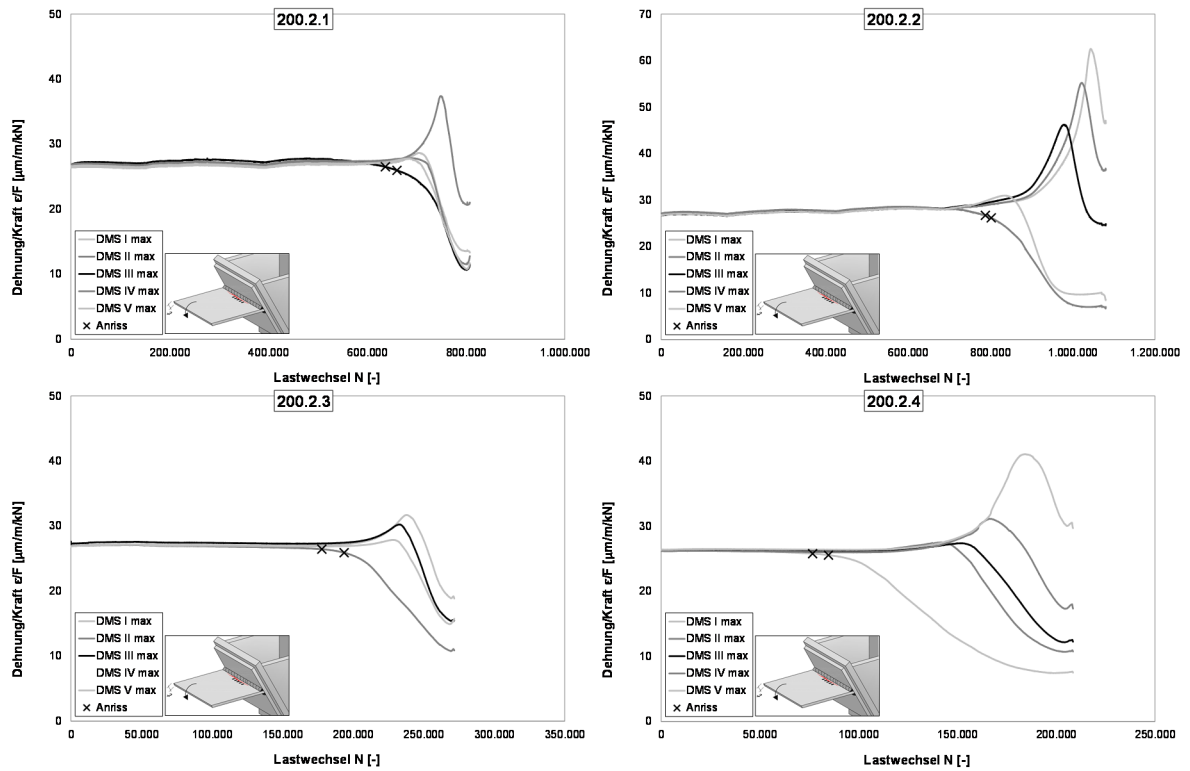


Bild D-8: Ermittlung der Anrisschwingspielzahl HFH-behandelter Prüfkörper

Anhang E

Dokumentation der Trogbrückenversuche aus [91]

E.1.	Übersicht der Versuchsserie	406
E.2.	Fertigungspläne der Trogbrückenversuche	407
E.3.	Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche	410
E.4.	Messtechnikpläne der Trogbrückenversuche	413
E.5.	Materialkennwerte der verwendeten Bleche	422
E.6.	Ergebnisse der Trogbrückenversuchsserie T.....	423
E.7.	Statischer Dehnungsverlauf der Trogbrückenversuche am Beispiel T2	424
E.8.	Dynamischer Dehnungsverlauf der Trogbrückenversuche am Beispiel T2.....	427

Nachfolgend wurden folgende Abkürzungen zur Beschreibung der Versuchsdokumentation genutzt:

AW	unbehandelt / im Zustand „wie geschweißt“ (as welded)
HFH	Schweißnahtübergänge mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) nachbehandelt, zum Einsatz kam das PIT-Verfahren (PIT)
PIT	Probekörper wurde PIT-behandelt
GM	Grundmaterial
Nü	Nahtübergang (ursprüngliche Naht)
W	Rissausgang von Wurzel im Inneren des Probekörpers

E.1. Übersicht der Versuchsserie

Tabelle E-1: Übersicht der Trogbrückenversuchsserie

Kerbdetail	Serien-Bezeichnung	Behandlungszustand	Blechdicke [mm]	Werkstoff	Anzahl Versuche
Trogbrückenversuch	T	AW / PIT	10, 20, 30	S355J2+N (10, 20) S355 ML (30)	4

E.2. Fertigungspläne der Trogbrückenversuche

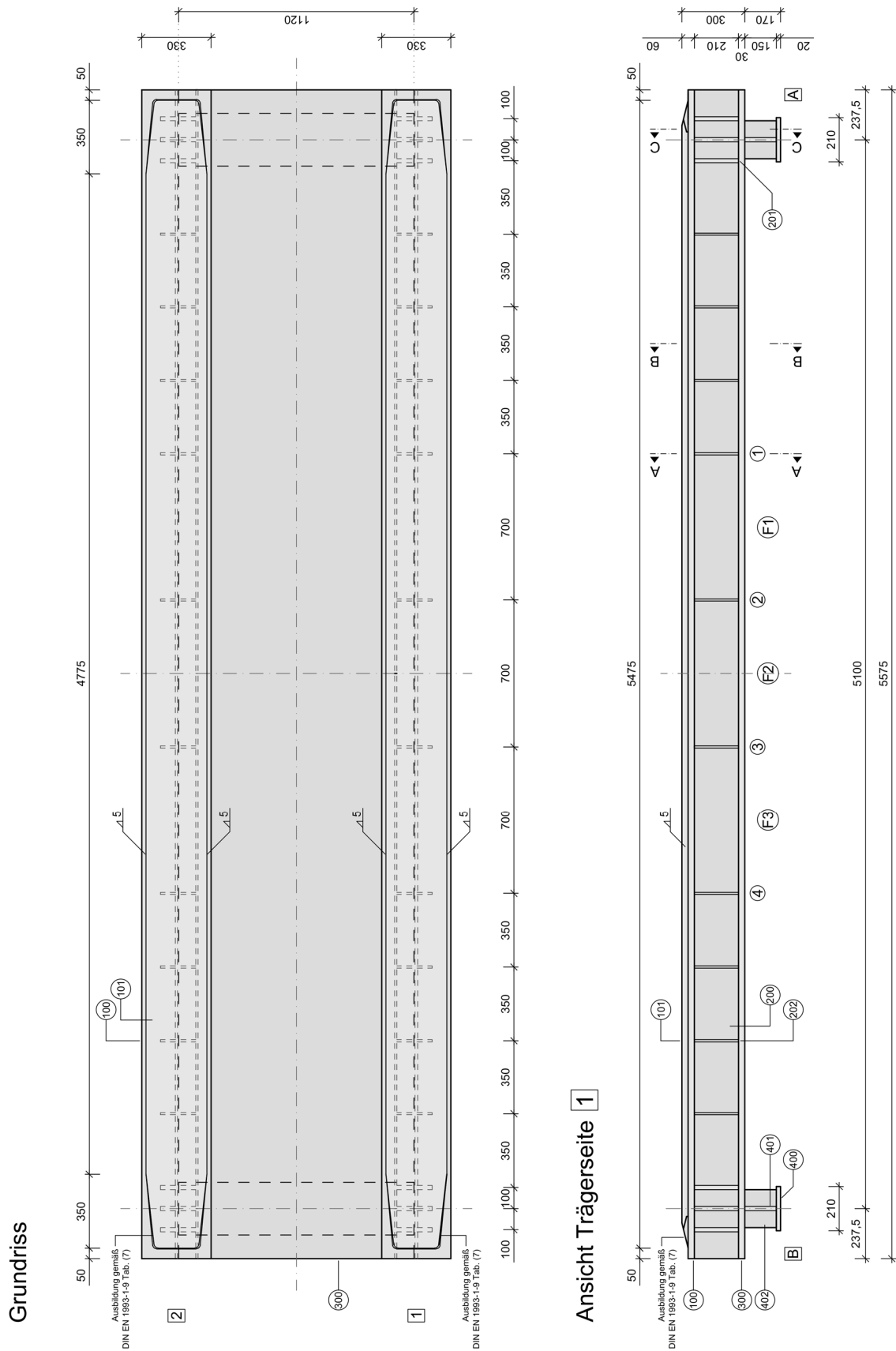
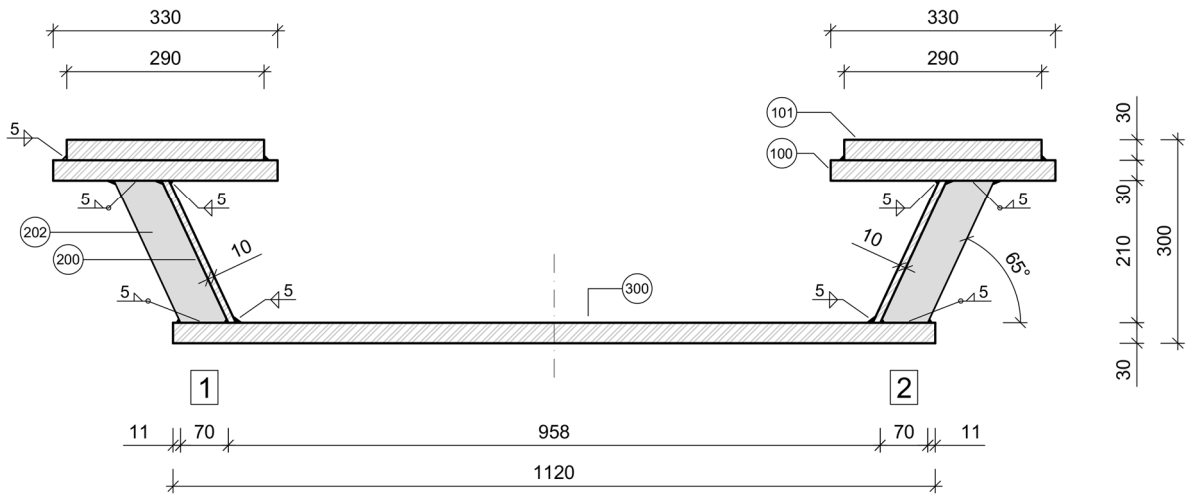


