

Schlussbericht

zu IGF-Vorhaben Nr. 18988 N

Thema

Entwicklung einer verifizierten Prozedur für die zuverlässige schweißtechnische Instandsetzung von Großbauteilen: Ausführung, Bemessung und Lebensdauerbewertung

Berichtszeitraum

01.01.2016 bis 30.06.2019

Forschungsvereinigung

Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS

Forschungseinrichtung(en)

Nr. 1: Karlsruher Institut für Technologie (KIT) - Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Nr. 2: Fraunhofer-Gesellschaft e.V. Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM

Karlsruhe, 05.03.2020


Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Freiburg, 05.03.2020


Dr.-Ing. Majid Farajian

Ort, Datum

Name und Unterschrift aller Projektleiterinnen und Projektleiter der
Forschungseinrichtung(en)

Gefördert durch:

IGF Nr. 18988 N; DVS Nr. I2.021;

**„Entwicklung einer verifizierten Prozedur für die zuverlässige schweiß-
technische Instandsetzung von Großbauteilen: Ausführung, Bemessung
und Lebensdauerbewertung“**

Abschlussbericht

Stand: 05.03.2020



Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben „Entwicklung einer verifizierten Prozedur für die zuverlässige schweißtechnische Instandsetzung von Großbauteilen: Ausführung, Bemessung und Lebensdauerbewertung“, IGF-Projekt Nr. 18988 N, der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren des DVS, Aachener Straße 172, 40223 Düsseldorf, wurde über die AiF im Rahmen des Programms zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung (IGF) vom Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.

Gefördert durch:



aufgrund eines Beschlusses
des Deutschen Bundestages

Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeiten

Zur Bearbeitung des Projektes wurden bei den Forschungseinrichtungen die nachfolgend zusammengestellten Monate wissenschaftlich-technisches Personals (A1) eingesetzt:

Forschungseinrichtung 1: Karlsruher Institut für Technologie

30 Monate

Forschungseinrichtung 2: Fraunhofer Institut für Werkstoffmechanik IWM

29,72 Monate

Die Arbeiten wurden gemäß dem Forschungsantrag durchgeführt. Die für das Forschungsprojekt geleisteten Arbeiten waren angemessen und zur Erreichung des Forschungszieles notwendig. Es wurden keine Geräte beschafft. Es wurden keine Leistungen Dritter herangezogen.

Erläuterung zur Verwendung der Zuwendungen

Forschungsstelle 1 (Karlsruher Institut für Technologie KIT): Wissenschaftlicher Mitarbeiter

Die Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie ist die federführende Forschungsstelle für das durchgeführte Forschungsprojekt. Um die durchgängige Koordination und die aufeinander abgestimmte Bearbeitung aller Arbeitspakete zu garantieren, wurde ein wissenschaftlicher Mitarbeiter für die gesamte Laufzeit benötigt. Des Weiteren ist die volle Stelle durch den großen planerischen Aufwand bei der Fertigung, der Koordination der Reparaturen, der Versuchsvorbereitung und -durchführung sowie den Auswertungen der experimentell gewonnenen Daten an den Großbauteilen gerechtfertigt. Neben der Vorbereitung und Begleitung aller schweißtechnischen Prozessschritte bei den Reparaturschweißungen wurden ebenfalls numerische Untersuchungen im Vorfeld der Versuche zur Festlegung der konkreten Probekörpergeometrie sowie thermisch-transiente Temperaturfeld- und daran angeschlossene Eigenspannungsanalysen durchgeführt. Bei der Anwendung der Finiten-Elemente-Methode ist neben der Erfahrung bei der diskretisierungsgerechten Geometriemodellierung umfangreiches Hintergrundwissen erforderlich, um die erzeugten Ergebnisse korrekt interpretieren zu können. Die Erstellung, Aufbereitung und Publikation der Projektergebnisse erfolgten durch den wissenschaftlichen Mitarbeiter. Die Beschäftigung eines wissenschaftlichen Mitarbeiters mit einem Abschluss in einem ingenieurwissenschaftlichen oder vergleichbaren technischen Studiengang (HPA-A) war daher während der gesamten Projektlaufzeit im Rahmen von 30 Personenmonaten erforderlich.

Forschungsstelle 2 (Fraunhofer IWM): Wissenschaftlicher Mitarbeiter

Zur Bearbeitung des Projektes wurden insgesamt 29,72 Personenmonate wissenschaftlich-technisches Personal eingesetzt. Für die Arbeitsschwerpunkte des Fraunhofer IWM benötigte der wissenschaftliche Mitarbeiter ein umfassendes Prozessverständnis bezüglich des Reparaturschweißens und ein umfassendes Verständnis bei der Anwendung der Finite-Elemente-Methode. Veröffentlichungen von Projektergebnissen wurden von ihm erstellt und publiziert. Die Beschäftigung eines wissenschaftlichen Mitarbeiters mit einem Abschluss in einem ingenieurwissenschaftlichen oder vergleichbaren technischen Studiengang war daher notwendig.

Die durchgeführten Arbeiten leisteten einen wesentlichen Beitrag zur Beurteilung des Werkstoffverhaltens von S355J2+N und S960QL unter zyklischer Beanspruchung. Die Werte bildeten die Grundlage für spätere Schweißsimulation und Lebensdauerabschätzungen. Die für die entsprechenden Arbeitspakete geleisteten Arbeiten waren im Sinne der Zielsetzung des Vorhabens erforderlich und angemessen.

Projektverlauf

Das Forschungsvorhaben „Entwicklung einer verifizierten Prozedur für die zuverlässige schweißtechnische Instandsetzung von Großbauteilen: Ausführung, Bemessung und Lebensdauerbewertung“ wurde für den ursprünglichen Zeitraum vom 1.1.2016 bis 30.6.2018 genehmigt und um insgesamt ein Jahr bis zum 30.6.2019 verlängert.

Die Kick-Off-Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses (PA) fand am 20.10.2016 am KIT Karlsruhe statt, nachdem der erste angesetzte Termin am 10.06.2016 aufgrund von kurzfristigen Teilnehmerabsagen in einen Zeitraum nach den Sommerferien verschoben wurde. Da mit dem PA zunächst die Auswahl der Werkstoffe abgestimmt werden sollte, konnten beim Projektpartner voestalpine Linz noch keine Werkstoffgütern angefragt werden. Die an den Werkstoff gekoppelte Auslegung der Großbauteile konnte lediglich theoretisch erfolgen, da es schwierig ist, bei einem europäischen Grobblechhersteller die beantragte Stahlsorte S235J2+N zu beziehen. Der nachfolgende, strenge Winter 2016/2017 führte jedoch dazu, dass die Donau zufror, die Stahllager in Linz überliefen und gemäß Aussage von Herrn Dr. Egger aus diesem Grund keine Bleche der inzwischen in Zusammenarbeit mit dem PA festgelegten Stahlsorte S355M/MC in Blechdicken zwischen 8 und 20 mm zur Verfügung gestellt werden konnten. Aufgrund des fortschreitenden Projektverzugs wurde auf der zweiten Sitzung des PA von Herrn Bramberger, Firma Liebherr-Werk Biberach (LBC) der Vorschlag unterbreitet, auf Lager befindliche Bleche von LBC zu beziehen (TKSE, S355J2+N) und diese zu den Kleinbauteilen im Werk zu fertigen. Die Beschaffung der entsprechenden Grundbleche und Halbzeuge erfolgte direkt nach der PA-Sitzung am Fraunhofer IWM Freiburg am 14. März 2017. Unmittelbar im Anschluss daran wurden die Mutterkreuzstöße der Kleinbauteile und die Großbauteile Typ 1 in S960QL im April von der Stahlbau Wegscheid GmbH und die Kleinbauteile aus S355J2+N im Liebherr-Werk Biberach gefertigt. Die Fertigung der Großbauteile Typ 1 aus S355J2+N (unbelastete Quersteife, HE 260 A) erfolgte im August 2017 durch die Schachtbau Nordhausen GmbH. Die Überwachung und Temperaturmessung des Schweißprozesses erfolgten dabei vor Ort. Der erste Großbauteilversuch des Typs 1 wurde Anfang Oktober 2017 gestartet. Die Fertigung der Großbauteile des Typs 2 (Stumpfstoß mit Dickensprung und Stegfreeschnitt) erfolgte im November 2017 durch die Maurer Engineering GmbH, München. In den darauffolgenden Monaten wurden die Versuche im Zustand AW und zum Teil im reparierten Zustand an den Großbauteilen der Typen 1 und 2 durchgeführt. Die Reparatur der Kleinbauteile wurde im Januar 2018 von der Wandres GmbH durchgeführt. Im Anschluss daran wurden die Kleinbauteile im reparierten Zustand bis zum Versagen geprüft (AP4). Die Simulation der Schweiß- und Reparaturprozesse der Kleinbauteile erfolgte dabei parallel (AP6).

Der Termin der dritten PA-Sitzung wurde vom 7.5.2018 auf den 24.10.2018 am KIT Karlsruhe verschoben, um aufgrund der langen Versuchslaufzeiten eine größere Anzahl Ergebnisse an den Großbauteilen vorstellen zu können. Bis zu diesem Zeitpunkt waren bereits die Grundwerkstoffcharakterisierung der Grundwerkstoffe (AP1) sowie die Ermüdungsversuche der Kleinprüfkörper (AP4) abgeschlossen.

Die vierte PA-Sitzung fand am 28.1.2019 statt. Unmittelbar vor der Sitzung wurden die Großbauteile des Typs 3 (orthotrope Platte) am 15.1.2019 bei der Maurer Engineering GmbH gefertigt. Der große Verzug bei der Fertigung dieser Bauteile war vor allem der positiven, wirtschaftliche Lage geschuldet, die zwischenzeitlich zu einer sehr hohen Auslastung der Produktionskapazitäten in München führte.

Auf der PA-Sitzung wurde die Notwendigkeit einer zusätzlichen Projektverlängerung um sechs Monate bis zum 31.12.2019 erkannt und befürwortet. Der entsprechende Verlängerungsantrag wurde am 27.03.2019 an die zuständige Stelle des DVS versendet. Die notwendige Zustimmung des Fachausschuss FA 9 wurde auf der Sitzung am 8.5.2019 in Freiburg eingeholt. Das zugehörige Sitzungsprotokoll mit der Information zur Befürwortung der Verlängerung erreichte die Hauptgeschäftsstelle des DVS nach dem 30.6.2019, die jedoch einen sofortigen Projektverlängerungsantrag bei der AiF einreichte.

Im direkten Anschluss an die vierte PA-Sitzung wurde der rechnerische Nachweis der Anrisslebensdauer (AP7) auf Basis der Versuchsergebnisse an den Kleinbauteilen nach dem örtlichen Konzept entsprechend der 2019 erschienenen FKM-Richtlinie „Nichtlinear“ durchgeführt. Die Vorstellung des Nachweises der Anrisslebensdauer (Expertenkonzept) erfolgte auf der fünften und letzten PA-Sitzung am 25.6.2019 in Karlsruhe.

Am 17.9.2019 wurde durch die Aif bekanntgegeben, dass eine nachträgliche, außerhalb der offiziellen Projektlaufzeit durch die Forschungsvereinigung beantragte Verlängerung nicht akzeptiert wurde. Das offizielle Projektende verblieb beim 30.6.2019. Auf dieser Grundlage wurden die experimentellen Untersuchungen an den Großbauteilen (AP5) an der Versuchsanstalt unter großem Zeitdruck bis einschließlich Mitte Februar 2020 unter parallelem Prüfen und Reparieren fertiggestellt, um das Projektziel nicht zu verfehlen.

Die Ergebnisse des Forschungsprojekts wurden im Rahmen des Stahlbauforums am 15.03.2018 in Karlsruhe vorgestellt, welches jährlich von der Versuchsanstalt (FE 1) ausgerichtet wird. Die Teilnehmer dieser Veranstaltung kommen hauptsächlich aus dem Bereich kleiner und mittelgroßer Stahlbauunternehmen sowie aus bemessenden Ingenieurbüros. Darüber hinaus wurden die Versuchsergebnisse an den Kleinbauteilen sowie die bis zu diesem Zeitpunkt vorhandenen Ergebnisse der Großbauteilversuche auf dem DVS Congress 2019 in Rostock vorgestellt.

Neben einer weiteren Veröffentlichung der Kleinbauteilversuche in der internationalen Zeitschrift „Welding in the World“ wurde parallel zur Erstellung des Abschlussberichts auch eine geplante Veröffentlichung im DVS-Magazin „Schweißen und Schneiden“ vorbereitet.

Inhaltsverzeichnis

Förderhinweis	I
Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeiten	II
Erläuterung zur Verwendung der Zuwendungen	III
Projektverlauf.....	IV
Inhaltsverzeichnis.....	VI
Abbildungsverzeichnis	X
Tabellenverzeichnis	XVI
1 Einleitung.....	1
2 Werkstoffe, Randbedingungen und Reparaturkonzepte	5
2.1 Festlegung der Werkstoffe.....	5
2.2 Festlegung der Probekörpergeometrie	5
2.2.1 Probekörperskizzen aus Forschungsantrag.....	5
2.2.2 Großbauteil Typ 1 und Kleinbauteile – unbelastete Quersteife.....	6
2.2.3 Großbauteil Typ 2 – Flanschdickensprung mit Stegfreischnitt.....	8
2.2.4 Großbauteil Typ 3 – Orthotrope Platte	10
2.2.5 Großbauteil Typ 4 – Rohr-Gabel-Prüfkörper.....	12
2.3 Reparaturkonzept.....	13
2.3.1 Einleitung.....	13
2.3.2 Vorhandene Leitlinien zur schweißtechnischen Instandsetzung	15
2.3.3 Festlegung des Reparaturkonzepts	16
2.4 ZfP-Verfahren.....	18
2.5 Überprüfung des Reparaturkonzepts anhand eines Musterbauteils	20
2.6 Fertigungsbegleitende Temperaturfeldbestimmung	20
2.6.1 Fertigung der Probekörper	20
2.6.2 Temperaturfeldbestimmung	21
3 Werkstoffcharakterisierung	23
3.1 Schlibfbilder, Härteverteilung und Gefügebestimmung	23
3.2 Thermophysikalische Simulation des WEZ-Gefüges.....	24
3.3 Ermittlung statischer Spannungs-Dehnungskurven.....	25
3.4 Thermophysikalische Eigenschaften.....	27
3.5 Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Verhalten.....	27
3.6 Dehnungskontrollierte Ermüdungsversuche.....	28

4	Kleinbauteilversuche	30
4.1	Ermüdungsversuche bis Anriss	30
4.2	Rissprüfung und Reparaturschweißung	30
4.3	Temperaturfeldbestimmung und Eigenspannungsmessung der Reparaturschweißnaht.....	34
4.3.1	Temperaturfeldbestimmung	34
4.3.2	Eigenspannungsmessung.....	34
4.4	Ermüdungsversuche bis zum Versagen	39
4.5	Auswertung der Ermüdungsversuche	41
5	Großbauteilversuche	43
5.1	Konzipierung von Versuchsständen zur Prüfung der Großbauteile	43
5.1.1	Versuchsstand Typ 1 S355 und Typ 2 S355	43
5.1.2	Versuchsstand Typ 1 S960	45
5.1.3	Versuchsstand Typ 3 S355	46
5.1.4	Versuchsstand Typ 4 FGS 100 WV	46
5.2	Durchführung der Ermüdungsversuche und Monitoring bis zum ersten Anriss.....	47
5.2.1	Durchführung der Ermüdungsversuche	47
5.2.2	Monitoring bis zum ersten Anriss	47
5.2.3	Ergebnisse Großbauteil Typ 1 Zustand AW (S355J2+N und S960QL).....	49
5.2.4	Ergebnisse Großbauteil Typ 2 Zustand AW	51
5.2.5	Ergebnisse Großbauteil Typ 3 Zustand AW	53
5.2.6	Ergebnisse Großbauteil Typ 4 Zustand AW	55
5.3	Reparaturschweißung unter Anwendung des Reparaturkonzepts.....	56
5.3.1	Eingesetzte Werkzeuge.....	56
5.3.2	Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 1	57
5.3.3	Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 2	58
5.3.4	Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 3	61
5.3.5	Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 4	63
5.4	Ergebnisse der Dauerschwingversuche im reparierten Zustand	64
5.4.1	Ergebnisse Großbauteil Typ 1 Zustand RZ	64
5.4.2	Ergebnisse Großbauteil Typ 2 Zustand RZ	67
5.4.3	Ergebnisse Großbauteil Typ 3 Zustand RZ	70
5.4.4	Ergebnisse Großbauteil Typ 4 Zustand RZ	71
5.5	Eigenspannungsmessung an den Großbauteilen	72
5.5.1	Großbauteil Typ 1	72
5.5.2	Großbauteil Typ 2	74
5.5.3	Großbauteil Typ 3	75
5.5.4	Großbauteil Typ 4	75

6	Schweißsimulation zur Bestimmung von Eigenspannungen und Verzug.....	76
6.1	Aufbau numerischer Modelle für die Kleinbauteilprobekörper und die Großbauteile.....	76
6.2	Kleinbauteile.....	77
6.2.1	Modellierung in SYSWELD.....	77
6.2.2	Modellierung in ANSYS.....	80
6.3	Großbauteile.....	82
6.3.1	Modellierung in SYSWELD.....	82
6.3.2	Modellierung in ANSYS.....	86
7	Berechnungsprozedur zur Lebensdauerabschätzung reparaturgeschweißter Bauteile.....	88
7.1	Abschätzung der Anrisslastwechselzahl an Kleinbauteilen.....	92
7.2	Berechnungsprozedur zur Lebensdauerbewertung instandgesetzter Bauteile unter Anwendung lokaler Konzepte.....	94
8	Ingenieurmäßige Bemessungsprozedur für Reparaturschweißungen.....	96
8.1	Auswertung auf der Grundlage des Nennspannungskonzeptes.....	96
8.1.1	Unbelastete Quersteife - Großbauteile.....	96
8.1.2	Unbelastete Quersteife – Kleinbauteile.....	98
8.1.3	Querstoß mit Dickensprung und Stegfreischnitt.....	101
8.1.4	Stumpfstöße dickwandiger Bleche aus den Werkstoffen S460 und S690.....	103
8.1.5	Querträger einer orthotropen Platte unter Biegung und Schub.....	104
8.1.6	Längssteife an höchstfestem Hohlprofil mit kreisförmigem Querschnitt.....	104
8.1.7	Längssteife an dickwandigem Blech aus S355.....	105
8.2	Entwicklung eines praxisnahen Ingenieurkonzeptes.....	106
9	Zusammenfassung und Ausblick.....	107
10	Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der Ergebnisse für KMU.....	110
10.1	Wissenschaftlich-technischer Nutzen.....	110
10.2	Wirtschaftlicher Nutzen.....	110
10.3	Innovativer Beitrag.....	110
10.4	Industrielle Anwendungsmöglichkeiten.....	110
11	Ergebnistransfer in die Wirtschaft.....	112
11.1	Maßnahmen während der Projektlaufzeit.....	112
11.2	Maßnahmen nach Projektende.....	113
11.3	Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts.....	113
12	Literaturverzeichnis.....	114
A	Kerbfälle für das Nennspannungskonzept.....	A.1
A.1	Großbauteil Typ 1 mit gewalztem Trägerquerschnitt.....	A.1
A.2	Großbauteil Typ 1 als geschweißter Querschnitt.....	A.2

A.3	Großbauteil Typ 2 - zusammengesetzter Querschnitt mit Flanschdickensprung	A.4
B	Schweißfolgepläne der Großbauteile	B.1
B.1	Großbauteil Typ 1 S355J2+N (Ist-Zustand)	B.1
B.1.1	Träger Nr. 1	B.1
B.1.2	Träger Nr. 2	B.2
B.1.3	Träger Nr. 3	B.3
B.1.4	Großbauteil Typ 1 S960QL (Ist-Zustand)	B.4
B.1.5	Großbauteil Typ 2 S355J2+N (Soll-Zustand)	B.5
B.1.6	Großbauteil Typ 3 S355J2+N	B.6
C	Ergebnisse der Dauerschwingversuche an den Großbauteilen des Typs 1	C.1

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Beförderungsleistung in Deutschland (Verkehr: in- und ausländische LKW), Datenquelle: [1], [2]	1
Abbildung 2:	Entwicklung der Brückenzustandsnoten an Bundesfernstraßen [3]	1
Abbildung 3:	Darstellung der Zustandsnoten der Brückenteilbauwerke von Straßenbrücken in Deutschland analog zur Farbgebung in Abbildung 2, Datenquelle: BASt [5].....	2
Abbildung 4:	Anteil der Stahl- und Fachwerkbrücken der Deutschen Bahn nach Zustandskategorie (Quelle: Eigene Auswertung der interaktiven Grafik von "bruecken.deutschebahn.com")	2
Abbildung 5:	Ermüdungsanriss an Längssteife (links), Ausschleifen des Anrisses (Mitte) und Reparaturschweißen (rechts) [6].....	3
Abbildung 6:	Kleinbauteil Quersteife	5
Abbildung 7:	Großbauteil Typ 1	5
Abbildung 8:	Großbauteil Typ 2	5
Abbildung 9:	Großbauteil Typ 3	5
Abbildung 10:	Großbauteil Typ 4	5
Abbildung 11:	Effektive Kerbspannungen in Form von Hauptspannungen im Bereich des Ausschnitts.....	7
Abbildung 12:	Abmessungen Großbauteil Typ 1 – S355J2+N	7
Abbildung 13:	Abmessungen Großbauteil Typ 1 – S960QL.....	7
Abbildung 14:	Abmessungen Kleinbauteil S355J2 und S960QL.....	8
Abbildung 15:	Abmessungen Großbauteil Typ 2 - S355J2+N	9
Abbildung 16:	Kerbfälle am Großbauteil Typ 2	9
Abbildung 17:	Maximale Hauptspannung im Bereich des Stegfreischnitts	10
Abbildung 18:	Maximale Hauptspannungen unter Vorgabe einer Nennspannung von 100 MPa auf der Flanschaußenseite im Biegezugbereich	11
Abbildung 19:	Belastungssituation auf Schwerlastspur auf Stahlbrücken aus [18]	11
Abbildung 20:	Abmessungen Großbauteil Typ 3 S355J2+N.....	12
Abbildung 21:	Abmessungen Großbauteil Typ 4.....	13
Abbildung 22:	Risse in MT-Untergrundlack und linienförmige Anzeige bei der PT	13
Abbildung 23:	Mehrfaches Ausfräsen und nachfolgende MT-Prüfung eines Ermüdungsanrisses an einer Stumpfnahat [25]	14
Abbildung 24:	Schema zur Reparaturschweißung am Musterbauteil und an den Kleinprüfkörpern	17
Abbildung 25:	Oberflächenzustand bei MT-Prüfung, Probe AID-FZ-S43.....	19