Bild E-1: Grundriss und Ansicht des Trogbrückenversuchs

Schnitt A-A



Schnitt B-B

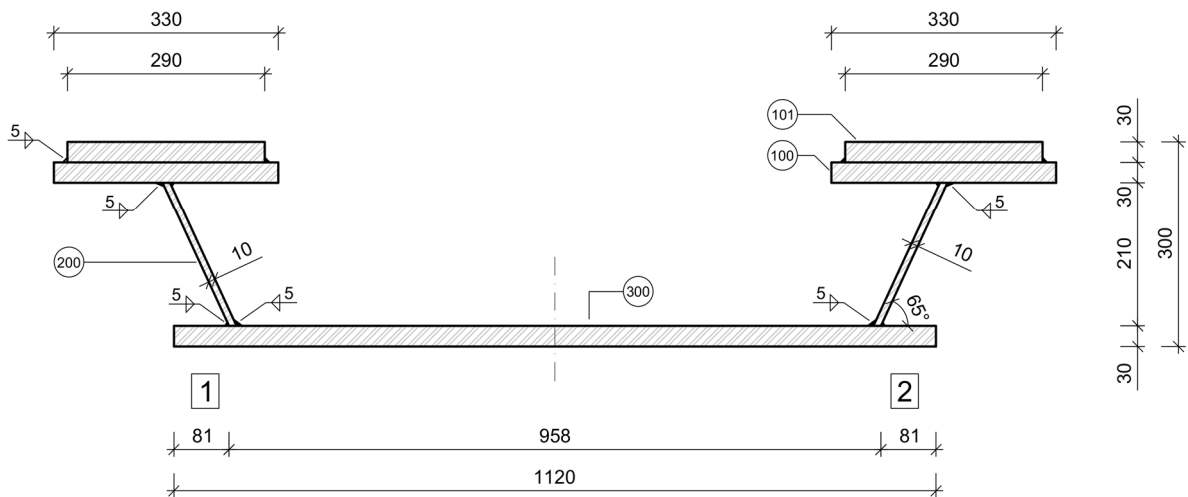
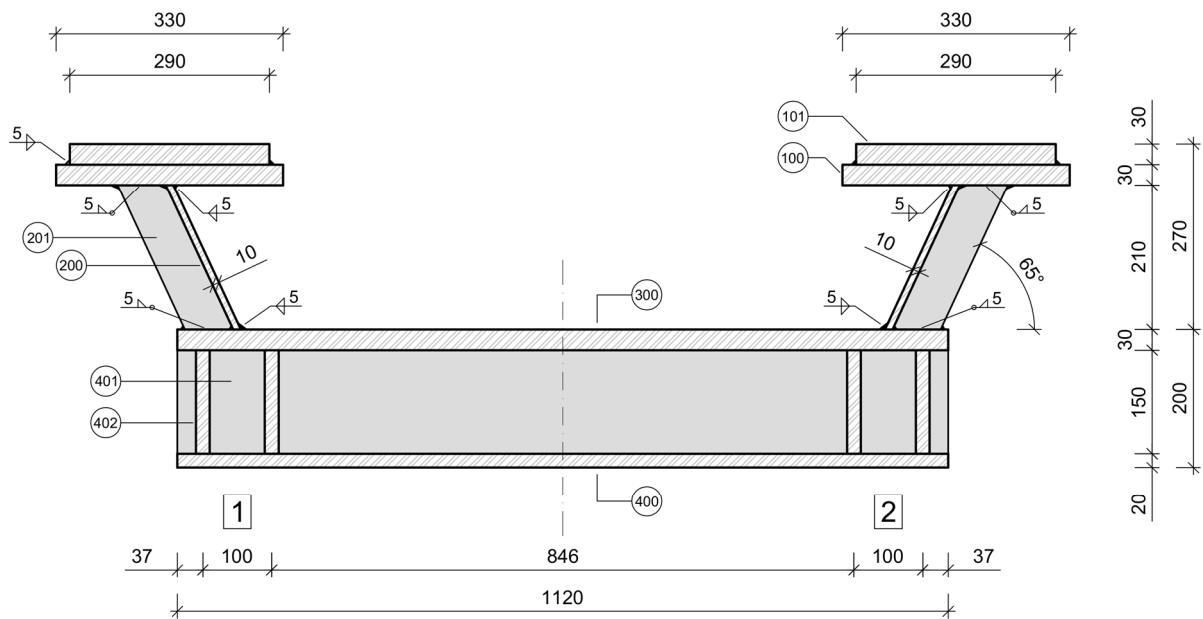


Bild E-2: Regelquerschnitt des Trogbrückenversuchs

Schnitt C-C



Pos. Nr.	Querschnittselement	Stahlgüte	Abmessungen l x b x t
100	Obergurt	S355 ML+Z15	5575 x 330 x 30 mm
101	Obergurtlamelle	S355 ML+Z15	5475 x 290 x 30 mm
200	Steg	S355 J2+N	5575 x 231,7 x 10 mm
201	Steife, Auflagerbereich	S355 J2+N	231,7 x 63,4 x 20 mm
202	Steife, Feldbereich	S355 J2+N	231,7 x 63,4 x 10 mm
300	Fahrbahnblech	S355 ML+Z15	5575 x 1120 x 30 mm
400	EQT, Untergurt	S355 J2+N	1120 x 210 x 20 mm
401	EQT, Steg	S355 J2+N	1120 x 150 x 20 mm
402	EQT, Steife	S355 J2+N	150 x 80 x 20 mm