Abbildung 26: Oberflächenzustand bei PT-Prüfung, Probe AID-FZ-S43.....	19
Abbildung 27: Reparaturahtvorbereiteter, rissbehafteter Probekörper in MT-Prüfung.....	20
Abbildung 28: Temperatur-Zeit-Verläufe für die untersuchten Schweißprozesse	22
Abbildung 29: Querschliffe und Härteverteilungen HV1 der untersuchten Kleinprüfkörper.....	24
Abbildung 30: Gefüge der jeweiligen Grundwerkstoffe (GW) und Wärmeeinflusszonen (WEZ), sowie Vergleich der Härte HV1 zwischen Gleeble-simulierter WEZ und realer WEZ.....	25
Abbildung 31: Temperaturprofile aus der Temperaturmessung im Vergleich mit der Gleeble-Simulation.....	25
Abbildung 32: Statische Spannungs-Dehnungs-Kennlinien der untersuchten Werkstoffe bei verschiedenen Temperaturen.....	26
Abbildung 33: Temperaturabhängige mechanische Eigenschaften der Grundwerkstoffe.....	26
Abbildung 34: Temperaturabhängige thermophysikalische Eigenschaften der Grundwerkstoffe.....	27
Abbildung 35: Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramm (ZTU) der Grundwerkstoffe	28
Abbildung 36: Spannungs-Dehnungs- ($\sigma - \epsilon$) und Dehnungs-Lebensdauerkorrelation ($\epsilon - N$) von Grundwerkstoff (GW) und Wärmeeinflusszone (WEZ)	29
Abbildung 37: Ermüdungsversuch am Kleinbauteil zur Erzeugung von Ermüdungsrissen mit bestimmter Risttiefe	31
Abbildung 38: Reparaturprozess an den Kleinbauteilen.....	32
Abbildung 39: Querschliff der reparierten Prüfkörper	32
Abbildung 40: Verteilung der Mikrohärtigkeit über den Querschliff der reparierten Kleinprüfkörper	33
Abbildung 41: Temperatur-Zeit-Verläufe beim Reparaturschweißen.....	34
Abbildung 42: Korrekturfaktor bzw. Erhöhungsfaktor für die Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der im Bauteil vorliegenden Eigenspannungen [66]	36
Abbildung 43: Eigenspannungseinfluss bei geschweißten Bauteilen unter Ermüdungsbelastung [60]	37
Abbildung 44: Quer- und Längseigenspannungen an Nahtübergang der Kleinbauteile S355J2+N	38
Abbildung 45: Quer- und Längseigenspannungen an Nahtübergang der Kleinbauteile S960QL.....	39
Abbildung 46: Wöhlerdiagramme für Kleinprüfkörper aus S355J2+N	40
Abbildung 47: Wöhlerdiagramme für Kleinprüfkörper aus S960QL.....	40
Abbildung 48: Ermittelte FAT-Klassen für die Kleinprüfkörper nach dem Nennspannungskonzept.....	41

Abbildung 49: FE-Modell für die Untersuchung der Kleinprüfkörper nach dem Kerbspannungskonzept [77]	42
Abbildung 50: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 1 S355J2+N und Typ 2	43
Abbildung 51: Rollenlager mit je fünf Zylinderrollenlagern	44
Abbildung 52: Alternativen zwei und drei des Rollenlagers	44
Abbildung 53: Finale Variante des Rollenlagers.....	45
Abbildung 54: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 1 S960QL.....	45
Abbildung 55: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 3	46
Abbildung 56: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 4 FGS 100 WV.....	46
Abbildung 57: Rissdrähte als externe Abschaltvorrichtung.....	48
Abbildung 58: „Riss-DMS“ und im Messverstärker resultierendes Signal	48
Abbildung 59: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 1 im Grundzustand (GZ).....	49
Abbildung 60: Eindeutige (links) und interpretationswürdige Anzeigen während PT, Träger 1 – 1, 4L.....	50
Abbildung 61: PT-Anzeige sowie ausgeschliffener Bereich, Tiefe 3,5 mm, Träger 1 – 1, 2L	50
Abbildung 62: Schweißtechnische Instandsetzung des Probekörpers Nr. 1 – 2.....	51
Abbildung 63: klebtechnische Instandsetzung im Rahmen des DVS-Forschungsprojekts 09.072 [81].....	51
Abbildung 64: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Grundzustand (GZ).....	52
Abbildung 65: Rissanzeigen an linker und rechter Stumpfnah Probekörper 2 – 3.....	52
Abbildung 66: exemplarische Auswahl von DMS-Positionen an Großbauteil 3 - 1	53
Abbildung 67: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ).....	54
Abbildung 68: Ermüdungsrisse Stegdurchdringung Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ), Aufnahme des linken und mittigen Bildes von der Vorderseite aus, des rechten Bildes von der Rückseite aus.....	54
Abbildung 69: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ).....	55
Abbildung 70: Probekörper AW02, Risse im Zustand AW, linker und rechter Schweißnahtübergang der hakenförmigen Lasche aus S960QL	55
Abbildung 71: Für die Reparaturahtvorbereitung verwendete Schleifmittel.....	56
Abbildung 72: Linienförmige PT-Anzeige an Großbauteil Typ 1 – 5 S960QL.....	57
Abbildung 73: Schweißnahtvorbereitung und oberseitige Reparatur der Steife 5R 1 – 5 S960QL.....	57
Abbildung 74: Schweißnahtvorbereitung und unterseitige Reparatur der Steife 5R 1 – 5 S960QL.....	58
Abbildung 75: Ausbesserung von Einbrandkerben	58
Abbildung 76: Schweißaufgabe bei der Reparaturschweißung des Großbauteils Typ 2.....	59

Abbildung 77: Reparaturahtvorbereitung und -schweißung Großbauteil Typ 2 - 1.....	60
Abbildung 78: Instandsetzung Großbauteil Typ 2 – 1 Stumpfnah rechts (Pfeil = Schweißrichtung).....	60
Abbildung 79: Rissausgangsort Längsrippe - Deckblech (Schweißnahtwurzel äußerer LR- Steg)	61
Abbildung 80: Instandsetzung Großbauteil Typ 3 – 2, rechts, Längsrippe – Deckblech	62
Abbildung 81: Instandsetzung Großbauteil Typ 4, Probekörper AW02	63
Abbildung 82: Temperatur-Zeit-Verlauf Reparatur Großbauteil Typ 4	64
Abbildung 83: Ermüdungsriß, wahrscheinlich aufgrund eines Flankenbindefehlers.....	64
Abbildung 84: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 1 im Reparaturzustand (RZ).....	65
Abbildung 85: Anrissort und Bruchflächenanalyse Großbauteil Typ 1 - 5, Steife 4L.....	65
Abbildung 86: Benennung der Steifen des Probekörpers Typ 1.....	66
Abbildung 87: Bruchflächen der Probekörper 1-1 (oben links), 1-3 (rechts) und 1-4 (unten links).....	66
Abbildung 88: Makroschliff und Härtefeld HV1 des Makroschliffs am Probekörper 1 – 5 S960QL.....	67
Abbildung 89: Makroschliff und HV1 Härtefeld des Makroschliffs am Probekörper 1 – 3 S355J2+N	67
Abbildung 90: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ).....	68
Abbildung 91: Bruchflächen im Bereich der Instandsetzungen von Großbauteil Typ 2 – 2 (links) und 2 – 3 (rechts), jeweils Stumpfnah rechts.....	68
Abbildung 92: Entnahmestellen für die Makroschliffe und HV1 Härtefelder am Träger 2 – 2.....	69
Abbildung 93: Makroschliff und HV1 Härtefeld Probekörper Typ 2 – 2, Zustand AW.....	69
Abbildung 94: Makroschliff und HV1 Härtefeld Probekörper Typ 2 – 2, Zustand RZ.....	69
Abbildung 95: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ).....	70
Abbildung 96: Bruchfläche Großbauteil Typ 3 – VL (linke Bildseite), HL (rechte Bildseite)	70
Abbildung 97: Makroschliff und HV1 Härtefeld an Großbauteil Typ 3, Zustand AW und RZ.....	71
Abbildung 98: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ).....	72
Abbildung 99: Bruchflächen des Großbauteils Typ 4, Probekörper AW09 im reparierten Zustand	72
Abbildung 100: Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 1 aus S355J2+N	73
Abbildung 101: Ergebnisse der Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 1 aus S355J2+N	74
Abbildung 102: Großbauteil Typ 2, Zunderschicht nach dem Flammrichten, blechebenes Schleifen	74
Abbildung 103: Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 3.....	75
Abbildung 104: Eigenspannungsmessung am Großprüfkörper Typ 4	75
Abbildung 105: Wärmequelle nach Goldak [83].....	77

Abbildung 106: FE-Modell zur Simulation des Eigenspannungszustandes an Kleinprüfkörpern	77
Abbildung 107: Abgleich der Wärmequelle mittels Temperaturprofilen und Schliffbild	78
Abbildung 108: Vergleich zwischen numerisch und experimentell ermittelten Eigenspannungen am Nahtübergang der Kleinprüfkörper	79
Abbildung 109: Konturplots der Querspannung der Kleinprüfkörper nach den einzelnen Fertigungsschritten	80
Abbildung 110: Quer- und Längseigenspannungsverläufe repariertes Kleinbauteil in S355J2+N und S960QL, Simulation mit ANSYS.....	81
Abbildung 111: Vergleich der berechneten Eigenspannungsverläufe mit den numerischen Berechnungen aus ANSYS.....	81
Abbildung 112: FE-Modell der Großprüfkörper Typ 1	83
Abbildung 113: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ1 – S355J2+N	83
Abbildung 114: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ1 – S960QL.....	84
Abbildung 115: FE-Modell der Großprüfkörper Typ 2	85
Abbildung 116: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ2	85
Abbildung 117: Eigenspannungsanalyse im Bereich der Stumpfnah (Großbauteil Typ 2)	85
Abbildung 118: Geometrische Varianten der Reparaturahtvorbereitung, aus [87].....	86
Abbildung 119: Längseigenspannungen im Abstand von 7 mm zur Quersteife nach Reparaturschweißung aus [87].....	87
Abbildung 120: Quereigenspannungen im Abstand von 7 mm zur Quersteife nach Reparaturschweißung, aus [87].....	87
Abbildung 121: 3D-Nahtgeometrie [28] zur Bestimmung von Aref nach Müller u.a. [46] und 2D-Nahtgeometrie [12] zur Bestimmung von G nach FKM-Richtlinie [44].....	90
Abbildung 122: Vergleich der Lebensdauer, ermittelt mit dem PRAM Schädigungsparameter mit der Kerbnäherung auf Basis der Neuber-Hyperbel (N-H) und nach der FKM-Richtlinie.....	93
Abbildung 123: Ermittelte Anrisslastspielzahl nach dem örtlichen Konzept [30] der Großprüfkörper im Vergleich mit experimentellen Werte.....	95
Abbildung 124: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 1 im Zustand AW und RZ.....	96
Abbildung 125: Ergebnisse der statistischen Auswertung nach [64] in Verbindung mit [79].....	98
Abbildung 126: Unterschied zwischen den statistischen Auswertungen nach EC 3-1-9 Hintergrunddokument [64] in Verbindung mit [79] und DIN 50100 [72]	98
Abbildung 127: Kleinbauteile, Modifiziertes Haigh-Diagramm mit $m = \text{frei}$ und $m = 3$	99
Abbildung 128: Direkter Vergleich der Versuchsserien der Kleinbauteile untereinander.....	100
Abbildung 129: Vergleich der ermittelten Wöhlerlinien mit den IIW-Empfehlungen [13].....	101

Abbildung 130: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 2 im Zustand AW und RZ.....	102
Abbildung 131: Anlauffarben der Wärmestriche und -punkte an Großbauteil Typ 2.....	102
Abbildung 132: Wöhlerdiagramme für die Probekörperserien S1_30_460/_690 in AW und R- AW	103
Abbildung 133: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 3 im Zustand AW und RZ.....	104
Abbildung 134: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 4 im Zustand AW und RZ.....	105
Abbildung 135: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Detail Längssteife aus [25].....	105

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Aufteilung und Anzahl der Probekörper zwischen den Forschungsstellen.....	6
Tabelle 2:	Fehleranzeigegröße und korrespondierende Rissbreite/-tiefe [24].....	18
Tabelle 3:	Fertigungstermine und ausführende Betriebe.....	21
Tabelle 4:	Chemische Zusammensetzung der Grundwerkstoffe	23
Tabelle 5:	Mechanische Eigenschaften der Grundwerkstoffe.....	26
Tabelle 6:	Schweißparameter für die Reparaturschweißung der Kleinbauteilprobekörper	32
Tabelle 7:	Ermittelte Geometrische Parameter der untersuchten Schweißverbindungen	33
Tabelle 8:	Ermittelte Schwingfestigkeitsklassen nach dem Kerbspannungskonzept [77].....	42
Tabelle 9:	Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 1	49
Tabelle 10:	Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 2	51
Tabelle 11:	Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 3	54
Tabelle 12:	Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 4	55
Tabelle 13:	Schweißparameter der Reparatur von Typ 1 – 5, S960QL, Steife 5L.....	57
Tabelle 14:	Schweißparameter der Reparatur von Typ 3 – 2, rechts, Detail Längsrippe - Deckblech.....	62
Tabelle 15:	Schweißparameter der Reparatur von Typ 4 – AW02, Hakenlasche	63
Tabelle 16:	Zusammenfassung der Ergebnisse Typ 1 Zustand AW und Zustand RZ.....	66
Tabelle 17:	Zyklische Materialparameter für Grundwerkstoff und Wärmeeinflusszone [52]	91
Tabelle 18:	Parameter für das örtliche Konzept nach FKM-Richtlinie	91
Tabelle 19:	Geometrische Parameter der Kehlnähte der Kleinprüfkörper [55] (Mittelwert μ , Standardabweichung (Gauß) s)	92
Tabelle 20:	Vergleich zwischen den Lebensdauern der Großbauteile des Typs 1.....	97

1 Einleitung

Ein bedeutender Anteil der primären Tragstrukturen im Industrie- und Anlagenbau, wie auch in der Infrastruktur, ist in Deutschland in Stahlbauweise ausgeführt. Eine besondere Bedeutung besitzen dabei Brücken im Zuge von Bundesfernstraßen, die durch das in den vergangenen Jahren stark gestiegene Schwerverkehrsaufkommen zunehmend beansprucht werden (siehe Abbildung 1). Neben dem Erreichen der geplanten Nutzungsdauer vieler bestehender Straßenbrücken geht die langfristige Prognose dabei von einem weiteren Zuwachs der Beförderungsleistung für die Straßeninfrastruktur aus [1]. Über 50 % des Brückenbestands wurde vor dem Jahr 1980 gebaut und zum damaligen Zeitpunkt für wesentlich geringere Verkehrsbeanspruchungen konzipiert. Die Alters- und Verkehrszunahme zeigt sich in Form von im Durchschnitt sich negativ verändernden Brückenzustandsnoten (siehe Abbildung 2). Besonders betroffen sind hiervon die Hauptverkehrsadern (siehe Abbildung 3). Darüber hinaus ist die Hälfte der Stahl- und Fachwerkbrücken der Deutschen Bahn mit den Zustandskategorien 3 und 4 bewertet (siehe Abbildung 4). Auch hier gibt es einen stetig steigenden Bedarf zur Sanierung der Verkehrsinfrastruktur.

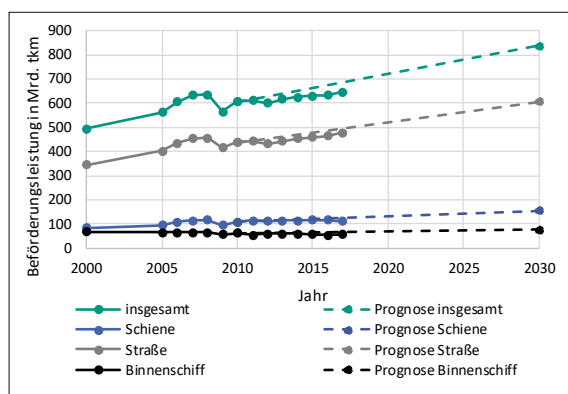


Abbildung 1: Beförderungsleistung in Deutschland (Verkehr: in- und ausländische LKW), Datenquelle: [1], [2]

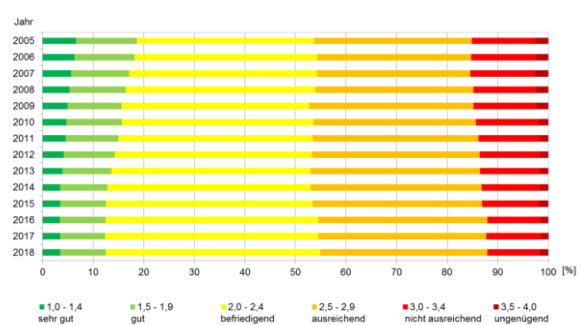


Abbildung 2: Entwicklung der Brückenzustandsnoten an Bundesfernstraßen [3]

Die Bundesregierung hat aus diesem Grund ein Programm zur Brückenmodernisierung aufgelegt, welches den Fokus auf überwiegend hochbelastete, durchgängige Strecken legt und plant hierfür zwischen 2019 und 2023 zusätzliche Haushaltsmittel in Höhe von 4,3 Mrd. € ein [2]. Auch wenn sich eine notwendige Instandsetzung aus bauwerkswirtschaftlichen Gesichtspunkten nicht lohnen sollte, müssen kritische Ermüdungsschäden, die zwischen dem Beginn der Planungsphase und der Vollendung des Ersatzbauwerks auftreten, saniert werden, um weiteren volkswirtschaftlichen Schaden durch Staus infolge zeitraubender Umfahrungen zu vermeiden [4]. Sowohl bei Stahlbrücken als auch bei stählernen Komponenten von Industrieanlagen ist das nächstliegende Verfahren das Reparaturschweißen der durch Werkstoffermüdung entstandenen Risse. Hierbei ist zu beachten, dass die Reparatur an Großbauteilen aufgrund des zusätzlichen unplanmäßigen Wärmeeintrags zu ungünstigen, unter Umständen zusätzlich ermüdungswirksamen Eigenspannungsfeldern (ES) führen kann.

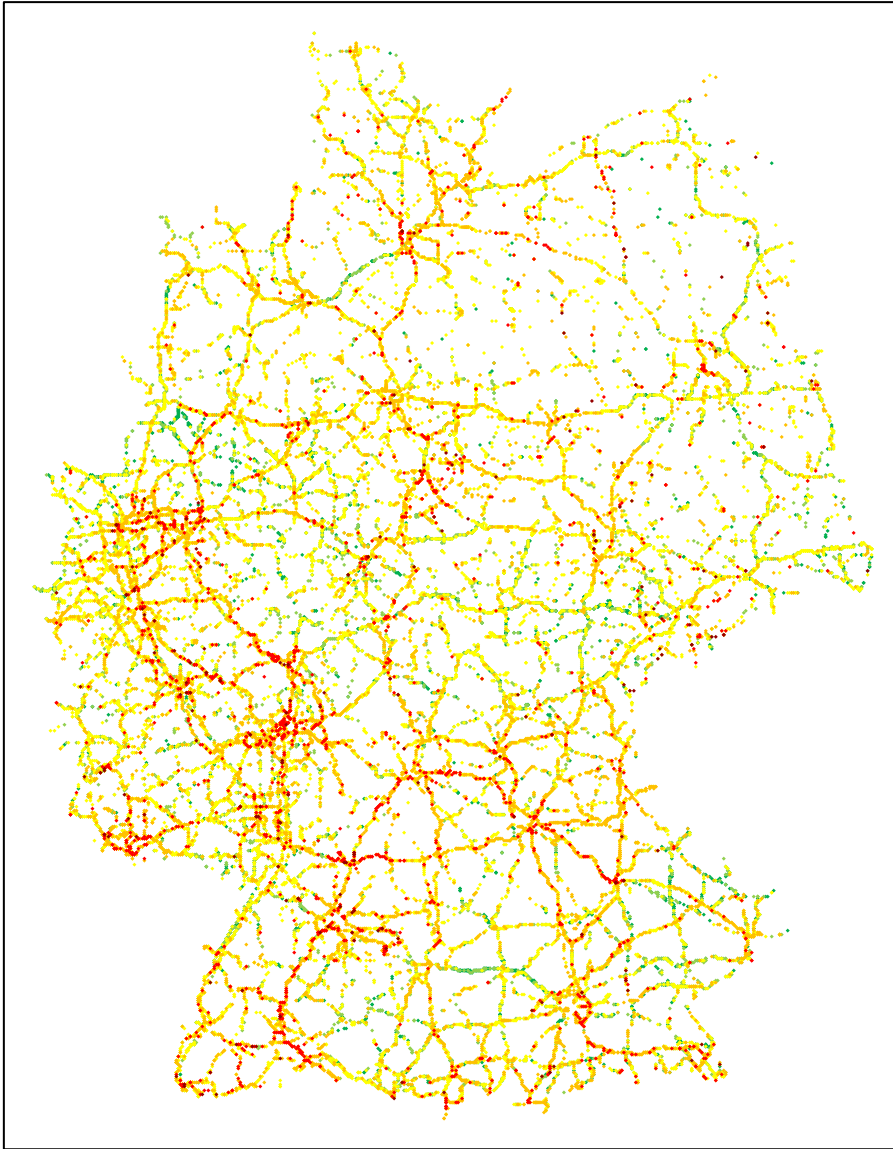


Abbildung 3: Darstellung der Zustandsnoten der Brückenteilbauwerke von Straßenbrücken in Deutschland analog zur Farbgebung in Abbildung 2, Datenquelle: BASt [5]

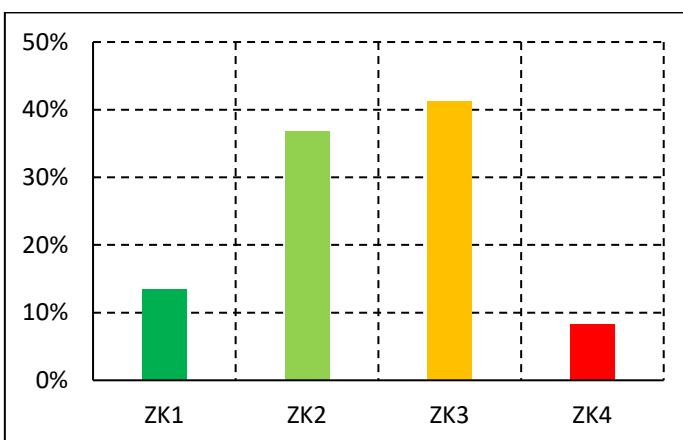


Abbildung 4: Anteil der Stahl- und Fachwerkbrücken der Deutschen Bahn nach Zustandskategorie (Quelle: Eigene Auswertung der interaktiven Grafik von "bruecken.deutschebahn.com")

Im Hinblick auf die Ertüchtigung werden auftretende Ermüdungsrisse in geschweißten wie auch in nicht geschweißten Stahlkonstruktionen in der Regel durch Ausschleifen und erneutes Verschweißen repariert, siehe Abbildung 5. Für die Sanierungsmaßnahme Reparaturschweißen gibt es bisher weder normativ geregelte Vorgehensweisen noch validierte Ausführungskonzepte bzw. Richtlinien. Es bleibt derzeit vielmehr dem Anwender überlassen, ob und wie er den Schaden instand setzt. Als Folge der fehlenden Richtlinien zur Durchführung von Reparaturschweißungen kann auch die dadurch erreichte Lebensdauererweiterung nicht quantifiziert werden. Die mit dem Reparaturschweißen eingetragenen Eigenspannungen sind in Verteilung und Größe unbekannt, vor allem auch in Hinblick auf die Berücksichtigung dieser Eigenspannungen beim Nachweis des ermüdungsbeanspruchten sanierten Details. Der Nutzen und die Lebensdauer einer Reparaturschweißung sind somit, obwohl diese in der Praxis im Regelfall bei der Sanierung zum Einsatz kommt, derzeit nicht abschätzbar bzw. quantifizierbar. Weiterhin ist die Notwendigkeit bzw. das Potential einer zusätzlichen Schweißnahtnachbehandlung des sanierten Risses noch zu untersuchen.



Abbildung 5: Ermüdungsanriss an Längssteife (links), Ausschleifen des Anrisses (Mitte) und Reparaturschweißen (rechts) [6]

Die aufgezeigte Problematik besteht nicht nur branchenbezogen im Anlagen- und Industriebau, sondern gleichermaßen auch in weiteren Anwendungsbereichen im Kran-, Schiff- und Fahrzeugbau. Wesentliche Unterschiede liegen dabei unter anderem in den eingesetzten Werkstoffen und Beanspruchungscharakteristika. So kommen im Kranbau, verglichen mit Altstählen und normalfesten Stählen des Brückenbaus, zunehmend höherfeste Stähle mit Streckgrenzen von bis über 960 N/mm^2 zum Einsatz. Der Kern der Problematik beim Ausführen einer Sanierungsschweißung bleibt davon jedoch unberührt.

Geschweißte Konstruktionen und große Bauteile werden in der Regel mit mehreren Schweißnähten und abhängig von den Blechdicken mehrlagig gefügt. Dies trifft ebenso auf Reparaturschweißungen an diesen Konstruktionen zu. Bei mehrlagiger Ausführung der Schweißnähte beeinflusst die damit verbundene mehrmalige Temperaturbeaufschlagung die Gefügewandlung und die damit einhergehenden lokalen Volumenänderungen sowie die thermomechanischen Eigenschaften der Schweißnaht. Infolgedessen stellen sich bei geschweißten Bauteilen wie auch bei Reparaturschweißungen komplexe Eigenspannungs- und Gefügezustände im Bauteil ein. Abhängig von der Steifigkeit des Bauteils bzw. von vorhandenen Aussteifungen im Tragwerk, stellen sich ein entsprechender Verzug der

Bauteile oder große Zwängungen ein. Für die im Rahmen dieses Forschungsvorhabens zu untersuchenden Konstruktionen ergeben sich bei hohen Zwängungen maßgebliche Eigenspannungsfelder, die sich deutlich ermüdungsfestigkeitsmindernd auswirken können.

Im Hinblick auf die Lebensdauerbewertung reparaturgeschweißter Konstruktionen sind die beschriebenen Einflüsse zu untersuchen, zu bewerten und bei der rechnerischen Ermittlung der Restlebensdauer geeignet zu berücksichtigen. Zusätzliche Schwierigkeiten bei der Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen entstehen durch die geometrischen und metallurgischen Kerben der Schweißnähte selbst. Durch den Schweißprozess sowie durch das Reparaturschweißen eingetragene Eigenspannungen überlagern sich mit den Beanspruchungen aus äußeren Lasten und können daher die Lebensdauer eines Bauteils signifikant beeinflussen. Durch das Reparaturschweißen können jedoch auch verzugsbedingt sekundäre Biegespannungen entstehen, die sich lokal superponieren und dadurch eine zusätzliche Erhöhung der ermüdungsrelevanten Beanspruchungen im Schweißnahtbereich zur Folge haben.

2 Werkstoffe, Randbedingungen und Reparaturkonzepte

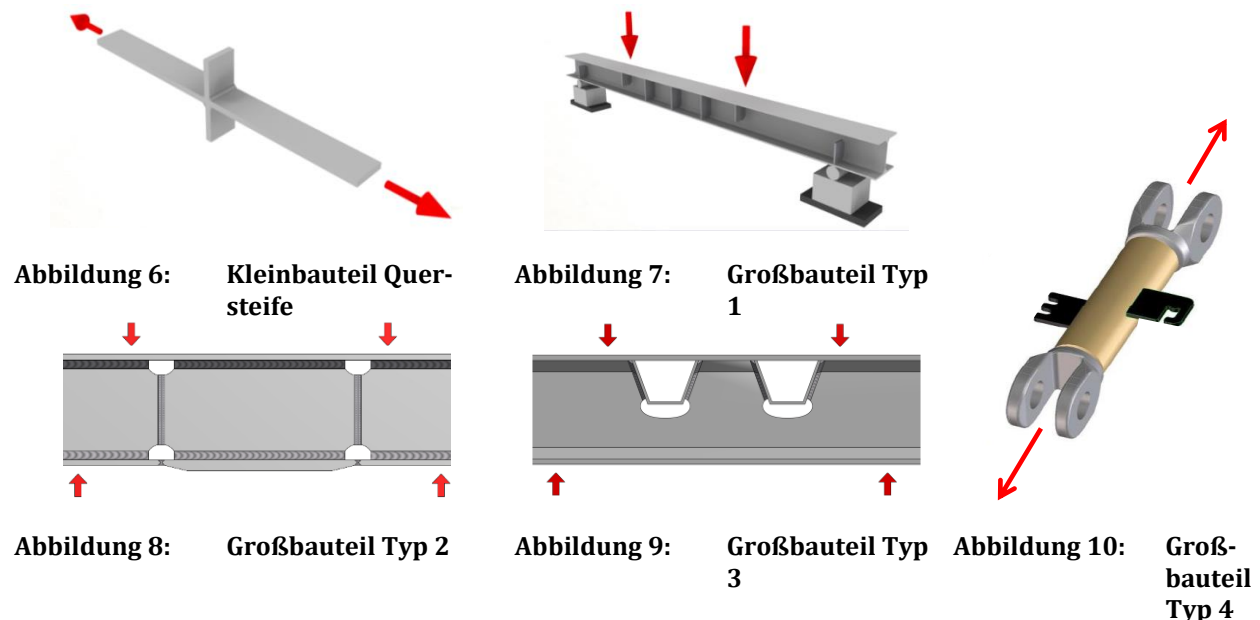
2.1 Festlegung der Werkstoffe

Der im Projektantrag favorisierte Werkstoff S235J2 bzw. St 37 wurde auf Basis eines Entschlusses des PA durch einen Stahl S355 ersetzt, da das Schweißspannungsniveau bei S355 im direkten Vergleich höher ausfällt und dies im Hinblick auf eine Reparaturschweißung hinsichtlich der infolge der Eigenspannung erhöhten Mittelspannung kritischer einzustufen ist. Darüber hinaus ist es äußerst schwierig, einen Werkstoff der Sorte S235 mit realen Streckgrenzen knapp über 235 MPa bei einem europäischen Grobblechhersteller zu beziehen. Der für den Stahlbau relevante Werkstoff S355 wurde sowohl für die Kleinprüfkörper als auch für die Großbauteile der Typen 1 bis 3 festgelegt. Darüber hinaus wurde der Werkstoff S960QL aufgrund großer Relevanz für den Kranbau festgelegt. Zur Überprüfung der Übertragbarkeit der Ergebnisse des S355 wurde für ein Großbauteil des Typs 1 ebenfalls der Werkstoff S960QL ausgewählt.

2.2 Festlegung der Probekörpergeometrie

2.2.1 Probekörperskizzen aus Forschungsantrag

Als für die Praxis repräsentative Bauteile wurden im Forschungsantrag zu diesem Forschungsprojekt die in Abbildung 6 bis Abbildung 9 dargestellten prinzipiellen Bauteilschemata identifiziert. Darüber hinaus wurde der in Abbildung 10 dargestellte am KIT vorliegende Rohr-Gabel-Prüfkörper aus dem Werkstoff FGS 100 WV mit angeschweißten Laschen aus dem FOSTA Forschungsprojekt P900 [6] repariert und erneut geprüft.



Die Entwicklung der konkreten Probekörpergeometrie verfolgt drei Hauptziele:

1. Die Probekörper müssen eine baupraktische Relevanz hinsichtlich der Blechdicken und der Beanspruchungsart besitzen.

2. Die erforderlichen Prüfkraft und -wege müssen auf den Prüfmaschinen beider Forschungseinrichtungen darstellbar sein.
3. Die Vergleichbarkeit mit bereits durchgeführten Forschungsprojekten soll durch eine ähnliche Probekörpergeometrie angestrebt werden, um eine breitere Datenbasis zur Einordnung der Lebensdauer im Zustand AW zu erhalten.

Die Aufteilung der Probekörper zwischen den Forschungsstellen ist in Tabelle 1 dargestellt.

Tabelle 1: Aufteilung und Anzahl der Probekörper zwischen den Forschungsstellen

Typ	Beschreibung	Werkstoff	Anzahl	Forschungseinrichtung
Kleinbauteil	Unbelastete Quersteife	S355J2+N	40	IWM
		S960QL	40	IWM
1	HE260A mit Quersteifen	S355J2+N	3	KIT
	Geschweißter HE260A mit Quersteifen	S960QL	1	KIT
2	Geschweißter Träger	S355J2+N	3	KIT
3	Orthotrope Platte	S355J2+N	3	KIT
4	Rohr-Gabel-Prüfkörper	FGS100WV	3	KIT

2.2.2 Großbauteil Typ 1 und Kleinbauteile – unbelastete Quersteife

Für die Kleinbauteilprobekörper und das Großbauteil des Typs 1 wurde das Kerbdetail „unbelastete Quersteife“ festgelegt, da dieses häufig in der Praxis vorkommt. Das Kerbdetail entsteht im Bereich des Brücken- und Anlagenbaus, wenn Blechfelder ausgesteift werden und beeinflusst dabei durch den resultierenden Steifigkeitssprung den Spannungsverlauf in Haupttragrichtung des ausgesteiften Bauteils. Angelehnt an [7] wird für das Großbauteil Typ 1 ein gewalzter Träger der Form HE 260 A gemäß DIN 1025-3 [8] mit Toleranzen gemäß DIN EN 10034 [9] aus S355J2 nach DIN EN 10025-2 [10] ausgewählt. Die Beanspruchung erfolgt durch 4-Punkt-Biegung. Das zu prüfende Detail befindet sich dabei im Biegezugbereich des konstanten Momentenverlaufs zwischen den inneren Auflagern. Eine numerische Voruntersuchung zur Festlegung der Steifengeometrie hat dabei gezeigt, dass im Bereich der Lasteinleitungen eine eingepasste Quersteife verwendet werden sollte, um ein unplanmäßiges Versagen in diesen Bereichen zu vermeiden (Abbildung 11).

Zusätzlich zur Verwendung eingepasster Quersteifen werden in den Lasteinleitungsbereichen alle Schweißnahtübergänge durch höherfrequentes Hämmern nachbehandelt, um eine höhere Sicherheit gegen ein vorzeitiges Ermüdungsversagen zu gewährleisten. Das Prüfdetail der unbelasteten Quersteife wird im Bereich des konstanten Biegemomentes mit einem Freischnitt ausgeführt, der den Anforderungen des Mindestradius aus den Korrosionsschutzbestimmungen genügt. DIN EN ISO 12944-3 [11] fordert für korrosionsschutzgerechte Aussteifungen einen Mindestradius von $r \geq 50$ mm. Die Geometrie des Großbauteils Typ 1 ist in Abbildung 12 dargestellt. Bei einer normativen Flanschdicke von 12,5 mm wird für die Steifen eine Blechdicke von 10 mm festgelegt. Das a-Maß wird zu 4 mm gewählt.

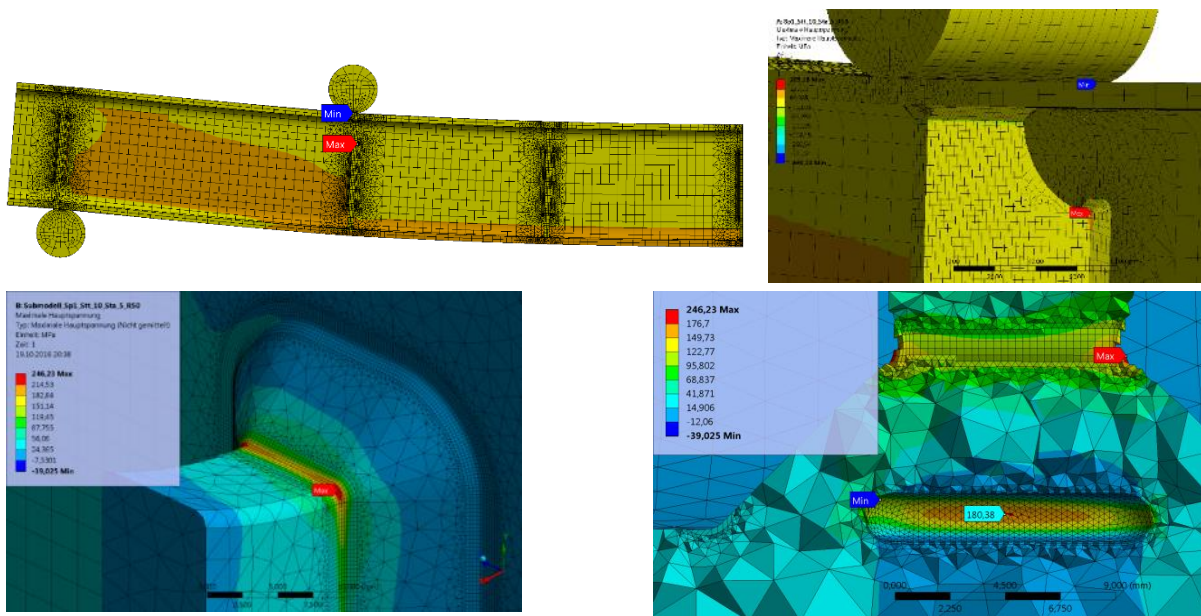


Abbildung 11: Effektive Kerbspannungen in Form von Hauptspannungen im Bereich des Ausschnitts

Das Referenz-Großbauteil aus dem höchstfesten Werkstoff S960QL wird als aus Blechen zusammengesetzter, geschweißter Träger konzipiert. Die Abmessungen sind dabei an den gewalzten HE 260 A angelehnt und in Abbildung 13 dargestellt. Der Unterschied zum gewalzten Träger besteht neben dem kleineren resultierenden Widerstandsmoment infolge der zusätzlichen Schweißnähte in einer Vielzahl zusätzlicher Kerbdetails. Damit diese Kerbdetails nach einer Reparatur des Prüfdetails durch die bereits aggregierte Werkstoffschädigung nicht maßgebend werden, erfolgt beim geschweißten Träger ausnahmslos ein höherfrequentes Hämmern aller Schweißnähte mit Ausnahme des Prüfdetails.

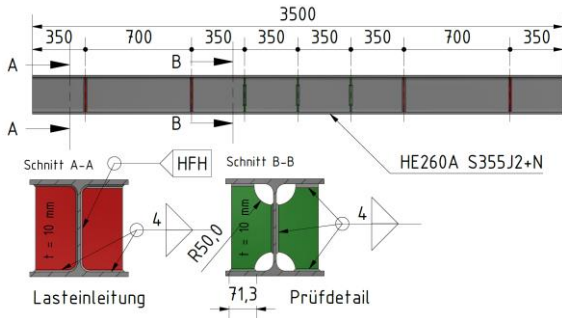


Abbildung 12: Abmessungen Großbauteil Typ 1 – S355J2+N

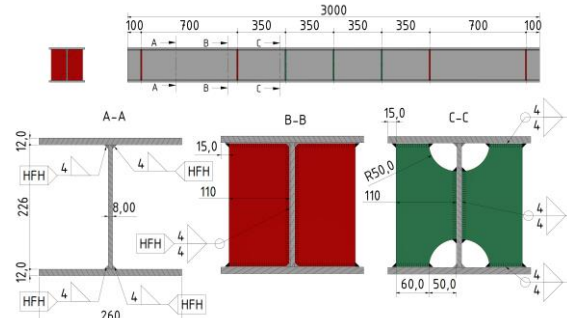


Abbildung 13: Abmessungen Großbauteil Typ 1 – S960QL

Da die Kleinbauteile dieselbe geometrische Diskontinuität aufweisen sollten, wie das Großbauteil, wurde für die unbelasteten Bleche des Kleinbauteils ebenfalls eine Blechdicke von 10 mm festgelegt. Die Blechdicke des Grundblechs der Kleinbauteile wurde aus Kapazitätsgründen der Prüfmaschine zu 10 mm festgelegt. Als Werkstoff wird ebenfalls ein S355J2+N verwendet. Die resultierende Geometrie ist in Abbildung 14 dargestellt. Für die Kleinbauteile des Werkstoffs S960QL gilt die zuvor genannte Geometrie analog.

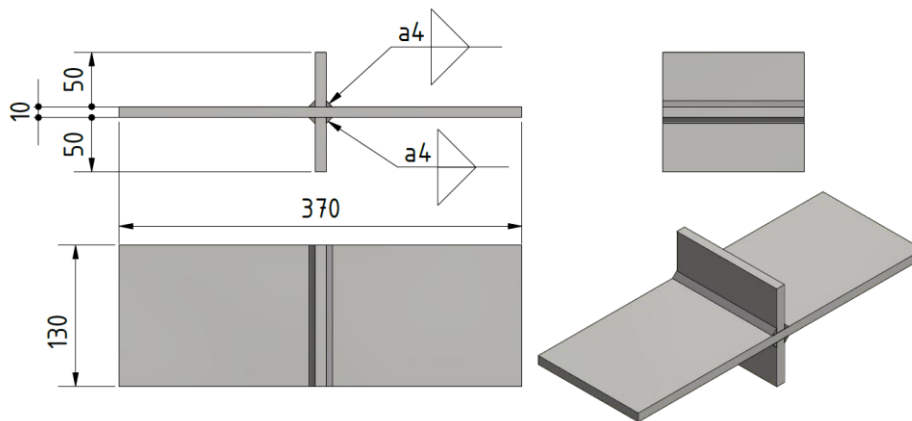


Abbildung 14: Abmessungen Kleinbauteil S355J2 und S960QL

Die unbelastete Quersteife ist im Kerbfallkatalog des Eurocodes 3, Teil 1-9 [12] als Kerbdetail 7 in den Kerbfall 80 eingruppiert, sofern der Abstand der Schweißnahtübergänge zum Grundblech einen Wert von 50 mm nicht überschreitet (siehe Anhang A.1). Im Gegensatz zum EC3-1-9 erfolgt die Eingruppierung des Details 511 gemäß IIV-Richtlinie [13] auf Basis der Blechdicke der Steife. Sofern die Blechdicke der Steife höchstens der Grundblechdicke entspricht, genügt das Kerbdetail 511 ebenfalls dem Kerbfall 80 im Zustand AW. Werden die Nahtübergänge mit der zuvor genannten geometrischen Einschränkung zusätzlich beschliffen, ist eine Eingruppierung in den Kerbfall 100 möglich. Falls die Steife jedoch eine größere Blechdicke als das Grundblech aufweist, ist Kerbfall 71 zu verwenden.