Bild E-3: Querschnitt des Trogbrückenversuchs am Auflager

E.3. Versuchsaufbau der Trogbrückenversuche

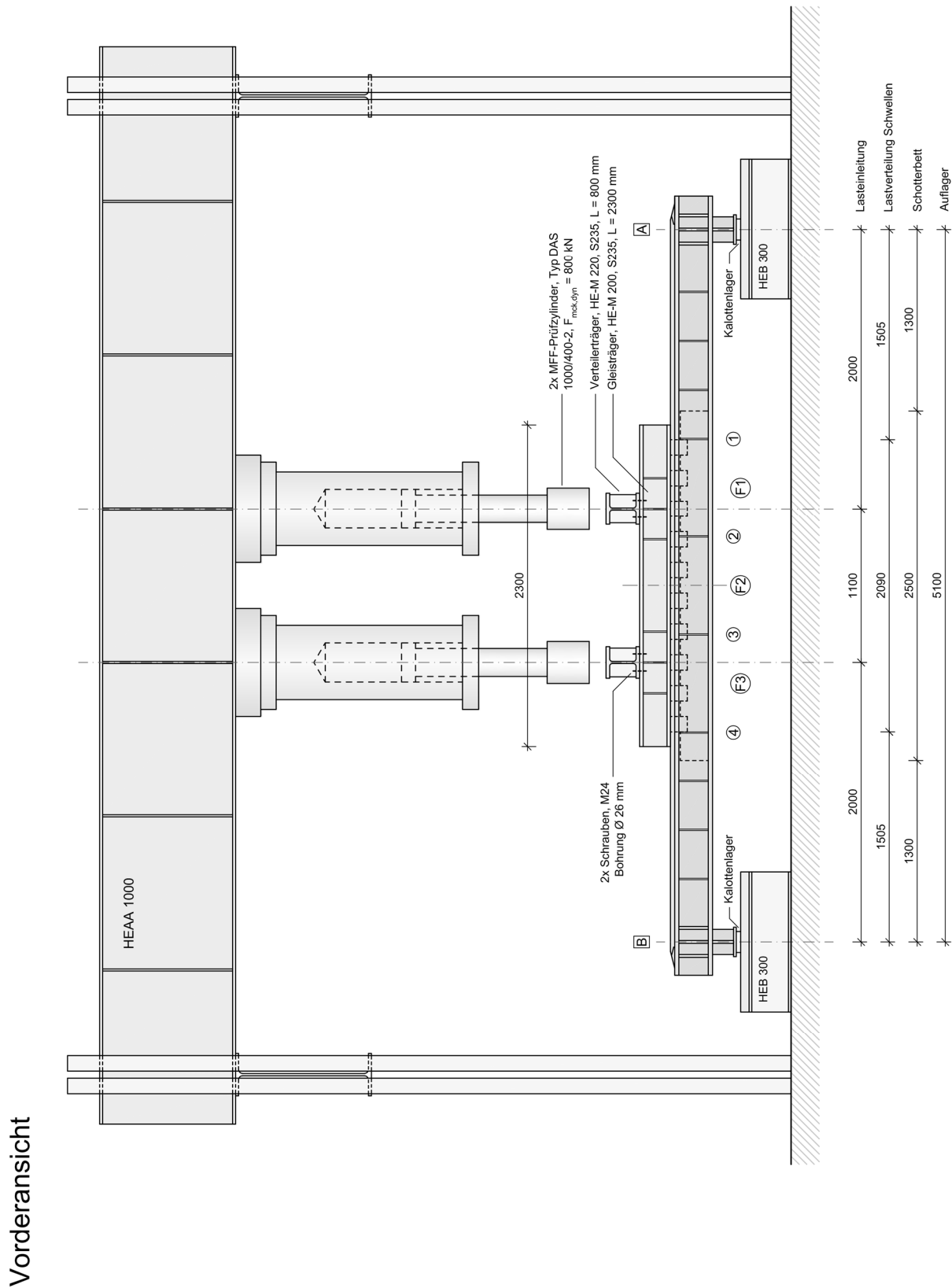


Bild E-4: Versuchsaufbau in der Vorderansicht

Seitenansicht

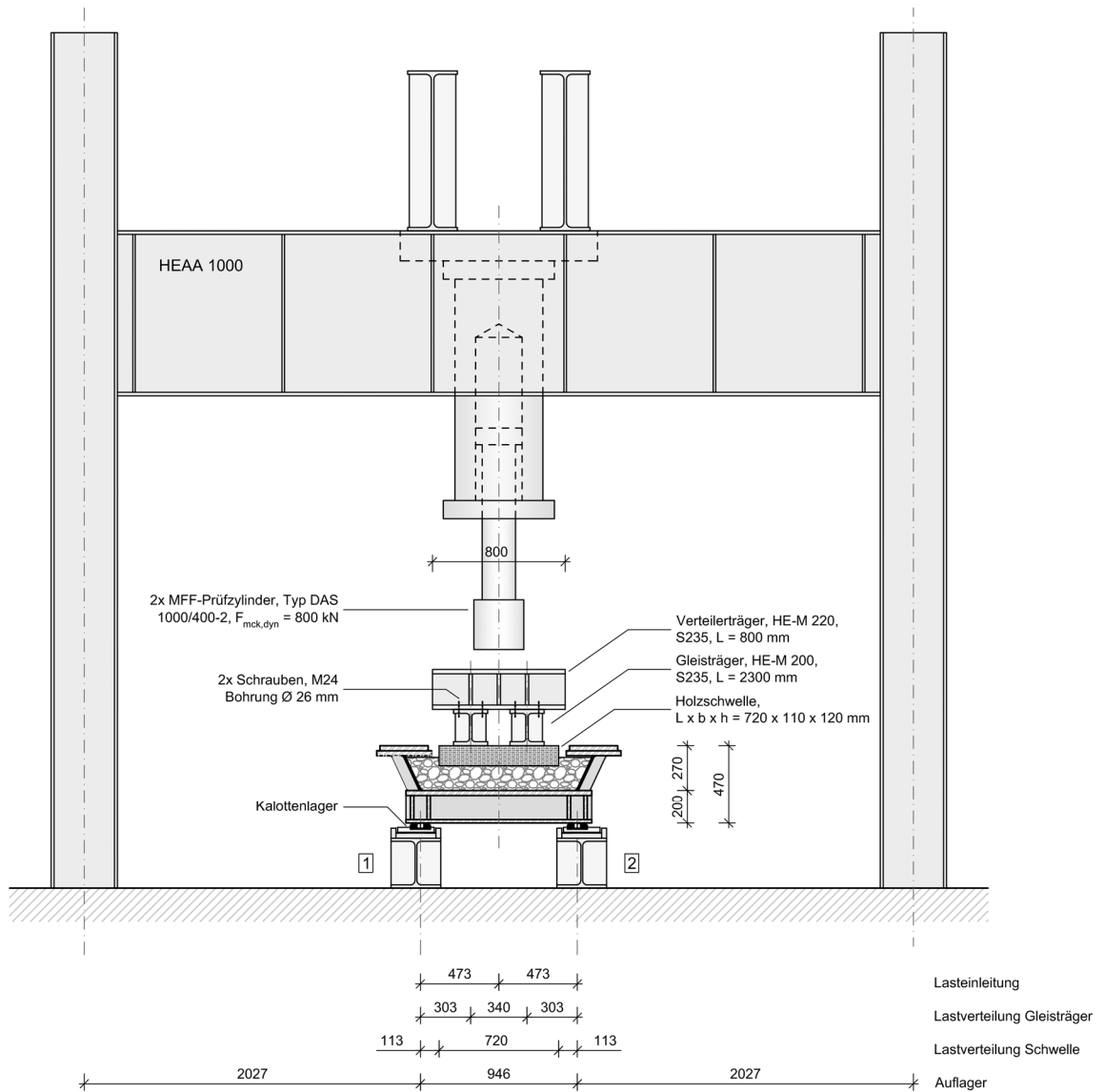
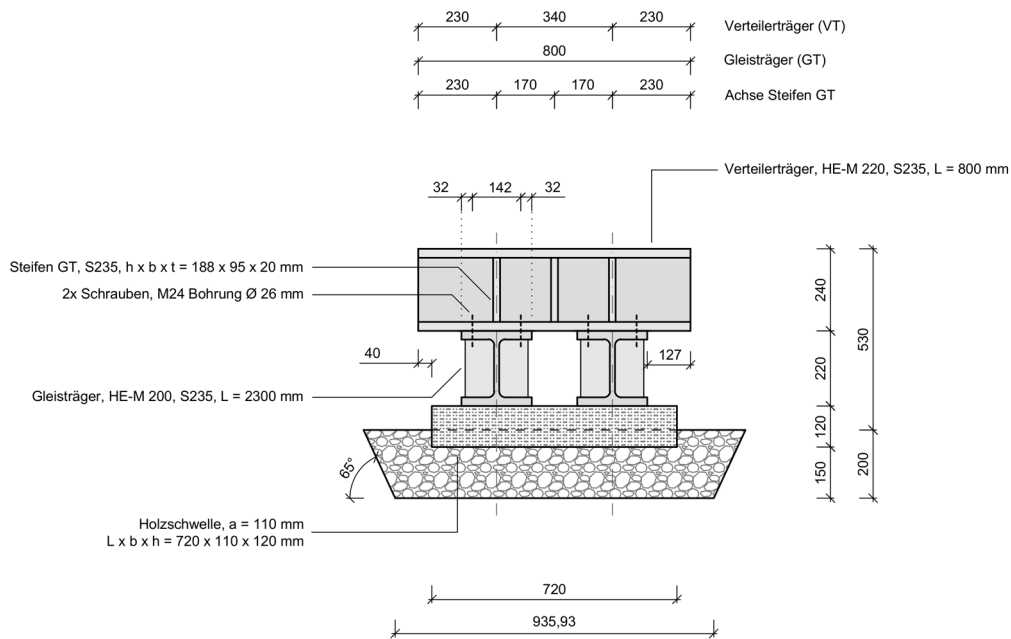