2.2.3 Großbauteil Typ 2 – Flanshdickensprung mit Stegfreischnitt

In der Praxis werden bei aus Blechen zusammengesetzten Trägern häufig dem Momentenverlauf angepasste Blechdicken verwendet, um ein möglichst ressourceneffizientes Tragwerk zu konstruieren. Blechdickensprünge werden dabei gemäß EC3-1-9 [12] mit einem Übergangsverhältnis $\leq 1:4$ angefast. Unter Beachtung von Kapitel 4, Abschnitt 3, Absatz (2) der ZTV-ING [14] „sind Aussteifungen, Verstärkungs- und Ausrüstungsteile (...) nach innen zu legen. Das gilt auch für Dickenabstufungen von Deck- und Untergurtblechen.“ Während das Großbauteil Typ 2 im Vergleich zur Prinzipskizze aus dem Forschungsantrag (Abbildung 8) geometrisch angepasst wurde, um den gesetzlichen Vorgaben des konstruktiven Ingenieurbaus zu entsprechen, blieb die Beanspruchungsform als 4-Punkt-Biegeversuch erhalten. Zur Vermeidung von kreuzenden Schweißnähten wird ein Freischnitt im Bereich der Stumpfnah angeordnet. Dazu fordert Absatz (1) desselben Abschnitts der ZTV-ING [14] die Einhaltung der Regeln des Korrosionsschutzes gemäß DIN EN ISO 12944-3 [11], die zu einem erforderlichen Radius von 50 mm im Bereich des Stegfreischnitts führen. Die Stumpfnah wird als DHV-Nah vorbereitet und von beiden Seiten aus in Wannennlage verschweißt.

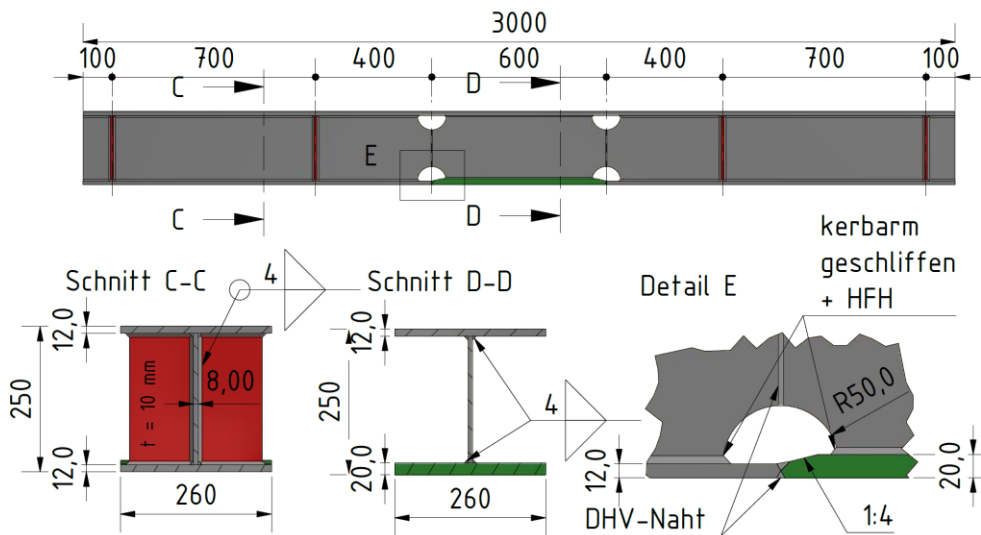


Abbildung 15: Abmessungen Großbauteil Typ 2 - S355J2+N

Neben der Festlegung des S355J2+N und der Angabe der konkreten Abmessungen in Abbildung 15 stellt Abbildung 16 in Kombination mit Anhang A.3 die im Großbauteil Typ 2 vorhandenen Kerbdetails dar. Der primär zu untersuchende Stumpfstoß mit Dickensprung (Detail 11 gemäß Tabelle 8.3 EC3-1-9, Bereich C in Abbildung 16) steht darin in direkter Konkurrenz zum Stegfreischnitt. Während Freischnitte bis zu 60 mm dem Detail 9 in Tabelle 8.2 gemäß EC3-1-9 [12] und somit noch dem Kerbfall 71 entsprechen, werden Freischnitte größer als 60 mm dem Detail 1 (Längssteife) gemäß Tabelle 8.4 einem geringeren Kerbfall 56 unter der Annahme einer Längssteifenlänge von $L > 100$ mm zugeordnet. Aus den IIW-Empfehlungen [13] hingegen folgt die Auswahl des Kerbfalls für eine Kehlnaht am Stegausschnitt abhängig vom Verhältnis der Schubspannung am Stegausschnitt zur Normalspannung im Flansch (siehe Anhang A.3).

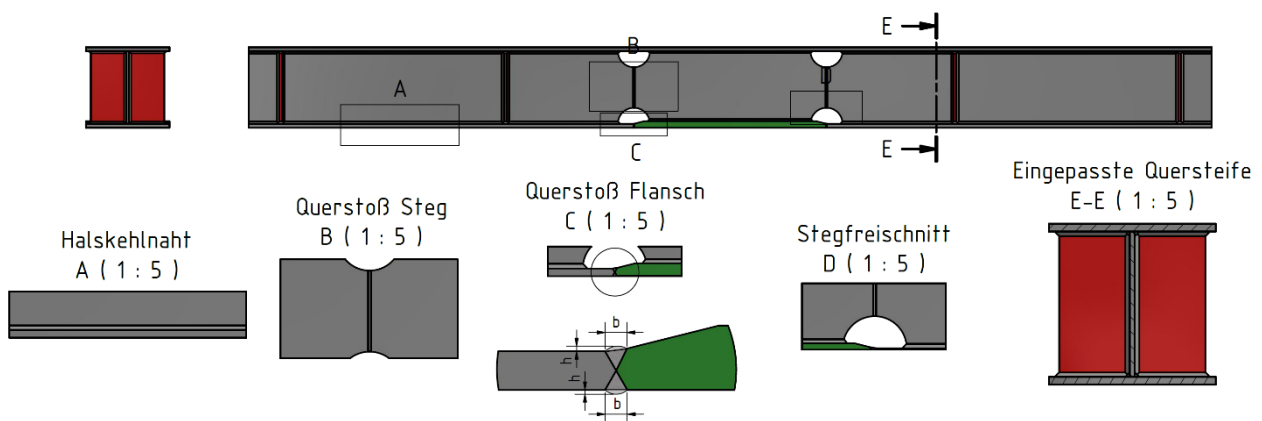


Abbildung 16: Kerbfälle am Großbauteil Typ 2

Die numerischen Untersuchungen von Buffler [15] verdeutlichen den komplexen Spannungszustand im Bereich des Stegfreischnitts unter Vernachlässigung einer Schweißnahtüberhöhung der Stumpfnaht und unter Ansatz eines a -Maßes von 5 mm für die Halskehlnähte. Als Nennspannung im vom

Kerbdetail unbeeinflussten Bereich wurde die dem Kerbfall 80 zugeordnete Nennspannungsschwingbreite von 80 MPa gewählt. Der sich unter diesen Randbedingungen einstellende Verlauf der maximalen Hauptspannung ist auf der rechten Seite in Abbildung 17 dargestellt. Im Bereich der Stegumschweißung stellt sich eine deutlich höhere maximale Hauptspannung ein.

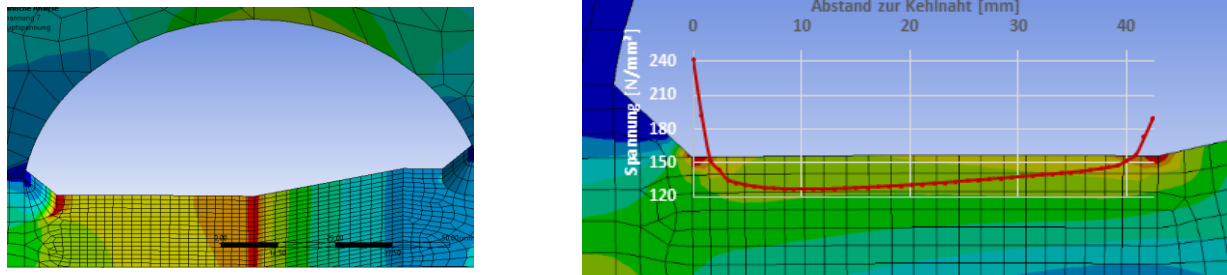


Abbildung 17: Maximale Hauptspannung im Bereich des Stegfreischnitts

Weiterführende Untersuchungen in [15] unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts zeigen, dass eine Nennspannung von 80 MPa zu einer effektiven Kerbspannung von $\sigma_e = 299$ MPa an der Stegumschweißung führt. Die Kerbspannung an der Stumpfnaht beträgt für die Bewertungsgruppe B125 nach [16] lediglich $\sigma_e = 277$ MPa. Zur Vermeidung des vorzeitigen Versagens am Schweißnahtübergang der Stegumschweißung oder an Ansatzstellen der Halskehlnähte werden alle Nahtübergänge des Großbauteils Typ 2 ebenfalls durch höherfrequentes Hämmern nachbehandelt, um das Versagen an der Stumpfnaht zu erzwingen.

2.2.4 Großbauteil Typ 3 – Orthotrope Platte

Bei Stahlbrücken ist die Fahrbahn oft als orthotrope Fahrbahnplatte ausgeführt. Durch zwischen den 1950er und 1970er Jahren geltende Patente auf Trapezhohlsteifen wurden oftmals von dieser Form abweichende Lösungen umgesetzt, die jedoch häufig zu Ermüdungsschäden führten [17]. Nach dem Ablauf der Patente wurde eine auf Erfahrungen beruhende Regelausführung orthotroper Platten in DIN EN 1993-2 [18] aufgenommen. Um zukünftigen Entwicklungen im Verkehrsaufkommen zu begegnen, wird das Detail der Stegdurchdringung der Längsrippe mit Stegfreischnitt untersucht. In Untersuchungen von Mang und Neyer [19], [20] stellte die Stegausnehmung für die Freischnittgeometrie nach [18] als auch nach [21] den Versagensort dar. Analog zur Versagensart in [19], [20] soll das Versagen an der Umschweißung des Stegblechs im Bereich des Freischnitts erzielt werden. In der Praxis treten bei orthotropen Platten Ermüdungsrisse häufig im Bereich der LKW-Spur auf [20]. Zur Festlegung der konkreten Probekörpergeometrie und zur Überprüfung des Versagensortes wurde, wie zuvor, eine numerische Analyse der Prinzipskizze des Typs 3 aus dem Forschungsantrag durchgeführt (siehe Abbildung 18).

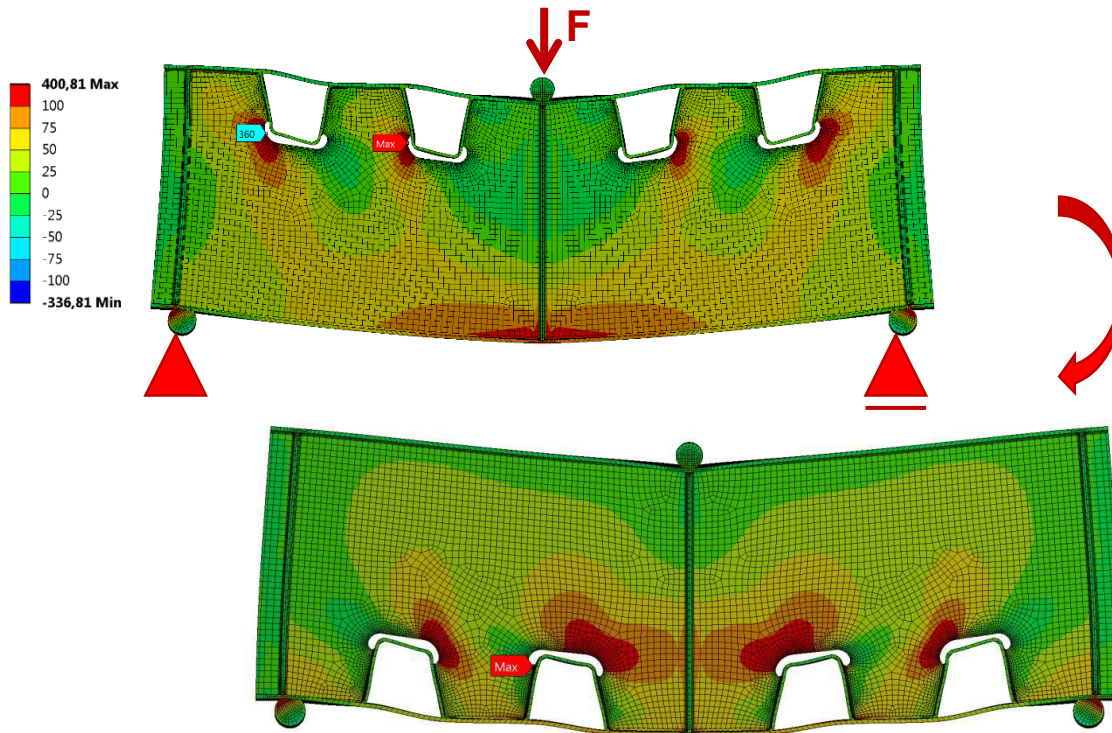


Abbildung 18: Maximale Hauptspannungen unter Vorgabe einer Nennspannung von 100 MPa auf der Flanschaußenseite im Biegezugbereich

Die Beanspruchungssituation des in der Realität auskragenden Bereichs einer Brücke mit Hohlkasten kann in Form einer 3-Punkt-Biegung abgebildet werden (siehe Abbildung 19). Während der obere Teil der Abbildung 18 den Bereich zwischen den Stegen des Hohlkastens darstellt, repräsentiert die um 180° gedrehte Konfiguration im unteren Teil der Abbildung 18 den auskragenden Bereich der Fahrbahnplatte.

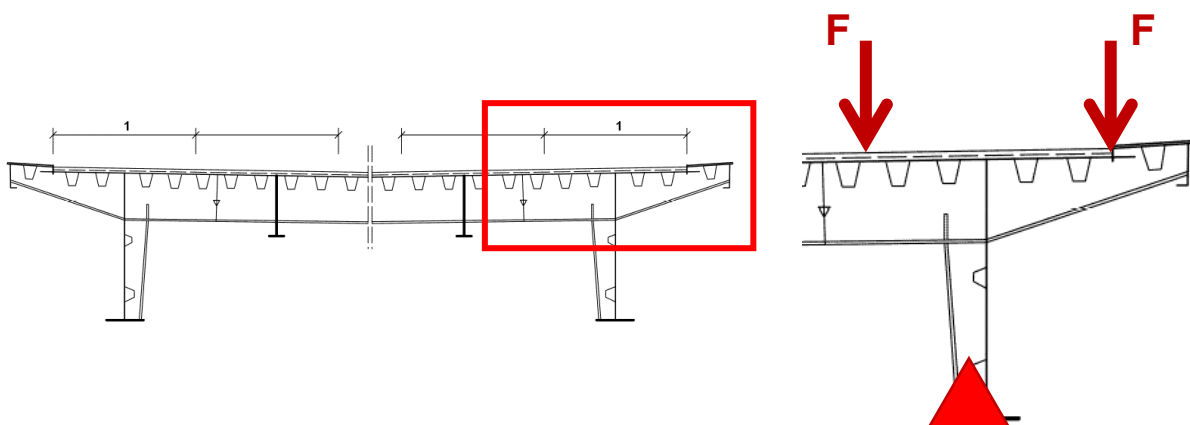


Abbildung 19: Belastungssituation auf Schwerlastspur auf Stahlbrücken aus [18]

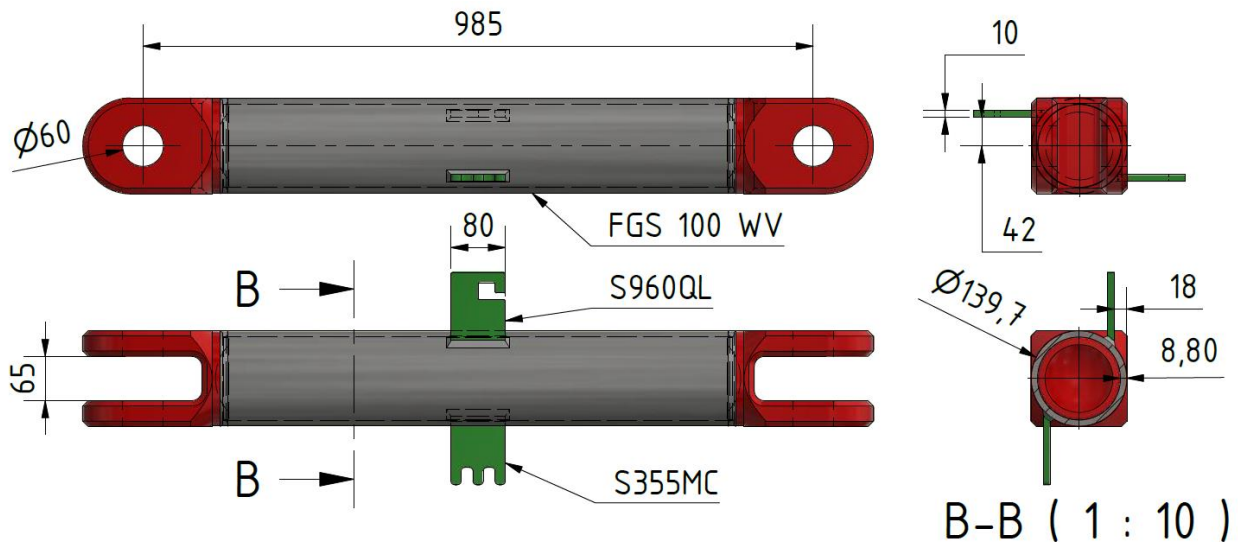


Abbildung 21: Abmessungen Großbauteil Typ 4

Die bestehenden Ermüdungsrisse resultierten aus Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ zwischen 300 und 400 MPa. Ein solcher Ermüdungsriss ist exemplarisch in Abbildung 22 dargestellt.

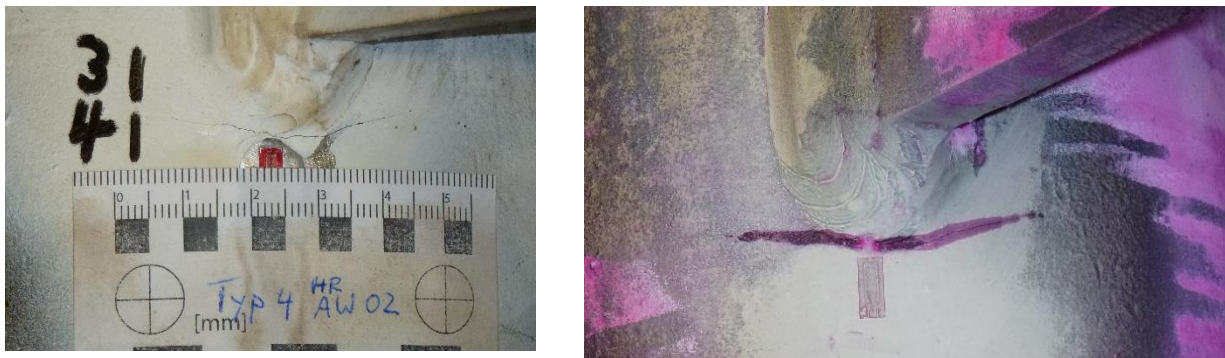


Abbildung 22: Risse in MT-Untergrundlack und linienförmige Anzeige bei der PT

2.3 Reparaturkonzept

2.3.1 Einleitung

Reparaturschweißungen von Ermüdungsrissen haben zum Ziel, die vor dem Schadenseintritt vorhandene Nutzungssicherheit eines Bauteils wieder herzustellen [22]. Durch unterschiedliche Bauteilgeometrie, Werkstoffbeschaffenheit und Schadenscharaktere ist jede schweißtechnische Instandsetzung ein individueller und fachlich anspruchsvoller Vorgang. Ratschläge und Hinweise hierzu sind in der Literatur jedoch nur vereinzelt vorzufinden. Der Verlauf eines Risses ist im Vorfeld einer Reparaturschweißung nach [23] bis zum Rissende zu erkunden, seine Enden abzubohren, alte Schweißnahtreste zu entfernen und eine neue Fuge vorzubereiten. Gemäß [22] können mechanische oder thermische Verfahren zur Fugenvorbereitung bei gerissenen und gebrochenen Bauteilen verwendet werden. Für die genannten Anwendungsfälle werden Schleifen, Meißeln, Fräsen, Hobeln, Drehen sowie Brennschneiden und Fugenhobeln empfohlen. Beim Brennfugen werden Poren mit der Flamme am

ausgeleuchteten Rissgrund erkannt. Risse öffnen sich zusätzlich durch die eingebrachte Wärme und können bis zu deren Ende ausgearbeitet werden [23]. Damit werden Risse zuverlässig beseitigt, die durch das Arbeiten mit mechanischen Verfahren, wie z. B. Trennscheiben (Flexen), verschmiert werden würden. Anderenfalls muss die Rissspitze in Tiefenrichtung durch mehrmalige, sehr zeit- und kostenintensive zerstörungsfreie Prüfungen (ZfP-Prüfung) detektiert werden. Es ist unbedingt zu vermeiden, dass nach erfolgter Fugenvorbereitung noch Restrisse vorhanden sind, Abbildung 23. Dies kann durch eine ZfP-Prüfung, wie die Farbeindringprüfung oder die Magnetpulverprüfung (siehe Abbildung 23), sichergestellt werden [22], [24]. Im Rahmen laufender [25] und auch abgeschlossener [26] Forschungsvorhaben an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine hat sich die MT-Prüfung nach DIN EN ISO 17638 [27] als das zuverlässigere Verfahren bewährt, da hiermit auch oberflächennahe Anrisse und Fehlstellen in ferromagnetischen Werkstoffen detektiert werden können. Das Auffinden von Rissen, die sich bis 2 mm unterhalb der Werkstückoberfläche befinden und zur Anzeige nicht klaffen müssen, ist mithilfe der MT-Prüfung möglich [23] und das Auffinden „verschmierter“ Anrisse damit gewährleistet.

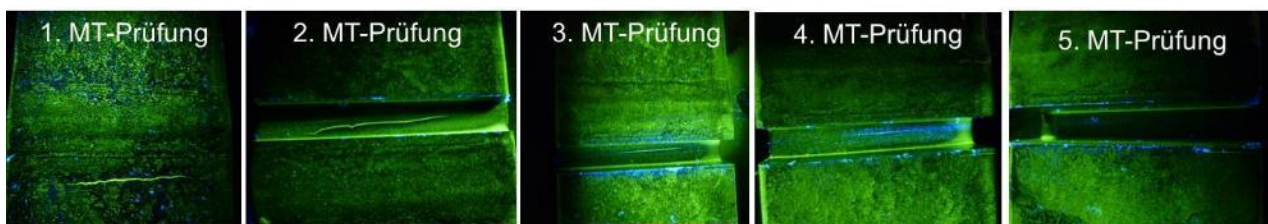


Abbildung 23: Mehrfaches Ausfräsen und nachfolgende MT-Prüfung eines Ermüdungsanrisses an einer Stumpfnah [25]

Für Reparaturschweißungen kommen aufgrund von Lage, Zugänglichkeit und Dicke der zu reparierenden Bereiche am schadhafte Bauteil in der Regel keine mechanisierten oder automatisierten Schweißverfahren zum Einsatz [22]. Vielmehr werden in den zuvor beschriebenen Anwendungsgebieten Lichtbogenhand- und MAG-Schweißverfahren eingesetzt [23], [28].

Während des Schmelzschweißens wird konzentrierte Wärme durch die sich bewegende Wärmequelle in die Fugenstelle lokal induziert und nachfolgend in die Schweißteile abgeführt, was zu einem transienten Temperaturfeld in den geschweißten Werkstoffen führt. Das durch die thermischen Spannungen verursachte inhomogene plastische Verformungsfeld in der Schweißnaht, in der Wärmeeinflusszone und im Grundwerkstoff während der Aufheiz- und Abkühlphase führt zur Entstehung von Schweißeigenstressungen. In Werkstoffen mit Festkörperphasenumwandlungen während des Abkühlens, wie z. B. bei ferritischen Stählen, treten zusätzlich Phasenumwandlungen auf (Volumenexpansion der Gefüge [23] in Verbindung mit der Umwandlungsplastizität [29] während der γ - α -Transformation), die die Höhe der Eigenstressungen und das Gefüge nach dem Schweißen zusätzlich beeinflussen.

2.3.2 Vorhandene Leitlinien zur schweißtechnischen Instandsetzung

Während bei ermüdungsbeanspruchten Brückenbauwerken das Vorgehen und die Intervalle der Bauwerksprüfung nach DIN 1076 [30] im Detail festgeschrieben sind und eingehalten werden müssen, ist bspw. der Betreiber eines Krans oder einer Kranbahn im industriellen Bereich für die Einhaltung der Prüfintervalle selbst verantwortlich [31]. Sofern in einer turnusmäßigen Prüfung Schäden festgestellt werden, muss in beiden Fällen ein Sachverständiger bestellt werden, um den Schaden und die Instandsetzungsmöglichkeiten zu beurteilen. Das in Deutschland bestehende Regelwerk dient dabei lediglich als Entscheidungshilfe und nicht als konkrete Handlungsanweisung. Schlussendlich entscheidet meist der Sachverständige zusammen mit dem für die Instandsetzung beauftragten Unternehmen über den Umfang und die Art der Reparaturmaßnahme.

Als Leitlinie zur Behebung von Schäden an orthotropen Platten wurde vom DVS das Merkblatt 1709 [32] veröffentlicht. Dieses enthält für orthotrope Fahrbahnplatten neben den Hinweisen zur Schadensanalyse auch Anforderungen an die ausführenden Fachfirmen sowie Angaben zur Kategorisierung der Schäden. Des Weiteren umfasst es, abhängig vom konkret zu sanierenden Schaden, Empfehlungen zur schweißtechnischen Umsetzung der Instandsetzung. Darin fehlen jedoch detaillierte Angaben zur erreichbaren Lebensdauer nach einer ordnungsgemäßen Reparaturschweißung.

Auf internationaler Ebene wurden Untersuchungen und Erfahrungen zur Instandsetzung unter Verwendung des Reparaturschweißens u.a. im Handbuch der Federal Highway Administration von Dexter et. al. [33] sowie im Dokument 2284r2-13 der Kommission XIII des International Institute of Welding (IIW) von Miki [24] zusammengefasst. Dexter et. al. [33] gehen dabei auf Ergebnisse der Ermüdungsversuche von Wylde [34] an reparierten, unbelasteten Quer- und Längssteifen ein. Bei diesen konnte die Ermüdungsfestigkeit des originalen Details wiederhergestellt werden, sofern der existierende Ermüdungsriss vollständig entfernt wurde. Mehrmalige Reparaturschweißungen desselben Details konnten die originale Ermüdungsfestigkeit bei jeder erneuten „Reparaturschleife“ wiederherstellen. Dieselbe Beobachtung machte Kelly [35] bei der Durchführung und Auswertung von Großversuchen mit typischen Details aus dem Schiffbau.

Alle zuvor genannten Leitlinien geben Hilfestellungen bei der Analyse der Schadensursachen und der Auswahl der Instandsetzungsmethoden. Die Frage nach der Schadensursache stellt dabei den ersten Schritt dar:

1. Ist der Ermüdungsschaden konstruktiv bedingt (Bsp. Rheinbrücke Leverkusen [36])?
2. Entstand der Ermüdungsriss durch eine fehlerhafte Ausführung (Einschlüsse, Wurzel nicht erfasst, etc.)?
3. Bestand eine unplanmäßige, den Schaden verursachende, Überbeanspruchung?

Bei Schadensursache 1 ist es unumgänglich, das Detail konstruktiv zu ändern. Da eine isolierte Instandsetzung durch das Reparaturschweißen keinen dauerhaften Zustand herstellen würde, kommt das Reparaturschweißen, wenn überhaupt, lediglich als ein Teilaspekt einer Sanierung in Frage. Bei

den Ursachen 2 und 3 kann das Reparaturschweißen jedoch einen erheblichen Beitrag zur Verlängerung der Nutzungsdauer des betroffenen konstruktiven Details liefern.

2.3.3 Festlegung des Reparaturkonzepts

Basierend auf dem Leitfaden zur Reparatur und Instandsetzung von Ermüdungsrissen in Stahlbrücken von Dexter et al. [33] wurde das folgende Reparaturkonzept erarbeitet:

1. Zerstörungsfreie Prüfung (ZfP) in einer mindestens zweischrittigen Vorgehensweise mit der Durchführung von entweder Sicht- und Farbeindringprüfung (VT + PT) und/oder Magnetpulverprüfung (MT). Die Betrachtungsbedingungen und die Prüfflächen müssen für zuverlässige Rissanzeigen entsprechend die Anforderungen des ZfP-Regelwerks einhalten [27], [37]–[39]. Da mit Hilfe der Magnetpulverprüfung auch oberflächennahe Diskontinuitäten angezeigt werden können, gilt als Risskriterium der erste, mit bloßem Auge sichtbare Anriss. Bei Hauptprüfungen im Rahmen von Bauwerksprüfungen gemäß DIN 1076 [30] sind Besichtigungen aller Schweißnähte durchzuführen. Es wird jedoch nicht spezifiziert, welche Betrachtungsbedingungen bei der Prüfung einzuhalten sind. Aufgrund dessen stellt das Vorgehen zur Definition des ersten, sichtbaren Oberflächenrisses den Zustand für Laborbedingungen dar. Ein in der Praxis deutlich häufiger auftretender Wandungsdurchriss stellt den ungünstigen, realitätsnäheren Fall dar, da er sich in vielen Fällen auch eindeutig durch Rostfahnen identifizieren lässt. Die oberflächliche Rissausdehnung ist nachfolgend zu dokumentieren. Für den Fall eines Wandungsdurchrisses ist die Ausdehnung auf beiden Blechseiten zu dokumentieren.
2. Bei der Bestimmung der Rissursache ist zu überprüfen, ob der Riss durch eine gemäß DIN EN ISO 5817 [16] unzulässige Ausführungsqualität, bspw. einen schroffen Nahtübergang oder nicht entfernte Schweißspritzer, etc., hervorgerufen wurde. Neben diesen exemplarischen, offensichtlichen Ausführungsfehlern ist eine unzulässige Werkstoffungänze des Grundwerkstoffs zu überprüfen (Überprüfung der chemischen Zusammensetzung des Grund- und Zusatzwerkstoffs anhand der Abnahmeprüfzeugnisse 3.1 bzw. der Werkszeugnisse 2.2).
3. Bei der nachfolgenden Rissentfernung kommen zwei in der Praxis verwendete Verfahren in Frage. Einerseits das Fugenhobeln und andererseits das Ausschleifen des Risses mit Hilfe von Trenn-, Schrappscheiben und Frässtiften. Ein Abbohren der Risspitze ist mit diesem Konzept nicht vorgesehen, da für diesen Fall immer eine beidseitige Reparatur durchgeführt werden müsste. Daran anschließend wird eine Wiederholungsschleife, bestehend aus Ausfugen / Ausschleifen und ZfP, zur Überprüfung der vollständigen Rissentfernung durchgeführt, bis bei der ZfP entweder keine Anzeigen mehr vorliegen oder ein Materialabtrag von ca. 75 % der Blechdicke erreicht ist. Um während der ZfP Fehlanzeigen zu vermeiden, ist die vorbereitete Reparaturnahtfuge in jedem Schritt ZfP-konform zu reinigen.

4. Bei der ersten Lage der folgenden Reparaturschweißung ist darauf zu achten, dass eine Mindestmaterialdicke von ca. 2 mm (zusätzlich abhängig von der Wahl der Schweißparameter) im tiefsten Bereich der Schweißfuge nicht unterschritten wird, um ein Durchfallen der Nahtwurzel zu verhindern. Sofern dies aufgrund eines räumlich komplexen Rissverlaufs nicht möglich und die Zugänglichkeit von der Gegenseite aus gewährleistet ist, sollte eine Schweißbadsicherung verwendet werden. Der restliche Lagenaufbau richtet sich nach der vorliegenden Blechdicke und den entsprechenden Regelungen für den werkstoffabhängigen, zulässigen Wärmeeintrag.
5. Sofern bei der zuvor durchgeführten ZfP-Schleife festgestellt wurde, dass die Risttiefe kleiner als die halbe Blechdicke ist, ist die Reparaturschweißung abgeschlossen. Wenn die Risttiefe jedoch über 50 % der Blechdicke hinausgeht, ist nach der ersten Reparaturschweißung die Gegenseite bis auf 75% der Blechdicke vorzubereiten. Die Rissentfernung ist mit einer abschließenden ZfP von der Gegenseite aus zu überprüfen. Sofern keine Anzeigen vorliegen, sind die Gegenlagen entsprechend Schritt 4 aufzubauen. Mit diesem Vorgehen wird sichergestellt, dass die Risspitze und der Großteil des vorgeschädigten Werkstoffs in jedem Fall entfernt wird.
6. Die abschließenden Schritte des Reparaturkonzeptes bilden die Nachbehandlung der Reparaturahtübergänge (kerbfrei schleifen, Schleifriefen dabei parallel zur maximalen Hauptspannung) sowie eine abschließende ZfP (VT + PT / VT + MT), um die Rissfreiheit der Nahtübergänge zu überprüfen. Das bevorzugte Verfahren ist für den baupraktischen Fall die Farbeindringprüfung.

Abbildung 24 zeigt schematisch die Ausarbeitung der Reparaturahtvorbereitung und das Reparaturschweißen anhand eines Ausschnitts am Musterbauteil aus S355J2+N. Das Musterbauteil wurde aus dem bei der Fertigung der Kleinbauteile anfallenden Reststück gewonnen. Somit ist eine Übertragbarkeit der daran gewonnenen Ergebnisse auf die restlichen Kleinprüfkörper gegeben.

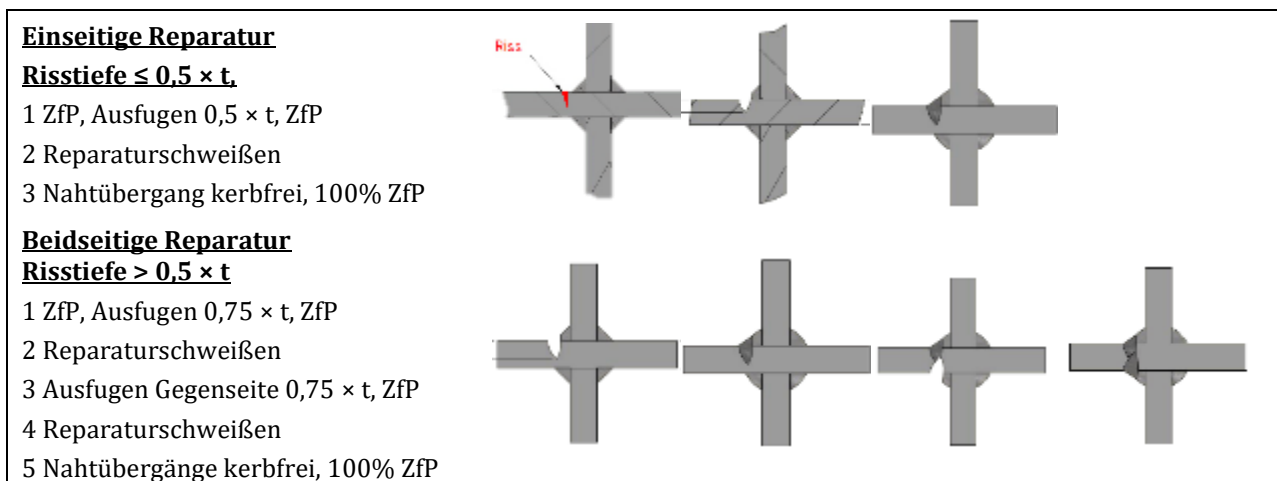


Abbildung 24: Schema zur Reparaturschweißung am Musterbauteil und an den Kleinprüfkörpern

2.4 ZfP-Verfahren

Die Gegenüberstellung der ZfP-Verfahren erfolgt auf der Grundlage ihrer Eignung zum Einsatz an schwer zugänglichen Stellen und der Möglichkeiten der Fehlerdetektion. Besonders geeignet sind neben der obligatorischen Sichtprüfung (VT) die Farbeindring- (PT) sowie die Magnetpulverprüfung (MT) zur Auffindung oberflächlicher bzw. auch oberflächennaher Fehlstellen. Während VT und PT reine Oberflächenrissprüfverfahren sind, ist mit der Magnetpulverprüfung bei ferromagnetischen Werkstoffen zusätzlich eine Detektion von Diskontinuitäten möglich, die sich in unmittelbarer Oberflächennähe befinden, ohne dass diese bis zur Oberfläche reichen müssen. Dies stellt besonders für die Überprüfung der Rissspitzentfernung einen entscheidenden Vorteil gegenüber anderen Verfahren dar. Die in der Praxis bei Stumpfnähten obligatorischen Ultraschall- und/oder Durchstrahlungsprüfungen bieten bei der Charakterisierung und Auffindung von inneren Ungängen entscheidende Vorteile. Da die innerhalb des Forschungsprojektes zu identifizierenden ZfP jedoch auch für den Großteil der ausführenden Unternehmen des Stahlbaus praktikabel sein sollen, liegt der Fokus primär auf der Eindring- und der Magnetpulverprüfung.

Zur genauen Bestimmung der Rissgröße werden in Dexter et. al. [33] und Miki [24] mehrere zerstörungsfreie Prüfmethode diskutiert. Neben den bereits genannten Methoden VT, PT und MT werden weitere ZfP, wie die Ultraschallprüfung (UT), die Wirbelstromprüfung (ET) sowie die Durchstrahlungsprüfung (RT) genannt. Die Verfahren ET, UT sowie RT erfordern jedoch zeitintensive und damit kostspielige Untersuchungen durch qualifiziertes Fachpersonal, um eine zuverlässige Aussage zu erhalten. Miki stellt in [24] ebenfalls den Zusammenhang zwischen der Fehleranzeigegröße, der tatsächlichen Rissgröße sowie der Tendenz zur Unter- oder Überschätzung der Rissgröße her, der in der Tabelle 1 zusammengefasst ist.

Tabelle 2: Fehleranzeigegröße und korrespondierende Rissbreite/-tiefe [24]

ZfP-Verfahren	Kleinste erkennbare Rissgröße [mm]		Genauigkeitsabschätzung der tatsächlichen Rissgröße
	Breite	Tiefe	
PT	10	2,5	Unterschätzung
MT	5,0	0,5	Überschätzung
ET	6,0	1,0	Überschätzung
UT (Winkel-Refl.)		1,0	-
(Rissspitzen-Refl.)	8,0	2,5	± 1 mm
RT Blech t = 40 mm	8,0		
Blech t = 80 mm	20	-	Beide: Unterschätzung

Ein praxisrelevantes Kriterium bei der Auswahl des ZfP-Verfahrens ist neben der Zuverlässigkeit auch der erforderliche zeitliche Aufwand bei der Anwendung des jeweiligen Verfahrens. Während MT ein

schnelles und zuverlässiges Verfahren ist, hängt die Zuverlässigkeit bei PT auch von der Umgebungstemperatur und der Eindringdauer ab. Beiden Verfahren ist eine erhöhte Anforderung an einen adäquaten Oberflächenzustand gemein. In Abbildung 25 und Abbildung 26 sind während des Reparaturvorgangs exemplarisch je eine MT- und PT-Prüfung an einem Kleinbauteil unter Verwendung einer Suspension bzw. eines Eindringmittels mit fluoreszierenden Inhaltsstoffen dargestellt. Das Entfernen des Risses erfolgte mit Hilfe einer 5 mm dicken Schruppscheibe mit „industrieller“ zügiger Arbeitsgeschwindigkeit. Die aus diesem Grund ausgeprägten Schleifriefen erschweren die Unterscheidung zwischen Fehlanzeigen und korrekten Anzeigen bei der Anwendung der MT-Prüfung (siehe Abbildung 25). Bei der Verwendung des Farbeindringmittels ist hingegen ein größerer Zeitaufwand sowohl bei der Eindringdauer als auch beim Zwischenreinigen der Prüffläche zu berücksichtigen (Abbildung 26). Im direkten Vergleich zwischen Abbildung 25 und Abbildung 26 liegt bei der PT-Prüfung im Gegensatz zur MT-Prüfung bei derselben Oberflächengüte keine registrierpflichtige Anzeige vor. Um eine zuverlässige Aussage mit der MT-Prüfung zu erhalten, ist es somit geboten, dass die für die Rissentfernung beauftragte Fachkraft unmittelbar vor der ZfP eine prüffähige Oberfläche bereitstellt. Gleiches gilt auch für die Eindringprüfung, um den Aufwand bei der Reinigung der Prüffläche zu reduzieren.

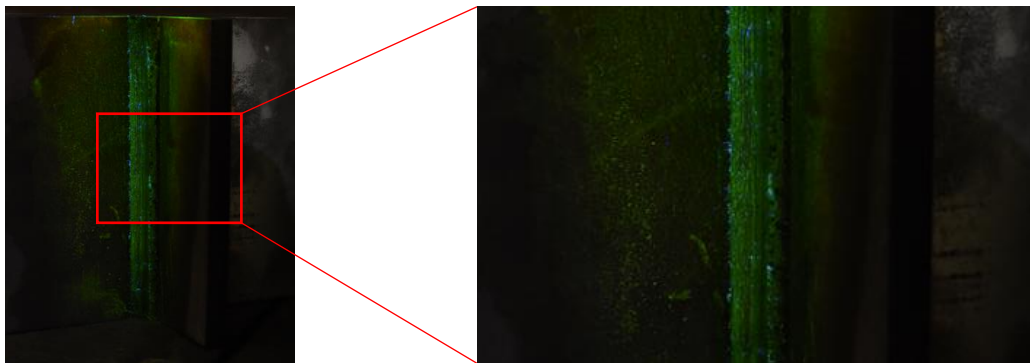


Abbildung 25: Oberflächenzustand bei MT-Prüfung, Probe AID-FZ-S43

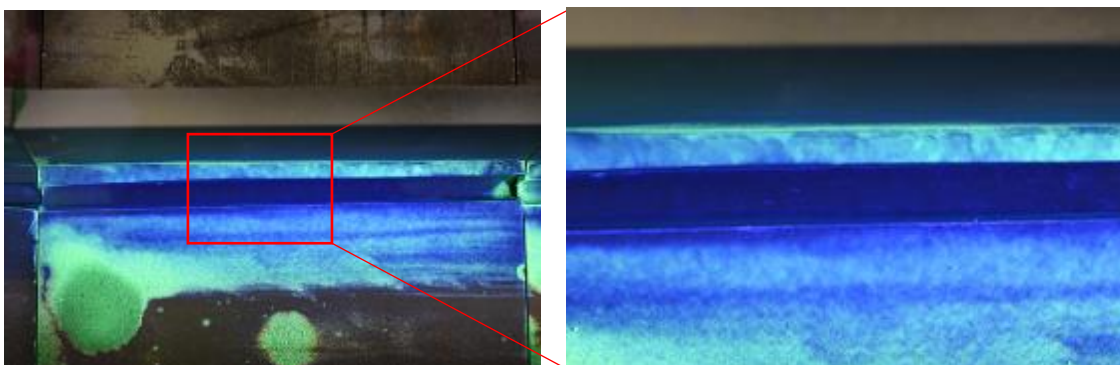


Abbildung 26: Oberflächenzustand bei PT-Prüfung, Probe AID-FZ-S43

Neben den bereits bauaufsichtlich eingesetzten Prüfverfahren kommen ebenso bildgebende Verfahren, wie die ultraschallangeregte Thermographie [40] sowie die Induktionsthermographie [41] in Frage. Aufgrund der ausgesprochen hohen erforderlichen Fachkompetenz des Anwenders und der fehlenden Marktreife wird die Untersuchung dieser Verfahren im Forschungsprojekt jedoch nicht weiterverfolgt.