Bild E-5: Versuchsaufbau in der Seitenansicht

Vorderansicht



Seitenansicht

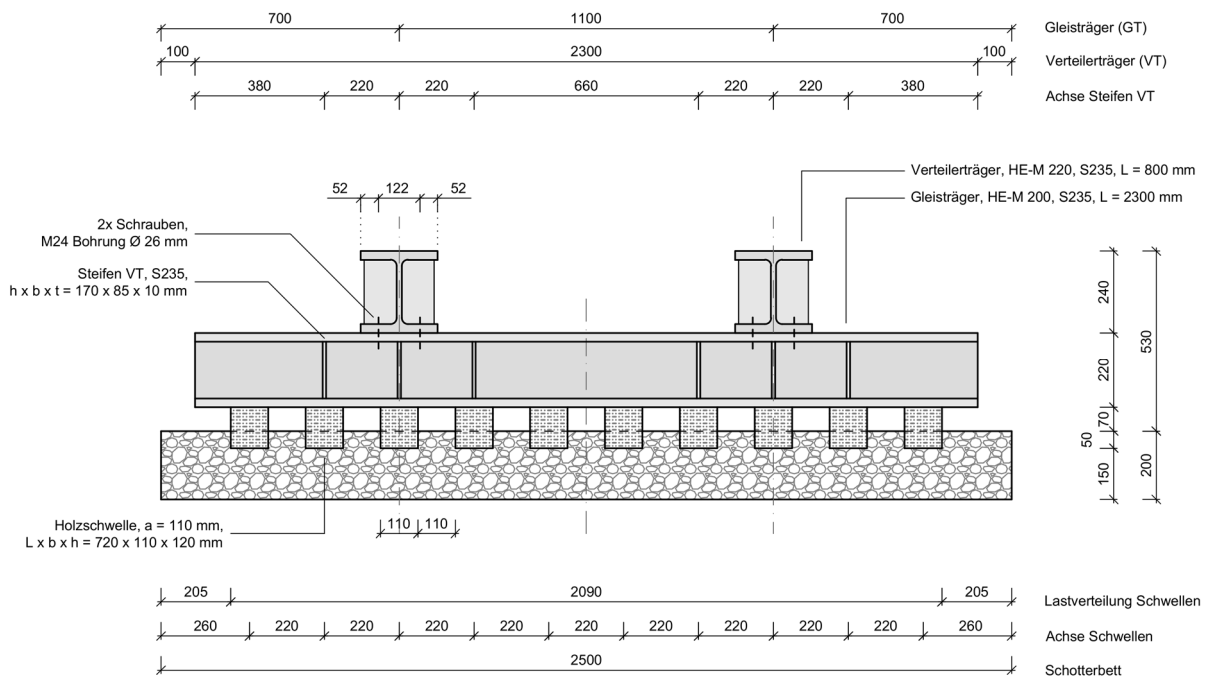


Bild E-6: Lasteinleitungsstruktur

E.4. Messtechnikpläne der Trogbrückenversuche

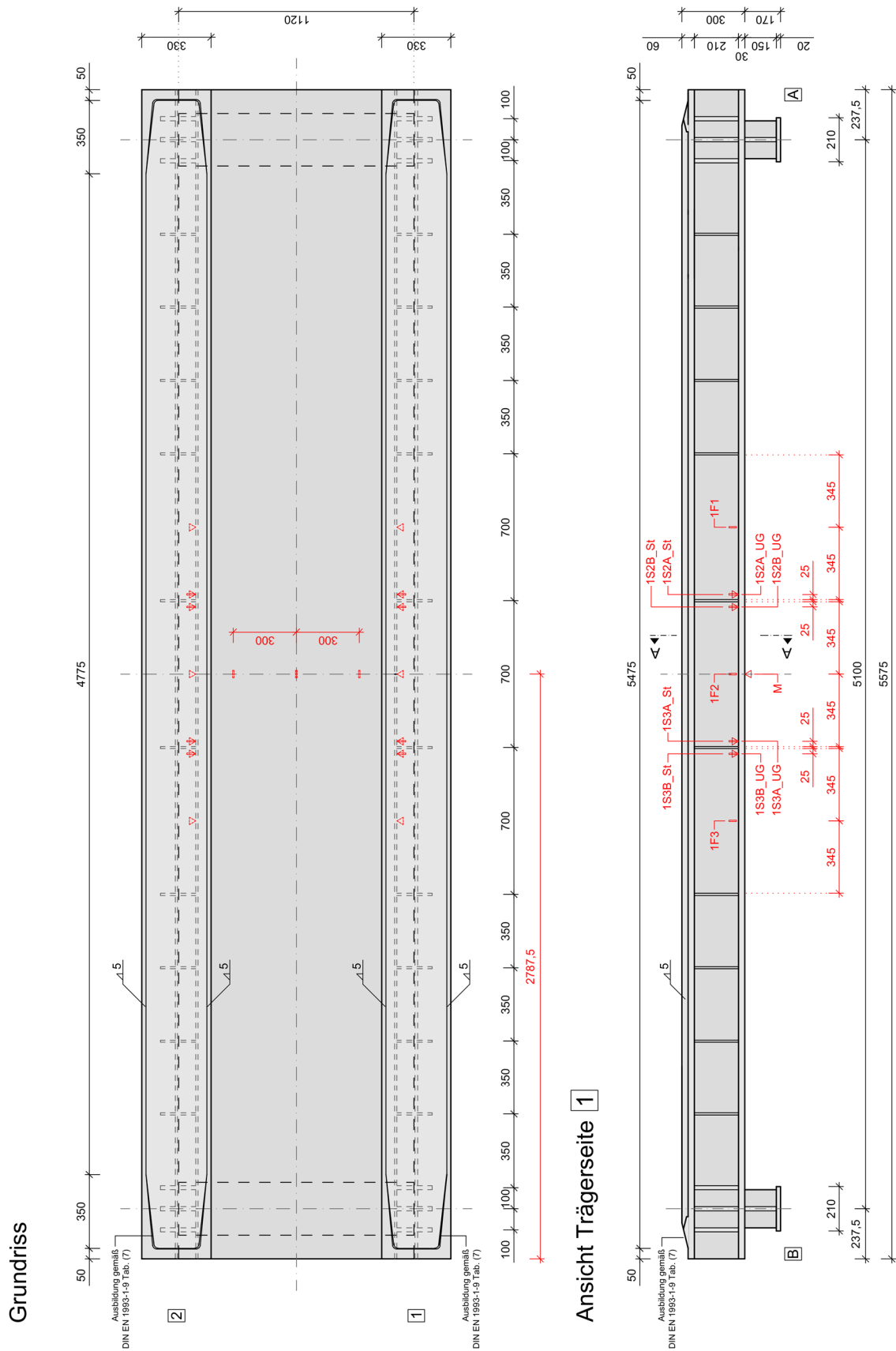


Bild E-7: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen des Trogbrückenversuchs T1