2.5 Überprüfung des Reparaturkonzepts anhand eines Musterbauteils

Das in Abbildung 14 dargestellte Musterbauteil wurde nach dem Schweißen am zweiten, rückseitigen Schweißnahtübergang der Biegezugseite zwischen Grundblech und Schweißnaht HFH-nachbehandelt, um den Riss an einem definierten Nahtübergang zu erzwingen. Um die notwendige Risstiefe bei den Kleinbauteilen zu erhalten, wurden Rastlinienversuche auf einem Hochfrequenzpulsator durchgeführt (siehe Abschnitt 4.2). Bei einem Frequenzabfall $\Delta f = 0,2$ Hz war die Risstiefe kleiner als $\frac{1}{2} \times t$, bei $\Delta f = 1,2$ Hz überschritt sie die Tiefe von $\frac{1}{2} \times t$. Eine durchgeführte MT-Prüfung an einem beidseitig reparierten Probekörper ist in Abbildung 27 dargestellt und zeigt eine ausgeprägte linienförmige Anzeige im Grund der Reparaturahtvorbereitung. Trotz Schleifriefen infolge des Ausschleifens mit Hilfe einer Schruppscheibe konnte der vorhandene Riss mit Hilfe der Magnetpulverprüfung in diesem Fall nachgewiesen werden. Nach der Reparaturschweißung der zuerst vorbereiteten Seite, wurde der Probekörper nach demselben Prinzip von der Gegenseite vorbereitet und reparaturgeschweißt.

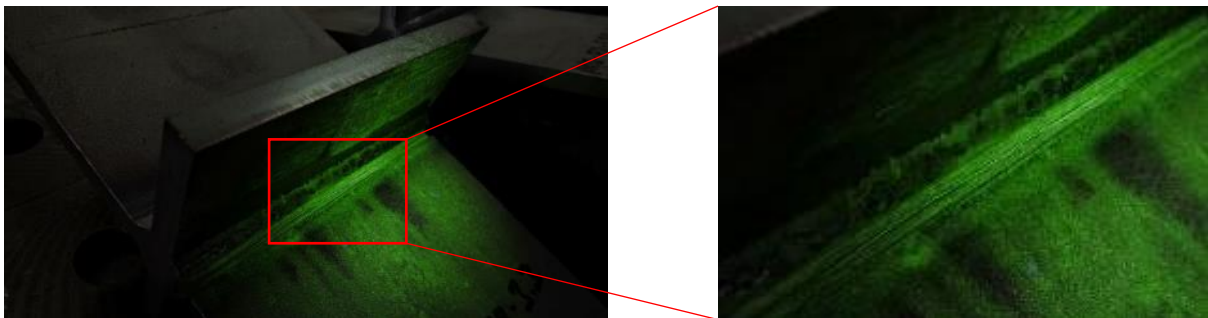


Abbildung 27: Reparaturnahtvorbereiteter, rissbehafteter Probekörper in MT-Prüfung

Die aus der Reparatur resultierenden Makroschliffe sowie die Mikrohärtfelder sind in Abschnitt 4.2 dokumentiert und zeigen die Wirksamkeit des Reparaturkonzeptes für beide Werkstoffe.

2.6 Fertigungsbegleitende Temperaturfeldbestimmung

2.6.1 Fertigung der Probekörper

Die Probekörper im Zustand AW wurden durch die im Projektausschuss beteiligten Unternehmen gefertigt. Die Kleinbauteile wurden durch die Firma Wandres Metallbau im Rahmen einer Lohnfertigung repariert. Tabelle 1 gibt eine Übersicht der Fertigungstermine und der ausführenden Schweißbetriebe. Die Reparatur der Großbauteile erfolgte versuchsbegleitend am KIT.

Tabelle 3: Fertigungstermine und ausführende Betriebe

Probekörperart	Typ	Beschreibung	n [-]	Werkstoff	Fertigungs- / Reparaturbetrieb	Fertigungstermin	Prüfung an FE
Großbauteile	1	HE 260 A mit Quersteifen	3	S355J2+N	Schachtbau Nordhausen	08.08.2017	KIT
	1	Geschweißter Träger mit Quersteifen	1	S960QL	Stahlbau Wegscheid	04.04.2017	KIT
	2	Komplexer geschweißter Träger	3	S355J2+N	Maurer Engineering GmbH	12.02.2018	KIT
	3	orthotrope Platte	3	S355J2+N	Maurer Engineering GmbH	15.01.2019	KIT
	4	Reparatur Rohr-Gabel-Prüfkörper	3	FGS 100 WV S355MC S960QL	Lohnfertigung Wandres Metallbau	04.06.2019	KIT
Kleinbauteile	-	Quersteife	39	S355J2+N	Liebherr-Werk Biberach	23.05.2017	IWM
	-	Quersteife	42	S960QL	Stahlbau Wegscheid	04.04.2017	IWM
	-	Reparatur Quersteife	39	S355J2+N	Lohnfertigung Wandres	11.01.2018	IWM
	-	Reparatur Quersteife	42	S960QL	Metallbau	30.01.2018	IWM

2.6.2 Temperaturfeldbestimmung

Zur punktuellen Bestimmung des Temperatur-Zeit-Verlaufs zum Zweck der Kalibrierung der Wärmequellen für die Schweißstruktursimulation wurden prozessbegleitend Temperaturmessungen bei der Fertigung aller Probekörper durchgeführt. Die Messung erfolgte mit Cr-Ni-Thermoelementen des Typs K mit einem Manteldurchmesser von 0,08 mm. Die Messung erfolgte zudem mit offenliegender Messspitze, wodurch in Kombination mit dem geringen Manteldurchmesser laut Angabe des Herstellers eine sehr schnelle Ansprechzeit von unter einer halben Sekunde erreicht werden kann. Die Messung wurde mit einem Messverstärker des Typs HBM MGCplus und einer Abtastrate von 2400 Hz durchgeführt. Die Platzierung der Thermoelemente erfolgte in einem festen Raster von 0 mm, 0,5 mm, 1,0 mm, 1,5 mm, 2,0 mm und 3,0 mm von der theoretischen Schmelzlinie entfernt. Durch die manuelle Brennerführung bei einem Großteil der untersuchten Schweißprozesse ergaben sich allerdings abweichende Abstände, die nachträglich in der Auswertung berücksichtigt wurden. Die ermittelten Temperatur-Zeit-Verläufe sind in Abbildung 28 zusammengefasst. Die angegebene $t_{8/5}$ -Zeit entspricht dabei dem Mittelwert mehrerer Temperaturprofile und liegt bei den Messungen aller Schweißungen im Bereich zwischen 3,5 s und 5,3 s.

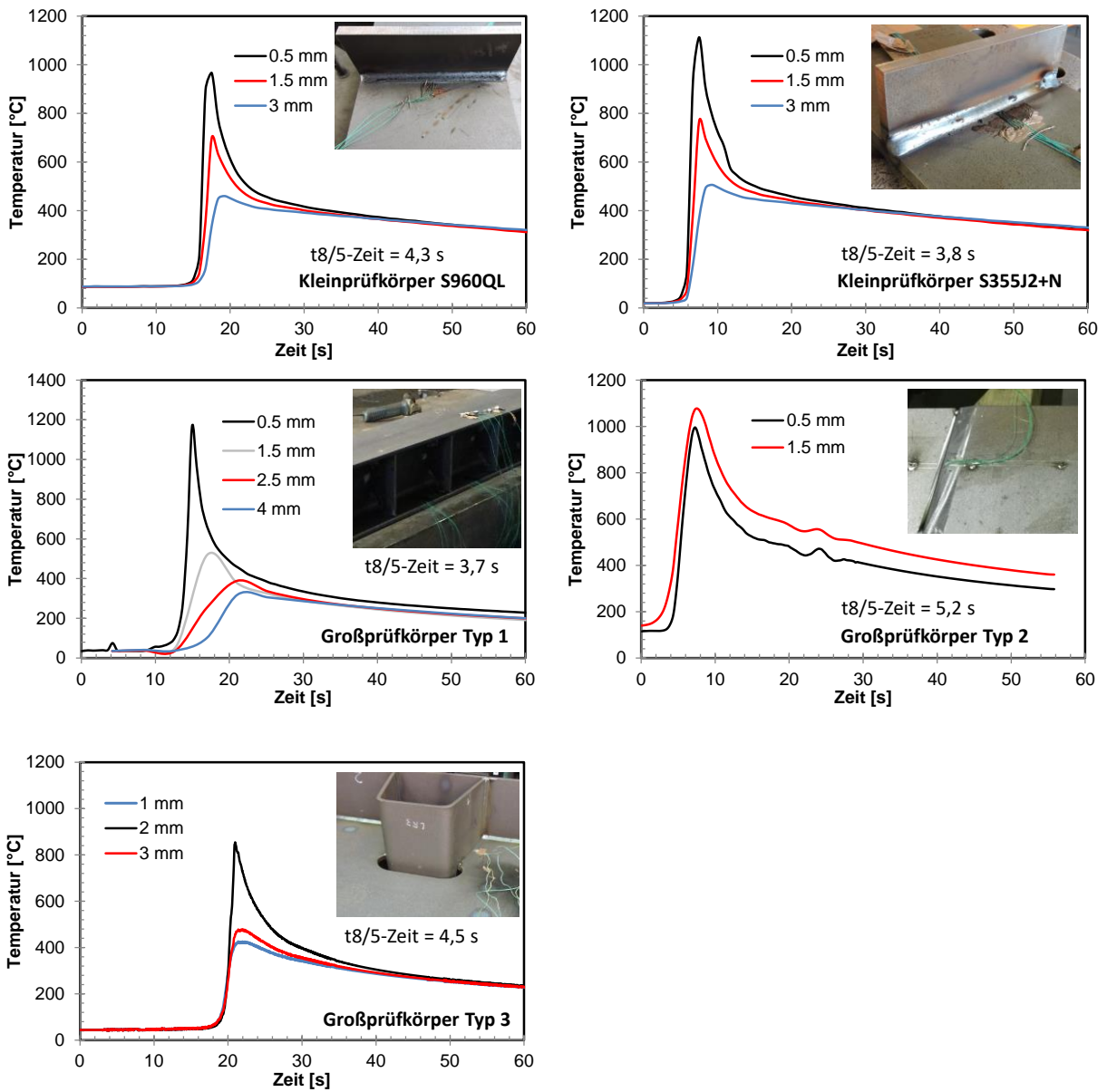


Abbildung 28: Temperatur-Zeit-Verläufe für die untersuchten Schweißprozesse

3 Werkstoffcharakterisierung

3.1 Schlibfbilder, Härteverteilung und Gefügebestimmung

Die chemische Zusammensetzung der untersuchten Stähle S355J2+N und S960QL wurde mit Hilfe eines Glimmentladungsspektrometers des Typs Leco GDS 850A ermittelt und ist in Tabelle 4 zusammengefasst.

Zusätzlich wurden die in Abbildung 29 links dargestellten Querschliffe der Kleinprüfkörper angefertigt. Die Verteilung der Mikrohärtigkeit HV1 (nach DIN EN ISO 6507-1 [42]) über die geätzte Oberfläche der Querschliffe wurde unter Verwendung eines instrumentierten Härteprüfgeräts des Typs Fisherscope ST200 nach DIN EN ISO 14577-1 [43] ermittelt. Die Härteverteilung ist in Abbildung 29 (rechts) dargestellt. Die Härte im Bereich des Schweißguts und der Wärmeeinflusszone beträgt beim S355J2+N zwischen 255 HV1 bis 275 HV1 gegenüber einem Mittelwert von 196 HV1 des Grundwerkstoffes. Beim Werkstoff S960QL wurde eine Härte von 396 HV1 bis 420 HV1 im Bereich der Wärmeeinflusszone gegenüber einer Grundwerkstoffhärte von im Mittel 342 HV1 bestimmt. Durch ergänzende Härtemessungen auf der Härteskala HV10 konnte sichergestellt werden dass die maximale Härte von 320 HV10 bis 380 HV10 nach DIN EN ISO 15614-7 bzw. API Standard 1104 und CSA Z662-07 für S355J2+N nicht überschritten wurde. Verglichen mit dem von Seyffarth et al. [44] bestimmten Maximalwert von 433 HV10 der Werkstoff-Nr. R99 (S960QL) lagen beim S960QL gemäß Tabelle 4 alle ermittelten Härtewerte unter 433 HV10.

Tabelle 4: Chemische Zusammensetzung der Grundwerkstoffe

Werkstoff	Element (wt%) (Fe = bal.)												
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	V	W	Cu	Al	Ti
S355J2	0,161	1,47	0,17	0,0107	0,0053	0,040	0,035	0,007	0,008	0,004	0,015	0,032	0,0125
S960QL	0,155	1,23	0,206	0,0095	0,0017	0,194	0,084	0,599	0,046	0,007	0,013	0,057	0,003

Das Gefüge der untersuchten Grundwerkstoffe (GW) und Wärmeeinflusszonen (WEZ) wurde in mikroskopischen Untersuchungen gemäß DIN EN ISO 17639 [45] ermittelt. Die jeweiligen Mikroschliffe wurden durch Tauchätzung in fünfprozentiger Nital-Lösung hergestellt und sind in 500-facher Vergrößerung in Abbildung 30 dargestellt. Während die Gefügeanteile beim GW des S355J2+N zu ca. 78 % Ferrit und 22 % Perlit betragen, wurde für den GW des S960QL ein vollständig bainitisches Gefüge ermittelt. Die Grobkornwärmeeinflusszonen beider Werkstoffe zeigten ebenfalls ein nahezu vollständiges bainitisches Gefüge mit geringen martensitischen Anteilen bei S960QL.

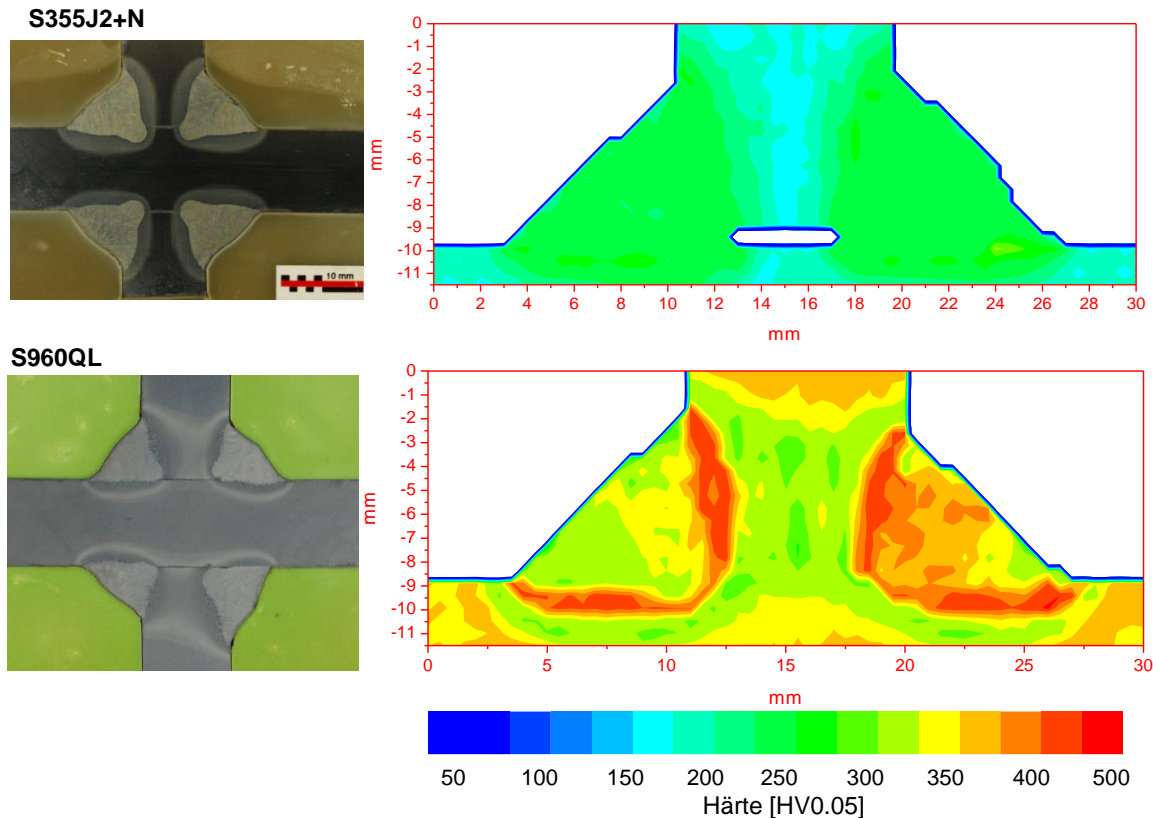


Abbildung 29: Querschliffe und Härteverteilungen HV1 der untersuchten Kleinprüfkörper

3.2 Thermophysikalische Simulation des WEZ-Gefüges

Aufgrund der geringen Ausdehnung der WEZ von 2 mm bis 3 mm war eine direkte Probenentnahme zur Ermittlung der gefügeabhängigen, mechanischen Eigenschaften nicht möglich. Als Alternative wurde das WEZ-Gefüge auf Basis des Temperatur-Zeit-Verlaufs aus der Probekörperfertigung thermophysikalisch mit Hilfe eines Gleeble-Simulators des Typs 3150 generiert. Zu diesem Zweck wurden Rundproben (\varnothing 10 mm, Länge 120 mm) aus den jeweiligen Grundwerkstoffen mit einer induktiven Heizspule bis zur gemessenen Maximaltemperatur bei einer Aufheizrate von ca. 1120 1/s erhitzt und anschließend durch Druckluft bei 60 Psi Luftdruck mit einer Kühlrate von ca. -200 1/k abgekühlt. Die entsprechenden Temperaturprofile aus der In-Situ-Messung und dem Gleeble-Simulator sind in Abbildung 31 zusammengefasst. Als Referenz für die Temperaturverläufe wurden jeweils die vollständigen Profile mit der höchsten gemessenen Spitztemperatur verwendet. Die jeweiligen Korngrößen nach ASTM E112 – 13 [46], sowie die Gefügeanteile und Härtewerte der thermophysikalisch simulierten WEZ wurden mit der realen WEZ verglichen und sind in Abbildung 30 dargestellt. Gefüge und Härte zeigen für beide Werkstoffe eine hohe Übereinstimmung.

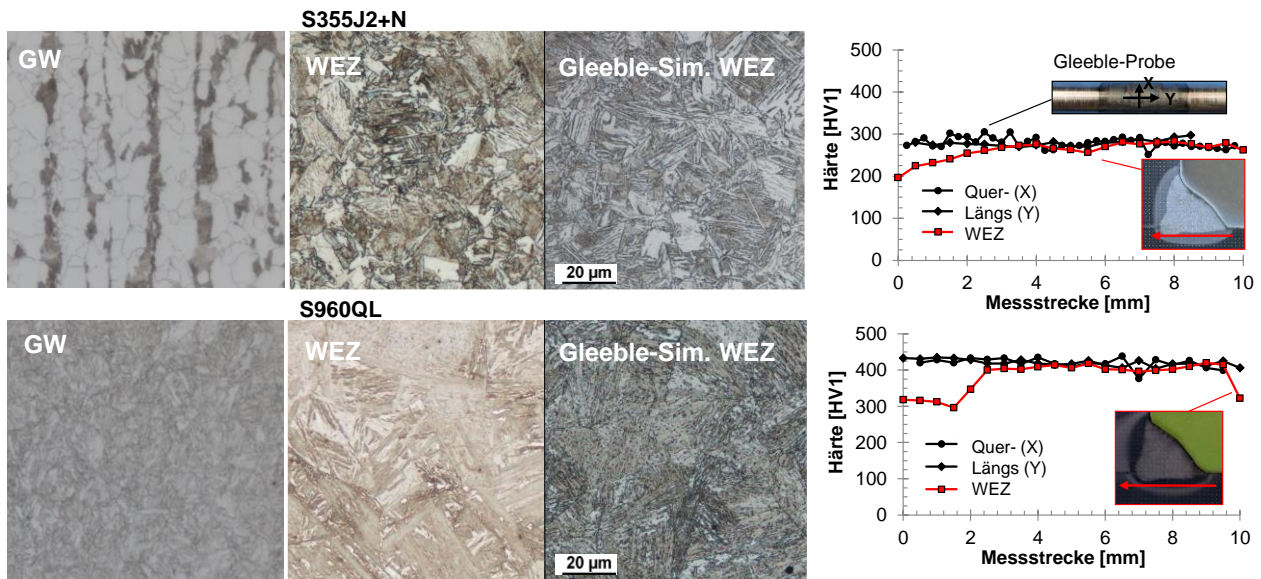


Abbildung 30: Gefüge der jeweiligen Grundwerkstoffe (GW) und Wärmeinflusszonen (WEZ), sowie Vergleich der Härte HV1 zwischen Gleeble-simulierter WEZ und realer WEZ

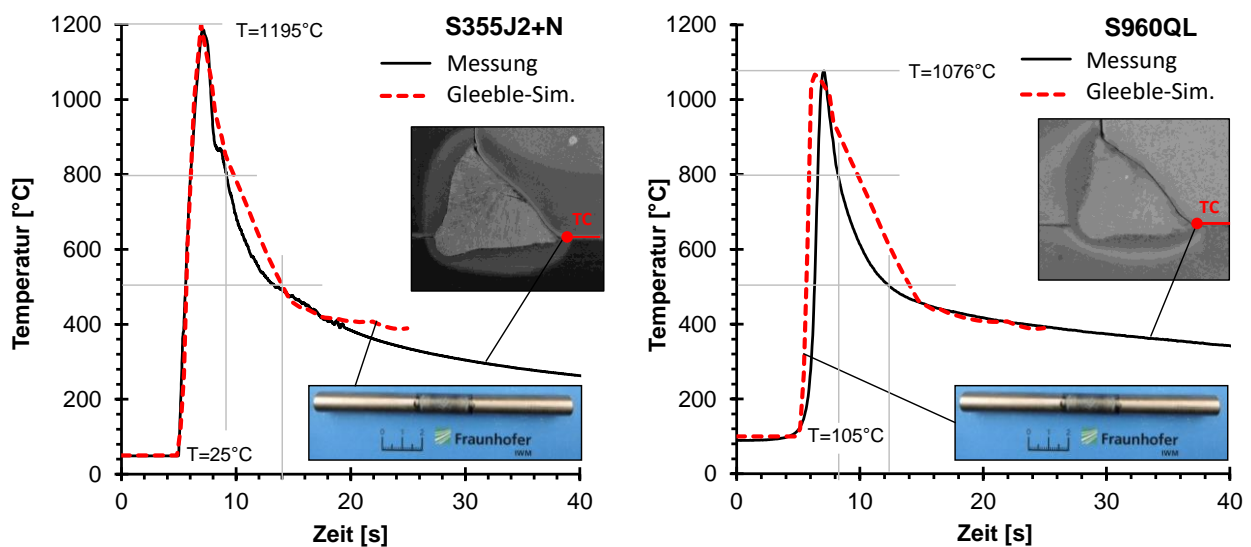


Abbildung 31: Temperaturprofile aus der Temperaturmessung im Vergleich mit der Gleeble-Simulation

3.3 Ermittlung statischer Spannungs-Dehnungskurven

Die monotonen Spannungs-Dehnungskurven wurden an Rundzugproben mit einem Prüfdurchmesser von 4 mm und einer Messlänge von 20 mm ermittelt (Typ B4x20 nach DIN 50125 [47]). Die Versuche wurden jeweils bei RT, 100°C, 200°C, 300°C, 400°C, und 500°C durchgeführt. Die Versuchsdurchführung erfolgte gemäß DIN EN ISO 6892-1 [48] in einer servohydraulischen Prüfmaschine des Typs Instron 8861 verschiebungsgesteuert mit einer Traversengeschwindigkeit von 0,02 mm/s. Die Spannungs-Dehnungskurven für Temperaturen zwischen 500°C bis 1400°C wurden mit Hilfe des Softwarepakets JMatPro auf Basis der chemischen Zusammensetzung der Werkstoffe aus Tabelle 4 ermittelt. Die entsprechenden wahren Spannungs-Dehnungslinien, die unter Berücksichtigung der gemessenen Verlängerung bzw. Einschnürung des Messbereichs ermittelt wurden, sind in Abbildung

32 zusammengefasst. Die Umrechnung erfolgte durch die Verwendung der Beziehungen $\sigma_{wahr} = (1 + \epsilon_{tech.}) \cdot \sigma_{tech.}$ sowie $\epsilon_{wahr} = \ln(1 + \epsilon_{tech.})$.

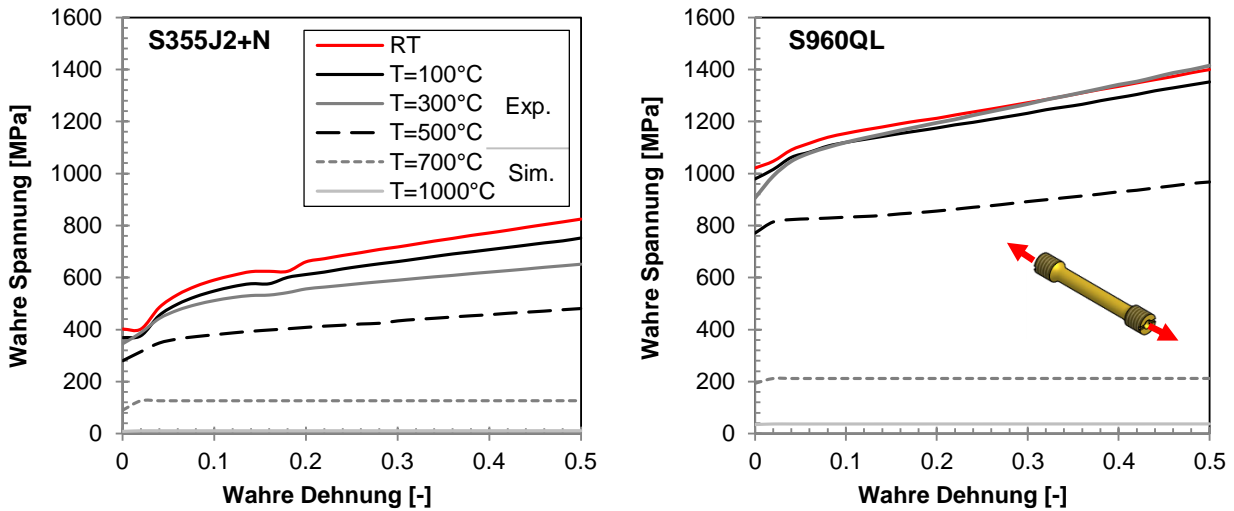


Abbildung 32: Statische Spannungs-Dehnungs-Kennlinien der untersuchten Werkstoffe bei verschiedenen Temperaturen

Zusätzlich wurden aus den Versuchen die temperaturabhängigen Werte des E-Moduls $E(T)$, der Querkontraktionszahl $\nu(T)$ und die monotone Streckgrenze $R_e(T)$ ermittelt und durch Daten aus JMat-Pro für höhere Temperaturbereiche ergänzt (siehe Abbildung 33). Die mechanischen Eigenschaften der Grundwerkstoffe S355J+N und S960QL sind in Tabelle 5 zusammengefasst.

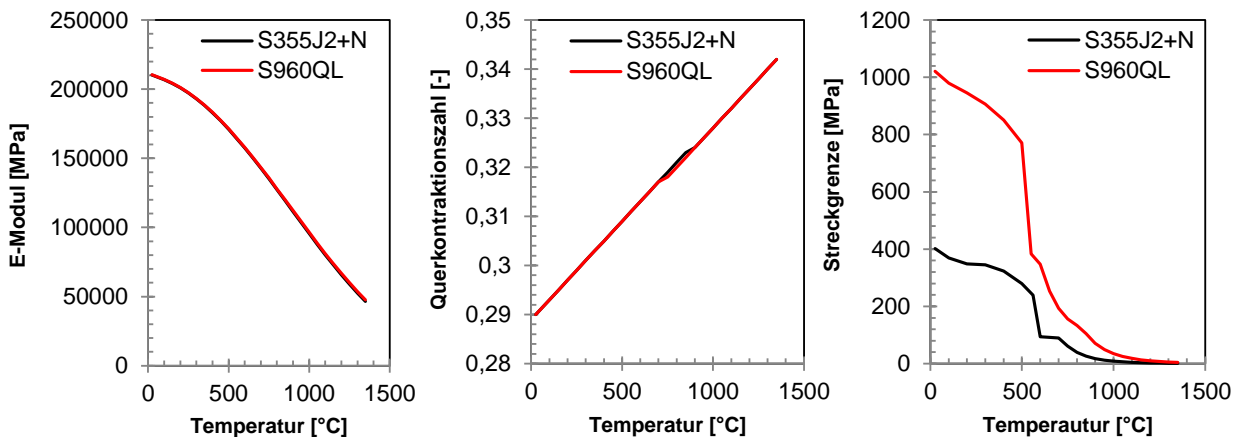


Abbildung 33: Temperaturabhängige mechanische Eigenschaften der Grundwerkstoffe

Tabelle 5: Mechanische Eigenschaften der Grundwerkstoffe

*aus Abnahmeprüfzeugnissen 3.1

Werkstoff	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchdehnung* [%]	Härte [HV10]	Hersteller
S355J2+N	420	538	25	169	TKSE
S960QL	1011	1060	14	316	SSAB

3.4 Thermophysikalische Eigenschaften

Zusätzlich zu den mechanischen Eigenschaften der Werkstoffe werden für die Temperaturfeldberechnung in der nachfolgenden Finite-Elemente (FE) Simulation die Wärmeleitfähigkeit $\lambda(T)$, Dichte $\rho(T)$ und spezifische Wärmekapazität $c_p(T)$ benötigt. Besonders im Bereich der umwandelnden Stähle wie S355J2+N und S960QL ergeben sich meist starke Nichtlinearitäten im Temperaturbereich zwischen 500°C und 800°C welche eine experimentelle Bestimmung aufwändig machen [49]. Deshalb wurden diese thermophysikalischen Materialdaten mit Hilfe der Software JMatPro aus der aktuellen Version der Thermotech-Datenbanken [50] interpoliert. Die Ergebnisse sind in Abbildung 34 zusammengefasst.

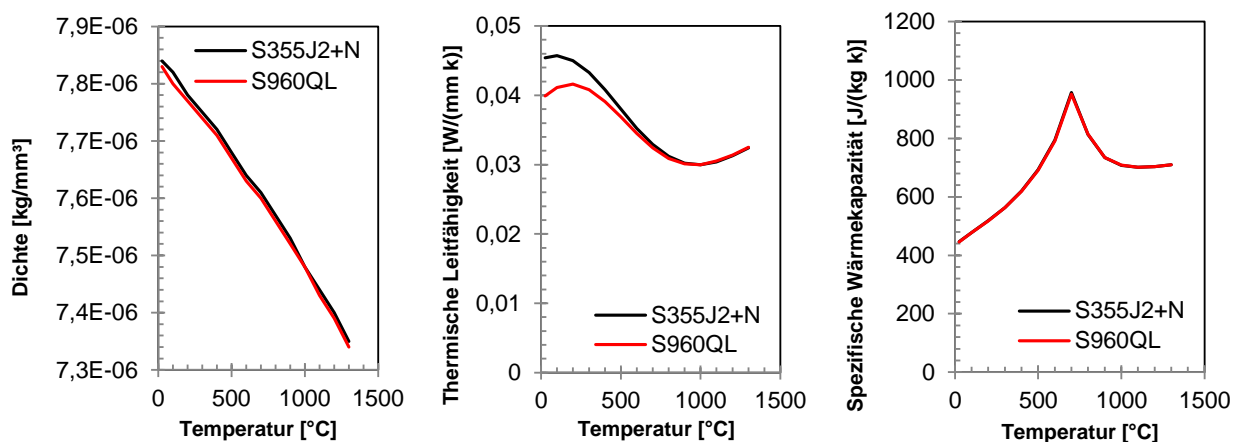


Abbildung 34: Temperaturabhängige thermophysikalische Eigenschaften der Grundwerkstoffe

3.5 Zeit-Temperatur-Umwandlungs-Verhalten

Zur Berücksichtigung des Effekts der Eigenspannungsentstehung durch Phasenumwandlung in den untersuchten Werkstoffen, wurde zusätzlich das Zeit-Temperatur-Umwandlungs (ZTU) Verhalten mit Hilfe von JMatPro bestimmt. Eingangsgrößen für diese Berechnung sind die chemische Zusammensetzung der Grundwerkstoffe entsprechend Tabelle 4, sowie die AC3-Temperatur und die Korngrößen. Die AC3-Temperatur wurde auf Basis der empirischen Formeln nach Trazka [51] abgeschätzt und lag bei 834°C für S355J2+N und bei 847°C für S960QL. Die mittlere Korngröße wurde nach ASTM E112-13 [46] abgeschätzt und lag für S355J2+N bei 20 μm und für S960QL bei 9 μm . Die Ergebnisse der ZTU Berechnung mit JMatPro sind in Abbildung 35 zusammengefasst. Die Berechnung wurde für Abkühlraten $\dot{\theta}$ zwischen $\dot{\theta} = 100$ 1/s bis $\dot{\theta} = 0,01$ 1/s durchgeführt. Zum Vergleich wurden die ZTU-Schaubilder von Werkstoffen mit ähnlicher chemischer Zusammensetzung aus der neusten Version des Schweiß-ZTU-Atlas von Seyffarth et al. [44] herangezogen. Während zwischen der Martensit-Starttemperatur der JMatPro Berechnung und dem ZTU-Atlas für S355J2+N eine Abweichung besteht, stimmen die Werte hingegen für S960QL weitestgehend überein. Mit Ausnahme der AC3-Temperatur zeigen sich qualitativ hohe Übereinstimmungen, auch wenn ein genauere Vergleich aufgrund der unterschiedlichen Angaben von Gefügeanteilen bei den jeweiligen Kennlinien schwerfällt.

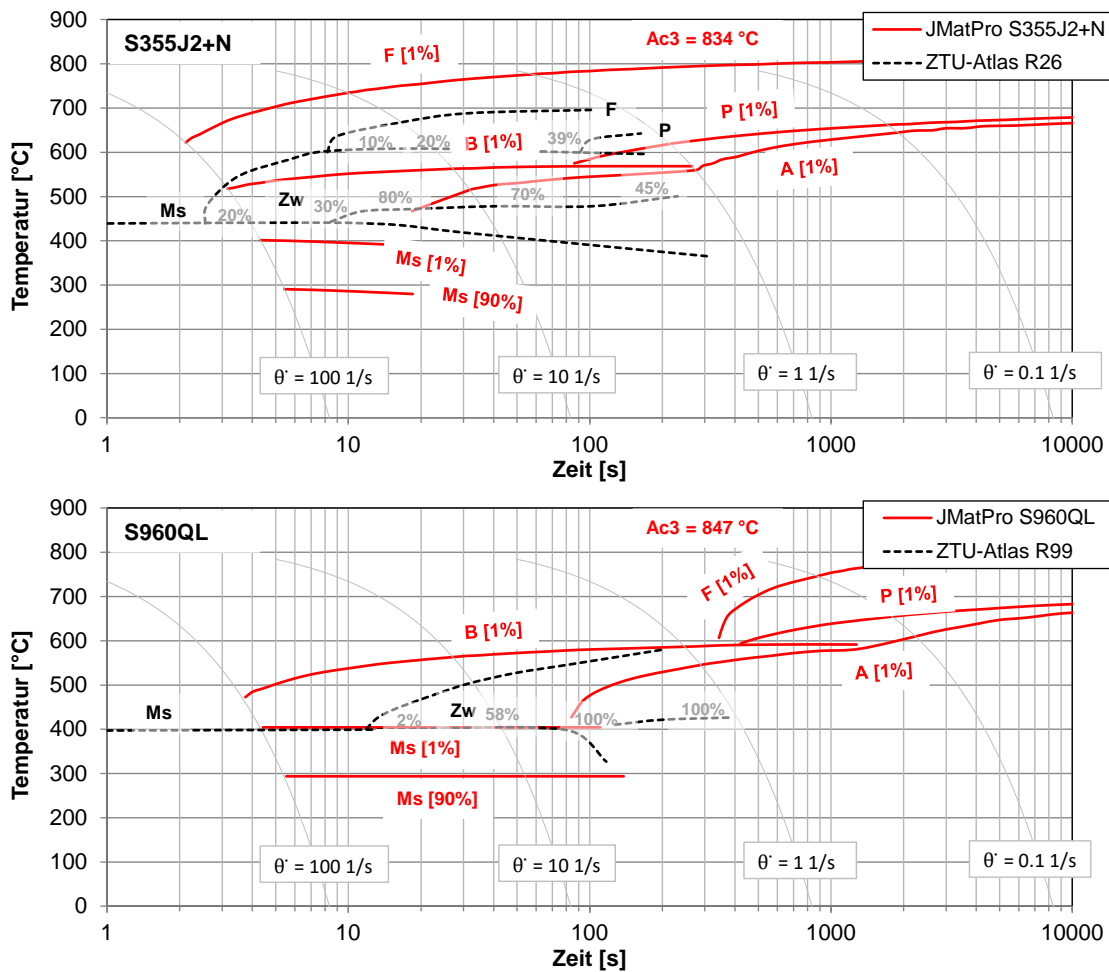


Abbildung 35: Zeit-Temperatur-Umwandlungsdiagramm (ZTU) der Grundwerkstoffe

3.6 Dehnungskontrollierte Ermüdungsversuche

Zur Ermittlung der Werkstoffmodellparameter zum Zweck der Abschätzung der Lastwechselspielzahl bis zum Anriss (Kapitel 7) wurde das zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten sowie die Korrelation zwischen Dehnung und Lastwechselspielzahl mittelspannungsfrei, experimentell bestimmt. Die Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungskorrelation erfolgte durch eine Kombination des sogenannten Incremental-Step-Tests (IST) sowie eines sogenannten Low-Cycle-Fatigue (LCF) Tests. Dabei wurden die Ergebnisse bei kleinen Dehnungsamplituden zwischen $\epsilon_a = 0,2\%$ und $\epsilon_a = 0,5\%$ im LCF-Test ermittelt und mit den Ergebnissen aus dem IST für größere Dehnungsamplituden ergänzt. Die Versuche erfolgten jeweils dehnungsgeregelt um die zyklische Ver- und Entfestigung speziell im niederzyklischen Bereich ermitteln zu können [52] und wurde jeweils mit Hilfe einer servohydraulischen Prüfmaschine des Typs Instron 8562 bei Raumtemperatur durchgeführt.

Die Dehnrates beim IST-Versuch betrug konstant $0,001\ 1/s$. Die anfängliche Dehnungsamplitude lag bei $\epsilon_a = 0,2\%$ und wurde mit einer Schrittweite von $0,2\%$ bis $0,5\%$ bis zu einem Maximum von $\epsilon_a = 2\%$ gesteigert. Dabei erfolgte eine Dehnungserhöhung in einem nachfolgenden Schritt erst nachdem im vorausgegangenen Schritt eine stabilisierte Spannungs-Dehnungshysterese erreicht wurde, wobei hierfür typischerweise 20 Lastwechsel erforderlich waren. Das Dehnungsverhältnis $\epsilon_{min}/\epsilon_{max}$

wurde zu $R_\varepsilon = -1$ festgelegt. Um das Ausknicken der Proben zu vermeiden, wurde die Maximaldehnung in allen Versuchen auf einen Wert von $\varepsilon_a = 2\%$ begrenzt.

Die LCF-Versuche wurden bis zu einer erwarteten Versagenslastwechselzahl von ca. $N_f = 5 \cdot 10^5$ Schwingspielen dehnungskontrolliert durchgeführt. Entsprechend den Empfehlungen von Roessle und Fatemi [53] wurden die Versuche im Zeitfestigkeitsbereich ($N_f > 5 \cdot 10^5$) kraft geregelt durchgeführt, um die Prüffrequenz von ca. 1 Hz auf 25 Hz zu erhöhen. Dafür wurde eine servohydraulische Prüfmaschine des Typs Instron 8852TT verwendet. Als Abschaltkriterium beim dehnungsgeregelten Versuch wurde ein Spannungsabfall von 10 % und beim kraft geregelten Versuch der Bruch der Probe festgelegt. Die Ergebnisse der IST und LCF-Versuche sind in Abbildung 36 zusammengefasst. Die Schwingfestigkeit der WEZ-Proben des S355J2+N liegt deutlich über den GW-Proben. Beim Werkstoff S960QL lag die Schwingfestigkeit der GW-Proben hingegen konstant oberhalb der Schwingfestigkeit der WEZ Proben.