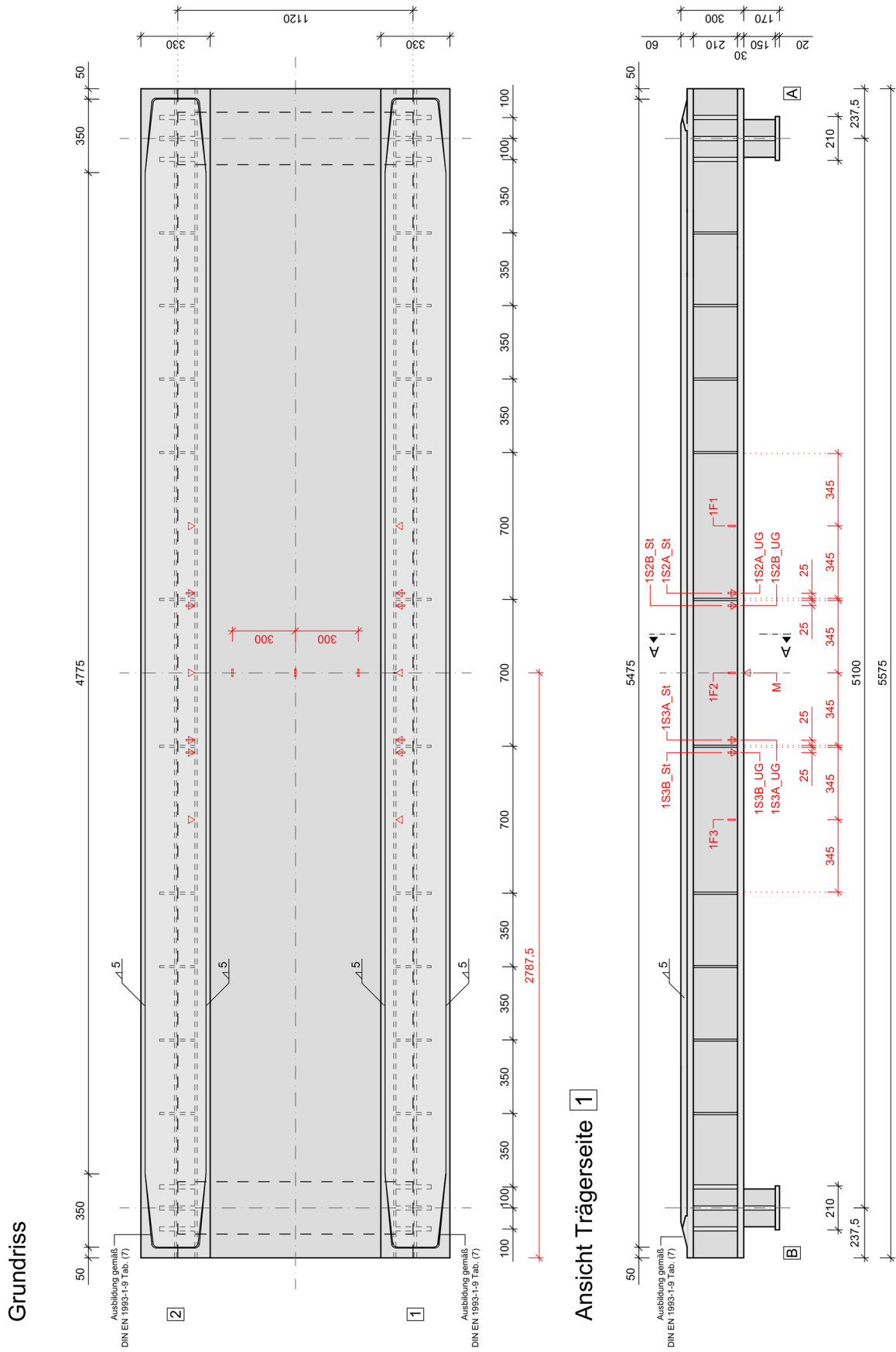
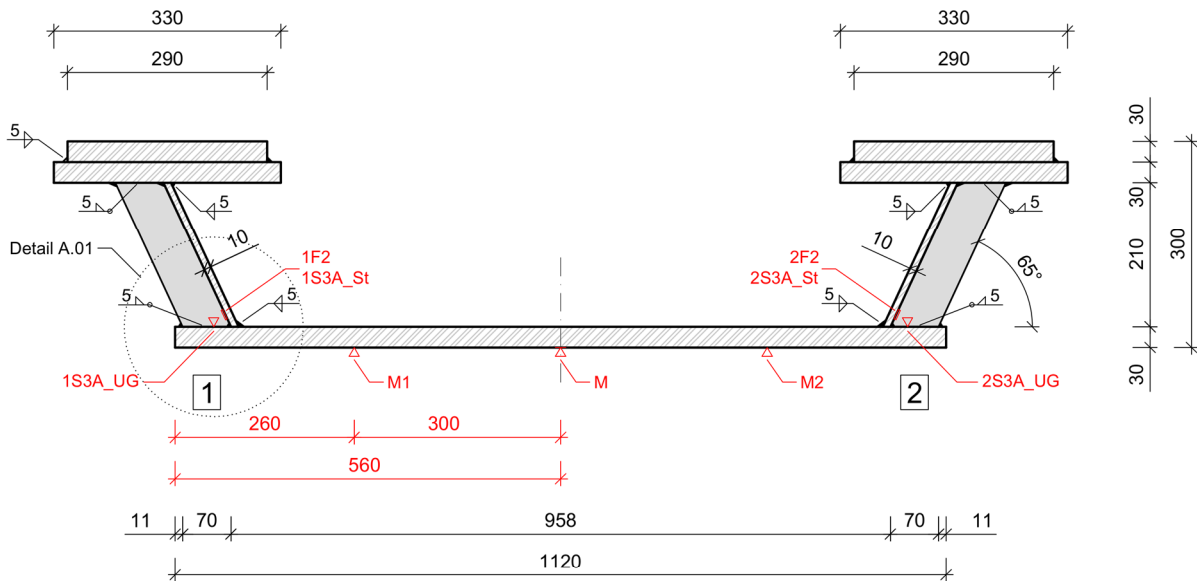
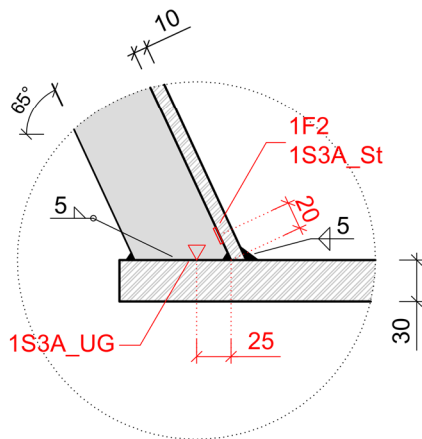


Bild E-9: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen des Trogbrückenversuchs T2

Schnitt A-A



Detail A.01



DMS		
pro Steife 2 DMS	= 8 x 1	= 8 DMS
- 1S3A_UG ; 1S3B_UG		
- 1S2A_UG ; 1S2B_UG		
- 2S3A_UG ; 2S3B_UG		
- 2S2A_UG ; 2S2B_UG		
Stegbiegung an der Steife	= 8 x 1	= 8 DMS
- 1S3A_St ; 1S3B_St		
- 1S2A_St ; 1S2B_St		
- 2S3A_St ; 2S3B_St		
- 2S2A_St ; 2S2B_St		
Feldstegbiegung	= 6 x 1	= 6 DMS
- 1F3 ; 1F2 ; 1F1		
- 2F3 ; 2F2 ; 2F1		
Mittel für Fahrbahn	= 3 x 1	= 3 DMS
- M1 ; M2		
- M		

Legende	
	DMS - linear (Messrichtung quer)
	DMS - linear (Messrichtung längs)
	DMS - Rosette (Draufsicht)
	DMS - Rosette (Ansicht)

Bild E-10: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen im Querschnitt des Trogbrückenversuchs T2

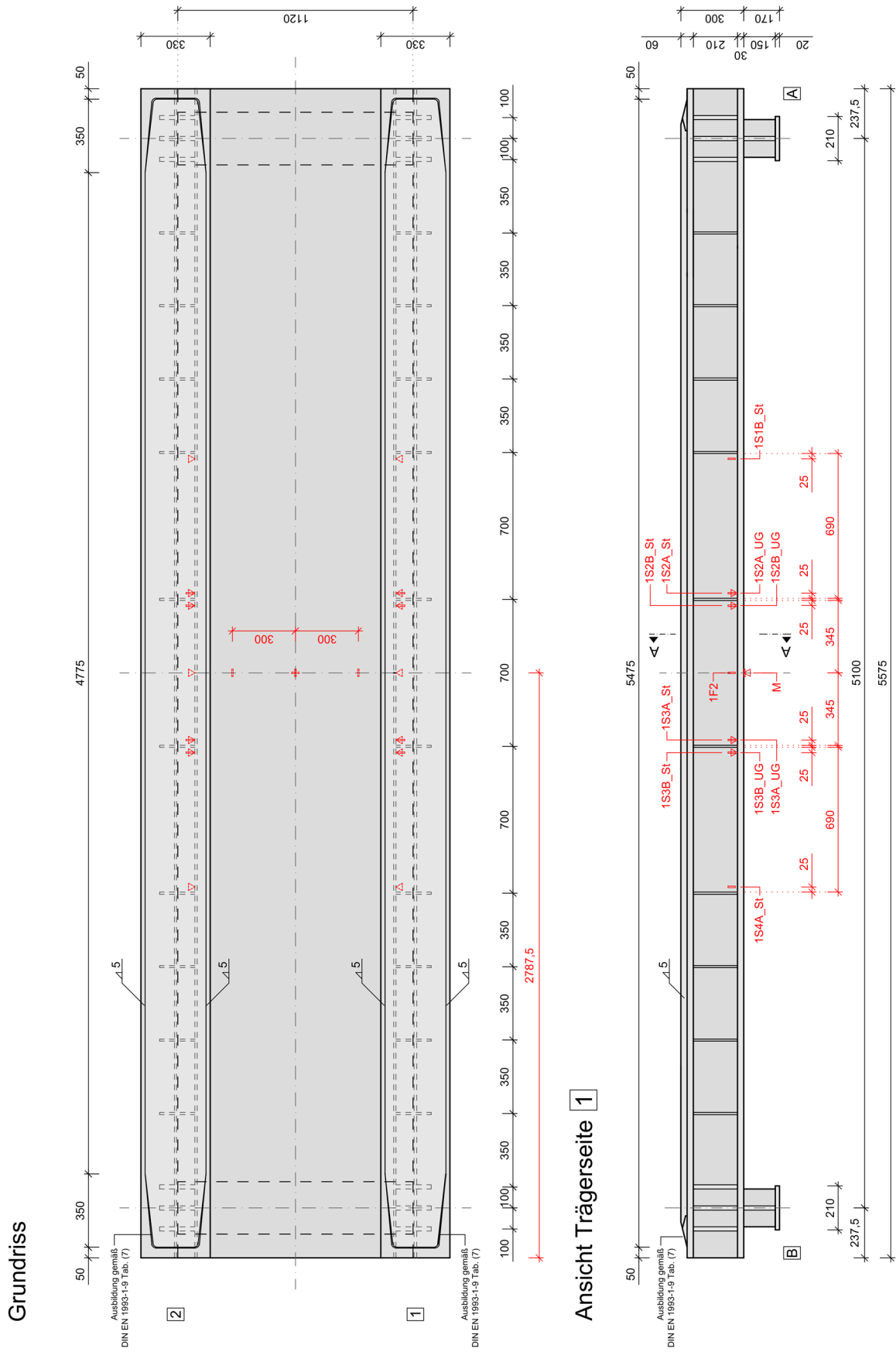
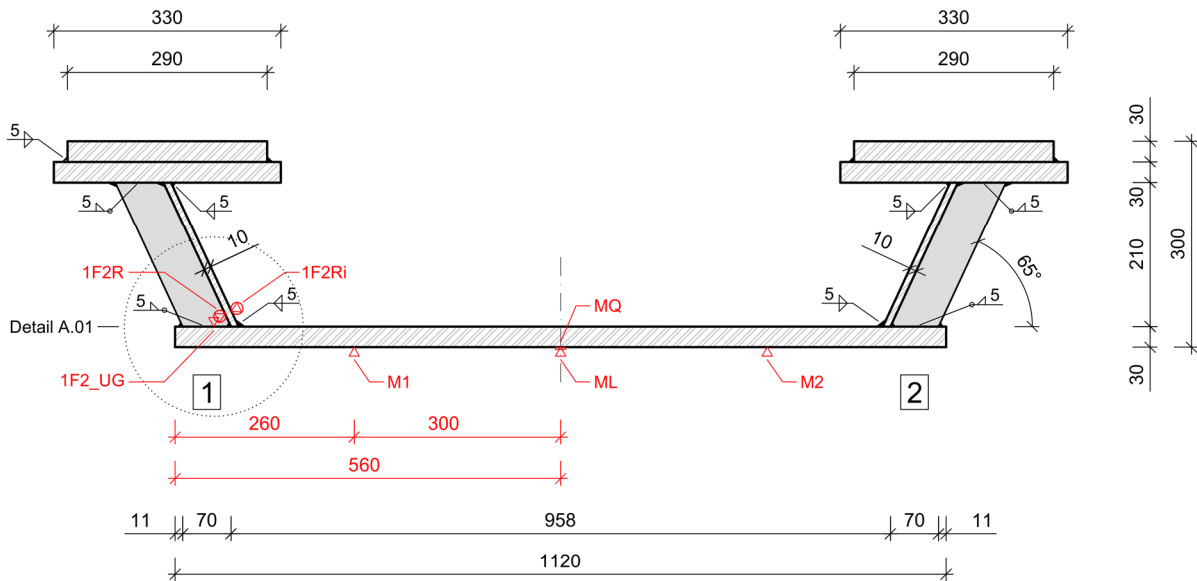
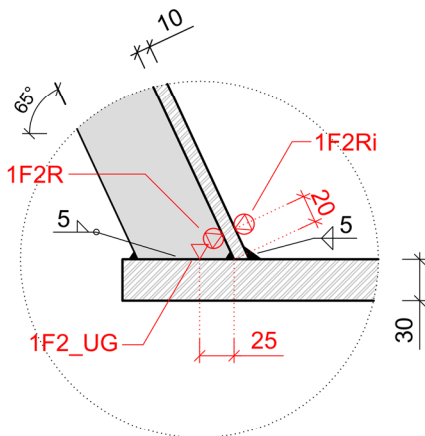


Bild E-11: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen des Trogbriickenversuchs T3

Schnitt A-A



Detail A.01

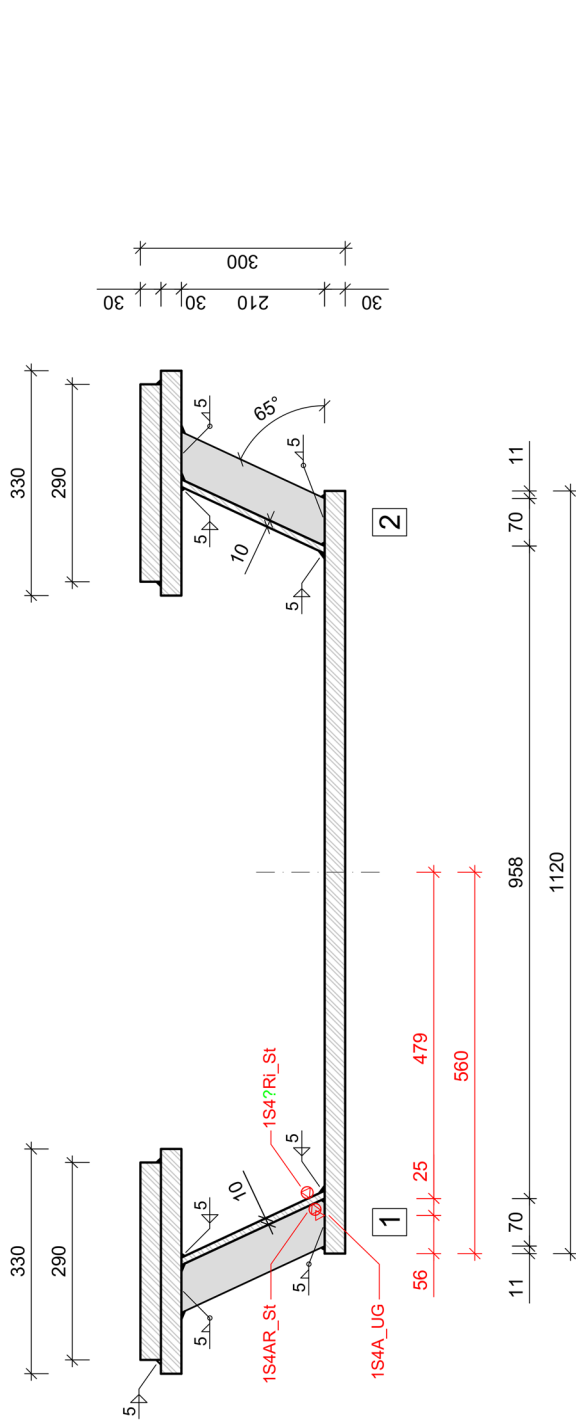


DMS	
pro Steife 2 DMS	= 3 x 1 = 6 DMS
- 1S4A_UG ; 1S4B_UG	
- 1F2_UG	
Stegbiegung an der Steife	= 4 x 3 = 12 DMS
- 1S4AR_St	
- 1S4BR_St	
- 1S4Ri_St	
- 1BRi	
Feldstegbiegung	= 2 x 3 = 6 DMS
- 1F2R	
- 1F2Ri	
Mittel für Fahrbahn	= 4 x 1 = 4 DMS
- M1 ; M2	
- ML ; MQ	

Legende	
	DMS - linear (Messrichtung quer)
	DMS - linear (Messrichtung längs)
	DMS - Rosette (Draufsicht)
	DMS - Rosette (Ansicht)

Bild E-14: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen im Querschnitt des Trogbrückenversuchs T4

Schnitt B-B



Schnitt D-D Trägerseite 1 Innen (unbehandelt)

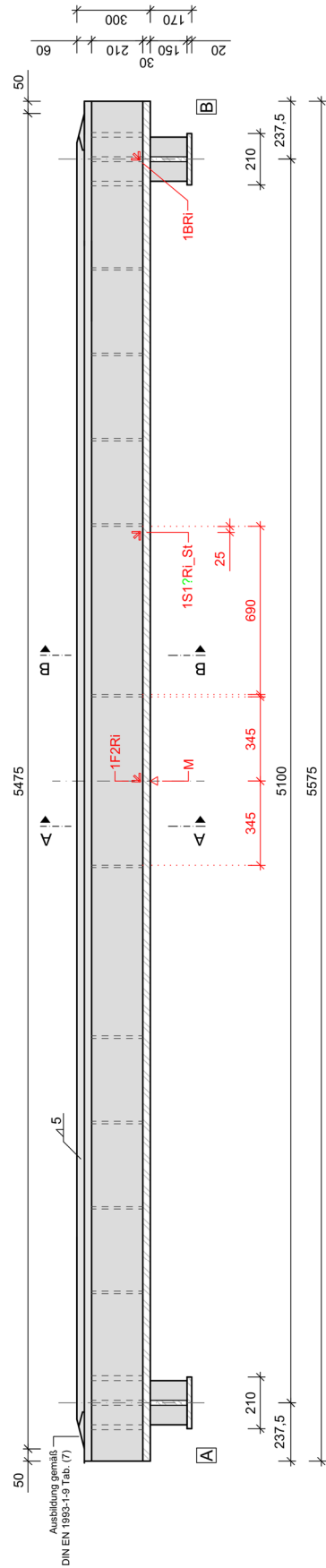


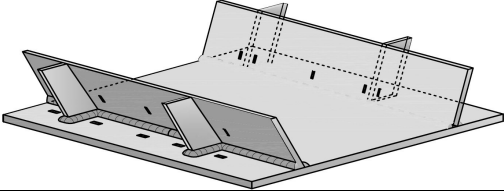
Bild E-15: Lage und Bezeichnung der Dehnmessstellen im Querschnitt des Trogbrückenversuchs T4

E.5. Materialkennwerte der verwendeten Bleche

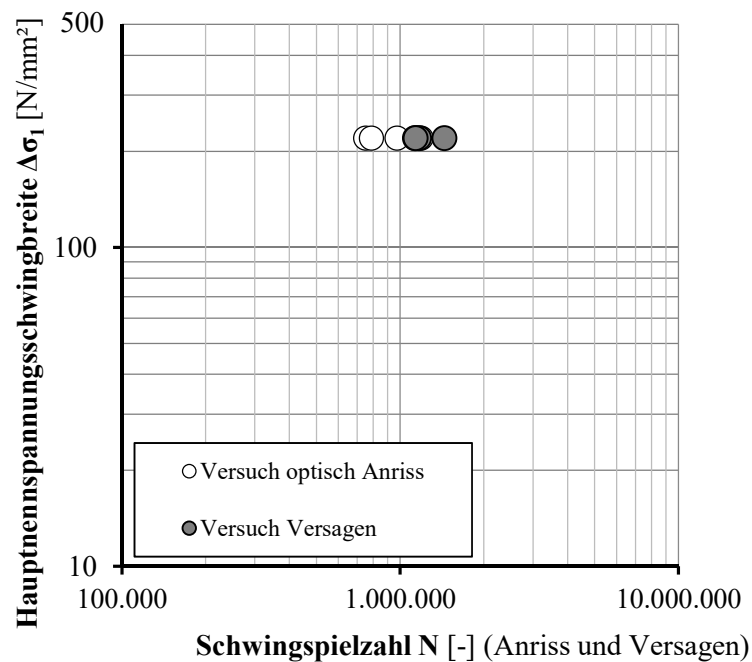
Tabelle E-2: Materialeigenschaften der verwendeten Bleche der Trogbrückenversuche nach Abnahmeprüfzeugnis 3.1

Chargen-Nr.	Blechdicke t [mm]	Stahlgüte und Lieferzustand	Zugfestigkeit f_u [N/mm ²]	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Bruchdehnung A [%]
	10	S355J2+N	556	399	31
	30	S355 ML Z15	532	427	34
	20	S355J2+N	522	387	28

E.6. Ergebnisse der Trogbrückenversuchsserie T

Trogbrückenversuche T		
Probekörpertyp	Trogbrückenversuch	
Werkstoff	S355J2+N	
Nachbehandlung	AW / PIT	
Spannungsverhältnis	R = 0,1	
Bemerkung	-	

Versuchsergebnisse					
Probe	Nachbehandlung	$\Delta\sigma_z$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_1$ [N/mm ²]	N [-]	Bemerkung
T1	AW / PIT	100	220	1.171.260	Durchriss bis zum Obergurt
T2	AW / PIT	100	220	1.131.200	Durchriss bis zum Obergurt
T3	AW / PIT	100	220	1.138.390	Durchriss bis zum Obergurt
T4	AW / PIT	100	220	1.442.930	Durchriss bis zum Obergurt



E.7. Statischer Dehnungsverlauf der Trogrückenversuche am Beispiel T2

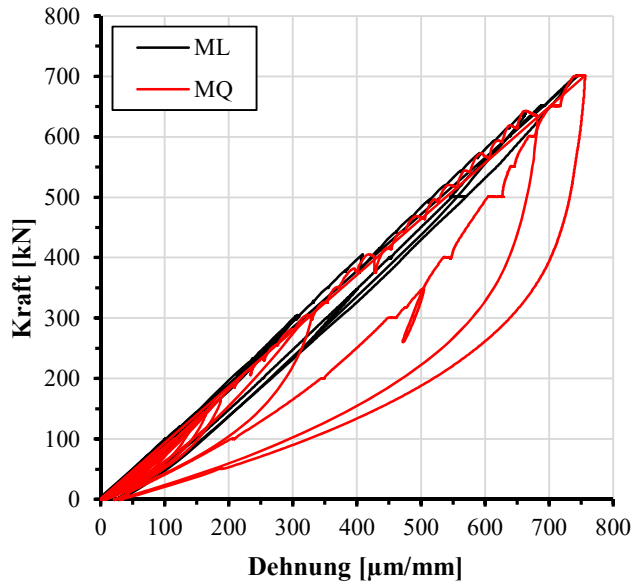


Bild E-16: Längs- und Querdehnungsverlauf unter statischer Vorbelastung am Trogrückenversuch T2

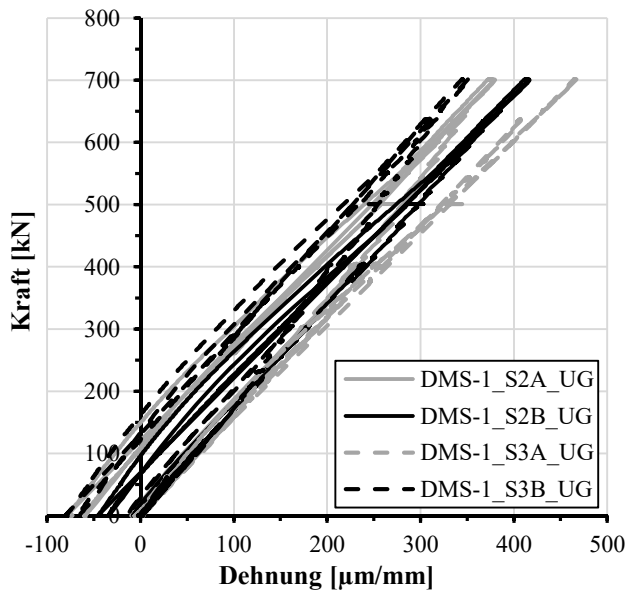


Bild E-17: Untergurtdehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogrückenversuch T2 auf der unbehandelten Trägerseite 1

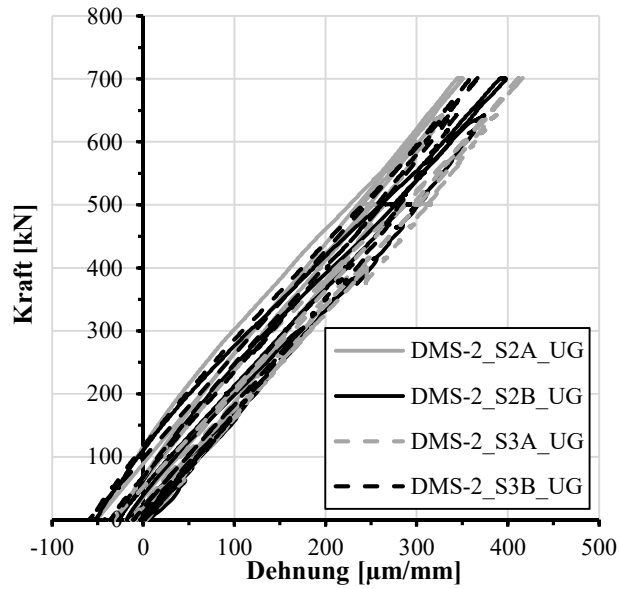


Bild E-18: Untergurtdehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogbriickenversuch T2 auf der unbehandelten Trägerseite 1

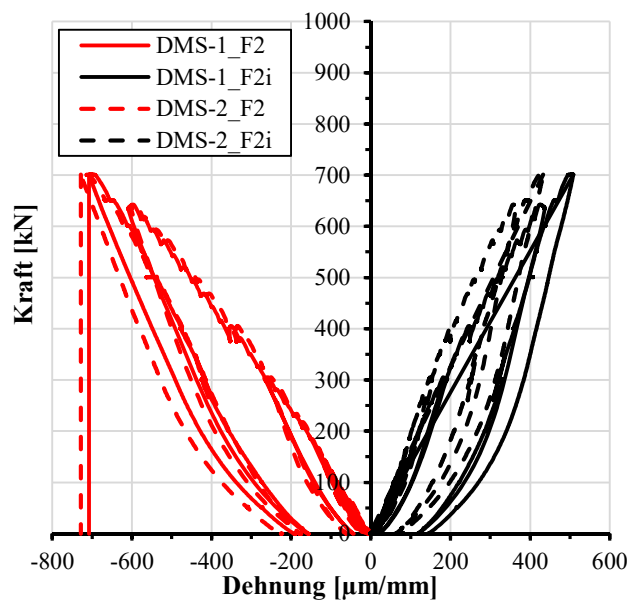


Bild E-19: Feldstegdehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogbriickenversuch T2

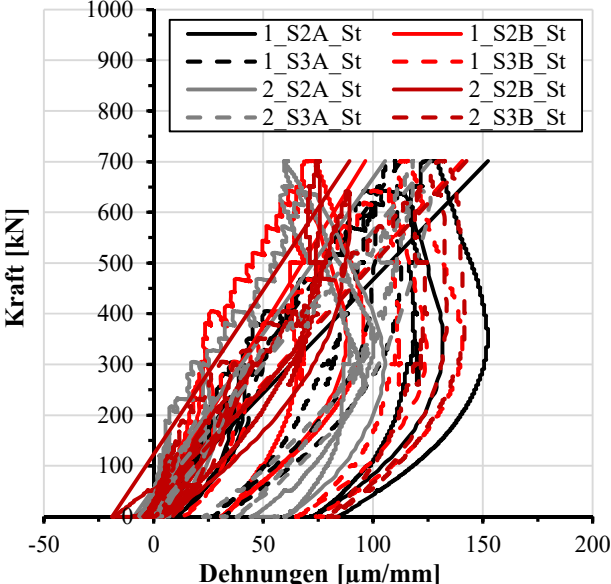


Bild E-20: Stegbiegedehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogbrückenversuch T2

E.8. Dynamischer Dehnungsverlauf der Trogbrückenversuche am Beispiel T2

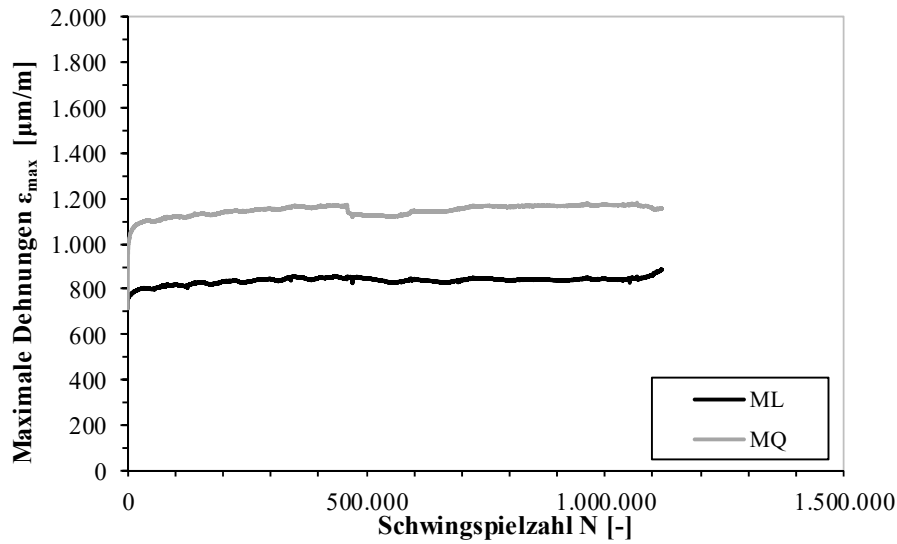


Bild E-21: Längs- und Querdehnungsverlauf unter dynamischer Belastung am Trogbrückenversuch T2

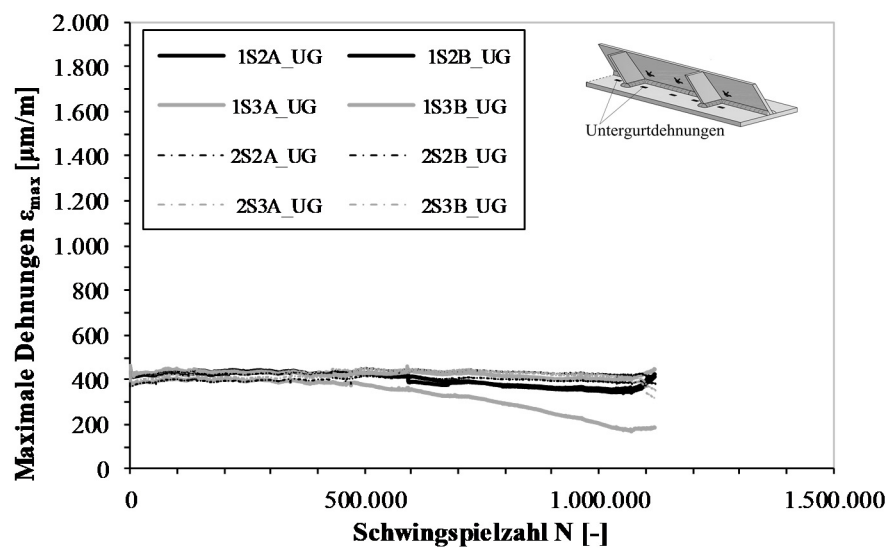


Bild E-22: Untergurtdehnungen unter dynamischer Belastung am Trogbrückenversuch T2

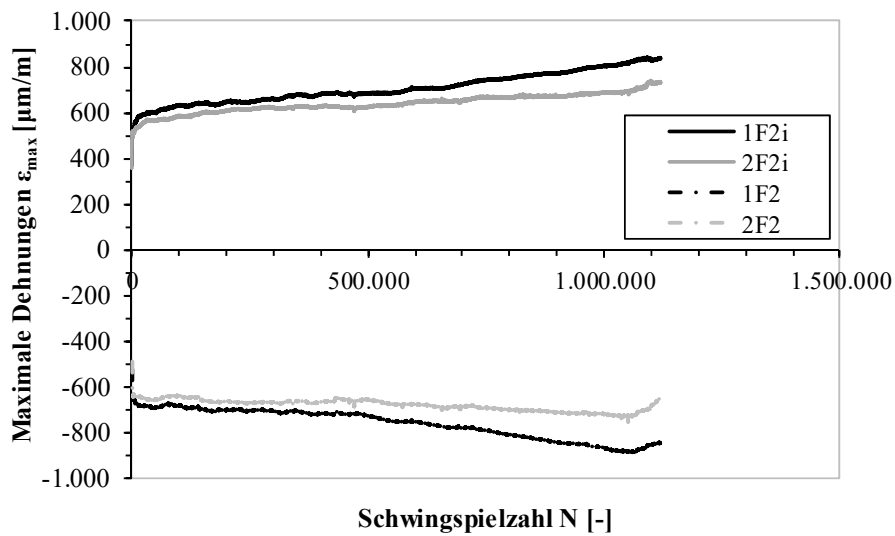


Bild E-23: Stegbiegedehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogbrückenversuch T2

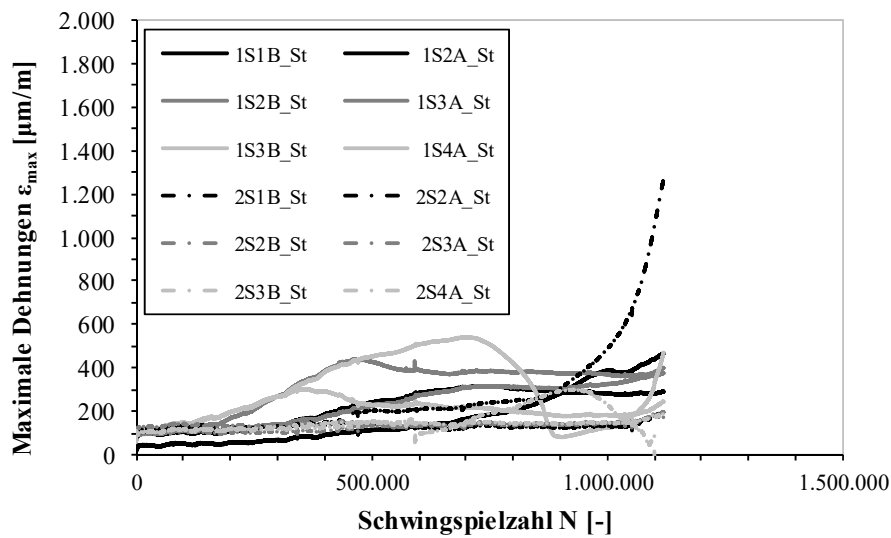


Bild E-24: Stegbiegedehnungen unter statischer Vorbelastung am Trogbrückenversuch T2