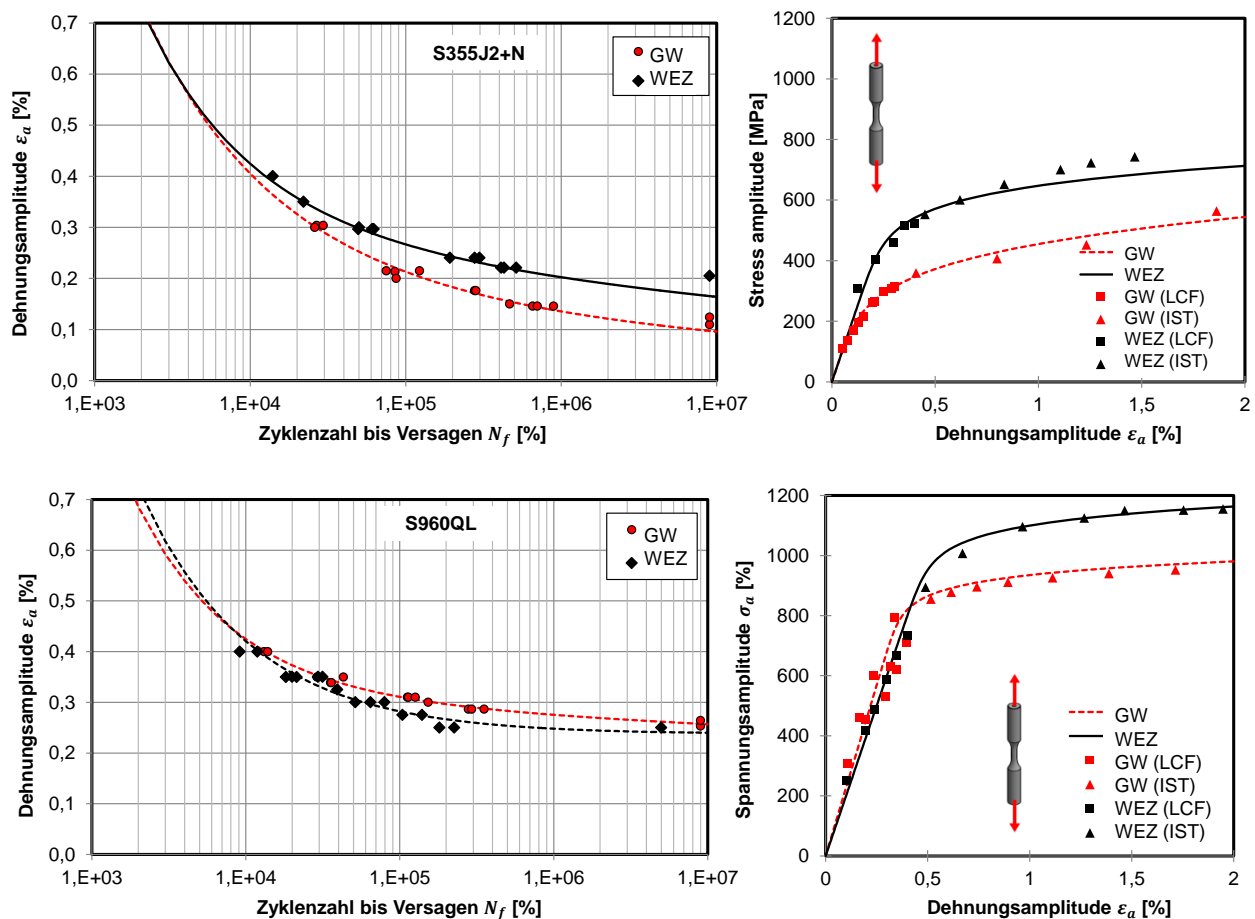


Abbildung 36: Spannungs-Dehnungs- ($\sigma - \varepsilon$) und Dehnungs-Lebensdauerkorrelation ($\varepsilon - N$) von Grundwerkstoff (GW) und Wärmeinflusszone (WEZ)

4 Kleinbauteilversuche

Im folgenden Arbeitspaket wurde das Reparaturkonzept aus Abschnitt 2.3 an den Kleinbauteilprobekörpern unter vereinfachten Randbedingungen angewendet. Dabei wurden die entsprechenden Probekörper zunächst bis zum Anriss im Dauerschwingversuch beansprucht, anschließend repariert und erneut bis zum Anriss bzw. Restbruch beansprucht, um die Lebensdauererlängerung zu quantifizieren.

4.1 Ermüdungsversuche bis Anriss

Zur Erzeugung eines Ermüdungsanrisses am Nahtübergang mit einem möglichst großen Verhältnis von Risslänge zu Risstiefe ($2c / a$ nach FKM-Richtlinie [54]) und zur Vermeidung von Bauteilabrissen wurde der Ermüdungsversuch abweichend von der Skizze in Abbildung 6 unter 4-Punktbiegebelastung durchgeführt. Durch den von der Oberfläche der Biegezugseite ausgehenden Spannungsgradienten konnten auf diese Weise Risslängen von $2c = 70$ mm bis 100 mm bei Risstiefen zwischen $a = 2$ mm und 8 mm realisiert werden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 37 dargestellt.

Da im Reparaturkonzept (Abschnitt 2.3) zwischen den Reparaturfällen mit einer Risstiefe $a < t/2$ und $a \geq t/2$ unterschieden wird, musste im Vorfeld ein Abschaltkriterium bei der entsprechenden Risstiefe ermittelt werden. Zu diesem Zweck wurden die Dauerschwingversuche an einer servohydraulischen Resonanzprüfmaschine des Typs Rumul 150k durchgeführt. Durch ein Abfallen der Resonanzprüffrequenz konnte der Steifigkeitsverlust des Probekörpers aufgrund des fortschreitenden Ermüdungsrisswachstums permanent aufgezeichnet werden. Während des Versuchs wurden durch Vergrößerung des Spannungsverhältnisses R bei abnehmender Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ zudem „Rastlinien“ bei verschiedenen Frequenzabfällen Δf erzeugt. In der darauffolgenden fraktographischen Analyse erfolgte die Korrelation des Frequenzabfalls mit einer bestimmten Risstiefe. Dabei wurde festgestellt, dass die maximale Risstiefe bei einem Frequenzabfall von $\Delta f = 0.2$ Hz bei $a = 2$ mm bis 4 mm und bei $\Delta f = 1,2$ Hz bei $a = 6$ mm bis 8 mm liegt. Aufgrund dieser Erkenntnis erfolgte die Festlegung der Kriterien für den Versuchsabbruch für eine einseitige bzw. beidseitige Reparatur.

4.2 Rissprüfung und Reparaturschweißung

Zur Detektion vorhandener Risse wurden auf Basis bisheriger Untersuchungen [24], [33] die zerstörungsfreie Prüfung (ZfP) in Form der Magnetpulverprüfung (MT) und Farbeindringprüfung (PT) ausgewählt. Die MT Prüfung erfolgte dabei nach DIN EN ISO 9934-1 [37] in Verbindung mit DIN EN ISO 17638 [27]. Die PT Prüfung erfolgte nach DIN EN ISO 3452-1 [38] in Verbindung mit DIN EN ISO 23277 [39]. Zur Sicherstellung, dass bei allen Kleinbauteilprobekörpern nach dem Ermüdungsversuch Risse vorhanden waren, wurde jeder Probekörper mit Hilfe der PT als auch der MT geprüft. Dabei konnte trotz langer Eindringdauern von bis zu 60 min und wiederholter Prüfung mit dem PT-Verfahren für einen großen Teil der Proben mit kleinen Risstiefen ($a < t/2$) keine eindeutige Anzeige von Rissen am Nahtübergang beobachtet werden. Das MT-Verfahren lieferte jedoch bei allen Proben linienförmige Anzeigen.

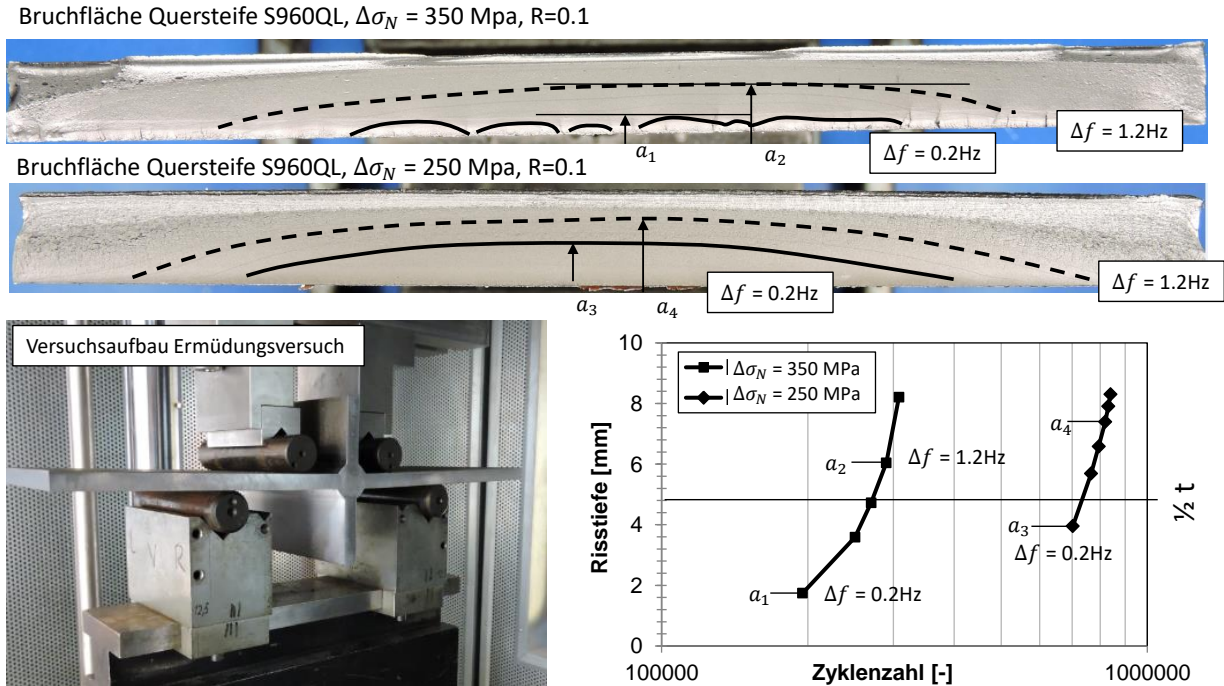


Abbildung 37: Ermüdungsversuch am Kleinbauteil zur Erzeugung von Ermüdungsrissen mit bestimmter Risstiefe

Entsprechend der Reparaturprozedur wurde der rissbehaftete Nahtübergang bis zu einer Tiefe von $0,75 \times t$ mit Hilfe eines Trennschleifers und einer Schrappscheibe entfernt. Durch eine erneute MT-Prüfung wurde sichergestellt, dass bei der einseitigen Reparatur keine weiteren Anzeigen vorhanden waren. Beim Reparaturschweißen wurden zusätzlich An- und Auslaufbleche verwendet, um eine hohe Nahtqualität über die gesamte Schweißnahtlänge der Reparaturnaht zu erhalten. Die Reparaturschweißung selbst erfolgte zweilagig durch manuelles MAG-Schweißen (Prozess 135). Der gesamte Reparaturprozess ist in Abbildung 38 illustriert. Die entsprechenden Schweißparameter sind in Tabelle 6 zusammengefasst. Bei den Proben mit Risstiefen $a > t/2$ wurde die Reparaturprozedur an der Gegenseite der Probe wiederholt (doppelseitige Reparatur). Die einzelnen Reparaturfälle sind in im Querschliff in Abbildung 39 dargestellt. Wie man erkennt, ist die Nahtanstiegswinkel deutlich kleiner als bei der ursprünglichen Naht. Für alle reparierten Schweißnähte wurde eine Schweißgüte der Qualitätsklasse B nach ISO 5817:2014-6 erzielt. Die S960QL Kleinprüfkörper wurden entsprechend SEW 088:2017-10 auf Temperaturen zwischen 100°C bis 120°C vorgewärmt.

Die Verteilung der Mikrohärtigkeit über den Querschliff der reparierten Kleinbauteile ist in Abbildung 40 zusammengefasst. Wie man erkennt, liegen die Härtewerte bei S355J2+N in den gleichen Bereich wie beim ursprünglichen Schweißprozess zwischen 250 HV1 und 275 HV1. Bei S960QL jedoch liegen die Härtewerte in der WEZ mit 430 HV1 bis 440 HV1 etwas über den Härtewerten der ursprünglichen WEZ und teilweise etwas über den Angaben von Seyffarth et al. [44].

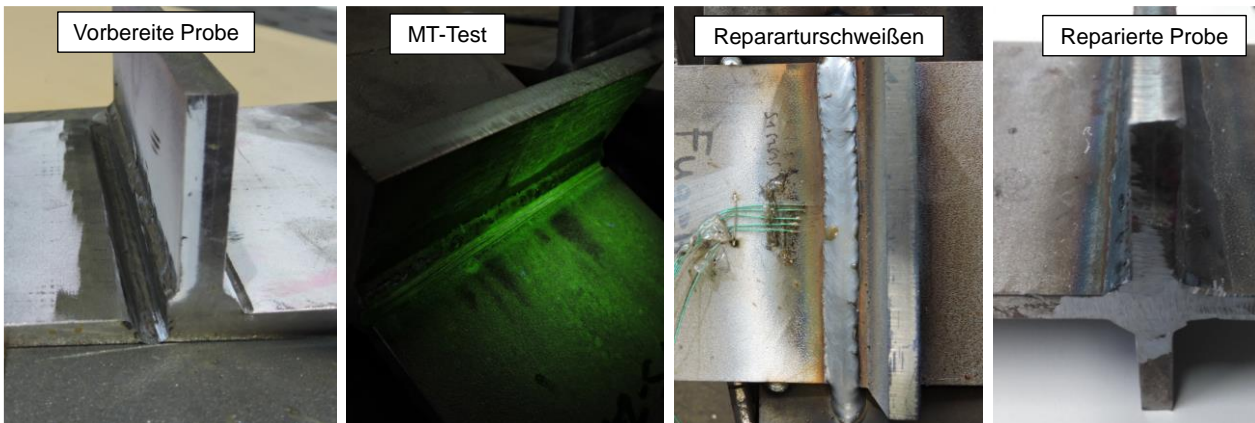


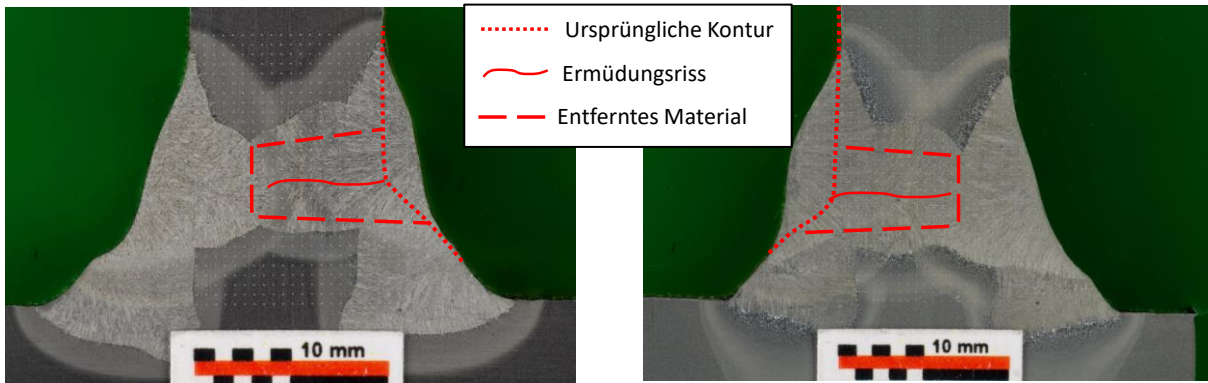
Abbildung 38: Reparaturprozess an den Kleinbauteilen

Tabelle 6: Schweißparameter für die Reparaturschweißung der Kleinbauteilprobekörper

Lage	Werkstoff	Drahtvor-	Strom-	Span-	Geschwin-	Wirkungs-	Strecken-
		schub	stärke	nung	digkeit	grad	energie
		[m/min]	[A]	[V]	[mm/s]	[-]	[kJ/mm]
1	S355J2+N	8,5	212	24	4,72	0,8	0,86
2	S355J2+N	8,5	222	24	4,72	0,8	0,90
1	S960QL	8,5	215	24	4,72	0,8	0,87
2	S960QL	8,5	220	24	4,72	0,8	0,89

S355J2+N doppelseitige Reparatur, Risstiefe $a > t/2$

S960QL doppelseitige Reparatur, Risstiefe $a < t/2$



S355J2+N einseitige Reparatur, Risstiefe $a < t/2$

S960QL einseitige Reparatur, Risstiefe $a > t/2$

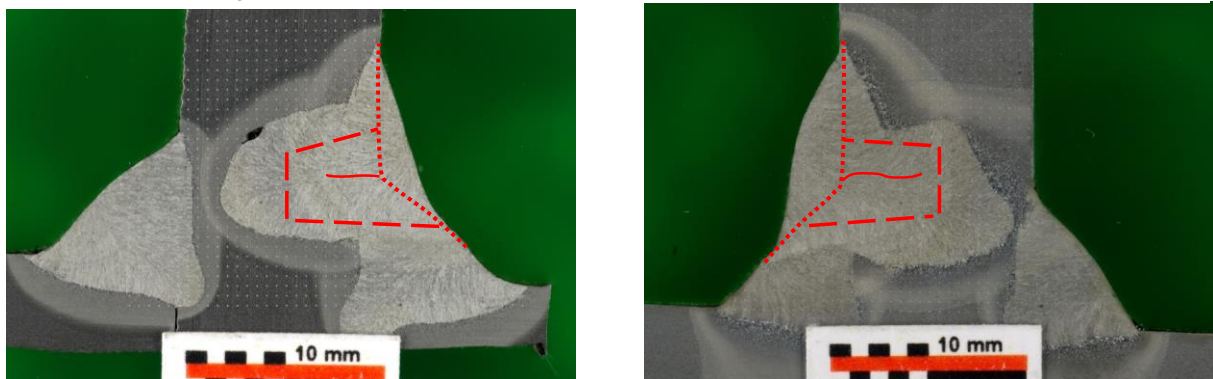
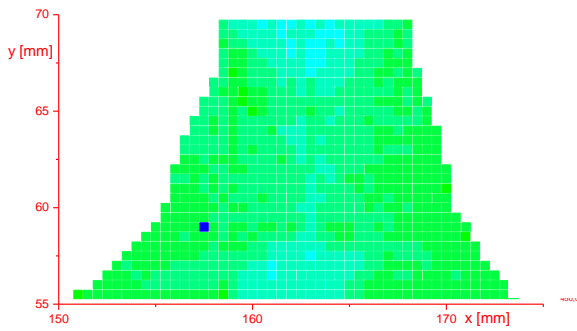
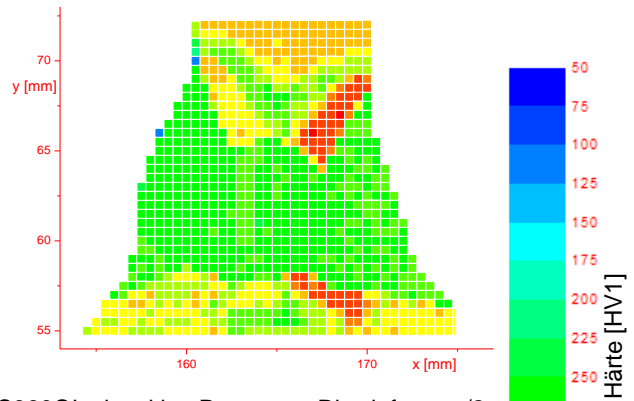


Abbildung 39: Querschliff der reparierten Prüfkörper

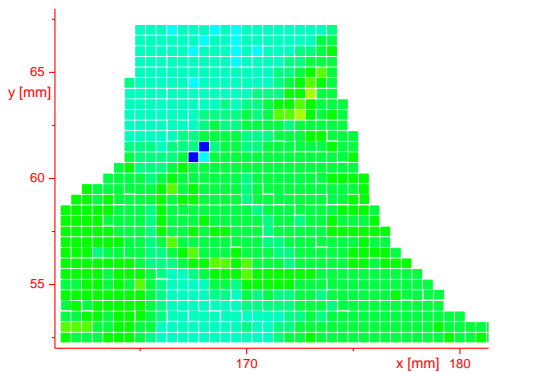
S355J2+N doppelseitige Reparatur, Risstiefe $a > t/2$



S960QL doppelseitige Reparatur, Risstiefe $a < t/2$



S355J2+N einseitige Reparatur, Risstiefe $a < t/2$



S960QL einseitige Reparatur, Risstiefe $a > t/2$

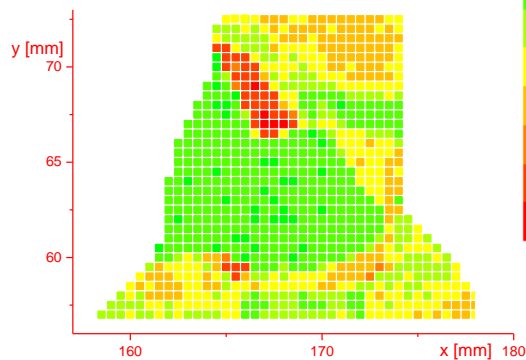


Abbildung 40: Verteilung der Mikrohärtigkeit über den Querschnitt der reparierten Kleinprüfkörper

Zusätzlich wurde die lokale Nahtgeometrie im Rahmen einer Round-Robin-Studie des IIW [55] und in der Arbeit von Jung [56] untersucht. Die Geometrie wurde dabei basierend auf 3D-Laser-Scans der Nahtgeometrie ermittelt. Die entsprechenden Werte sind für den Grundzustand (GZ) und für den Reparaturzustand (RP) sind in Tabelle 7 dargestellt.

Tabelle 7: Ermittelte Geometrische Parameter der untersuchten Schweißverbindungen

μ ...Mittelwert; σ ...Standardabweichung

System	Nahtübergangsradius [mm]		Flankenwinkel [°]		Verzugswinkel [°]	
	μ	σ	μ	σ	μ	σ
S355J2+N (GZ)	0.915	0.356	39.93	11.28	0.12	0.051
S960QL (GZ)	1.286	0.689	45.89	7.098	0.14	0.041
S355J2+N (RP)	0.802	0.209	18.54	7.170	0.82	0.125
S960QL (RP)	0.879	0.134	19.08	5.212	0.86	0.114

4.3 Temperaturfeldbestimmung und Eigenspannungsmessung der Reparaturschweißnaht

4.3.1 Temperaturfeldbestimmung

Der Temperatur-Zeit-Verlauf wurde während des Reparaturschweißprozesses, wie bei der vorhergehenden Temperaturmessung, mit Hilfe von Cr-Ni-Thermoelementen des Typs K und einer Drahtstärke von 0,08 mm bestimmt. Die Thermoelemente wurden wiederum in einem Abstand von 0 mm, 0,5 mm, 1,5 mm und 3 mm von der erwarteten Schmelzlinie platziert. Unmittelbar vor dem Start des Reparaturschweißprozesses wurden die Probekörper auf eine Temperatur von 120°C vorgewärmt. Die ermittelten Temperaturprofile sind in für die zweite Reparaturlage in Abbildung 41 dargestellt. Die aus den Temperatur-Zeit-Verläufen mit höchster Spitzentemperatur ermittelten $t_{8/5}$ -Zeiten betragen im Schnitt $t_{8/5} = 5,66$ s für S355J2+N und $t_{8/5} = 6,81$ s für S960QL.

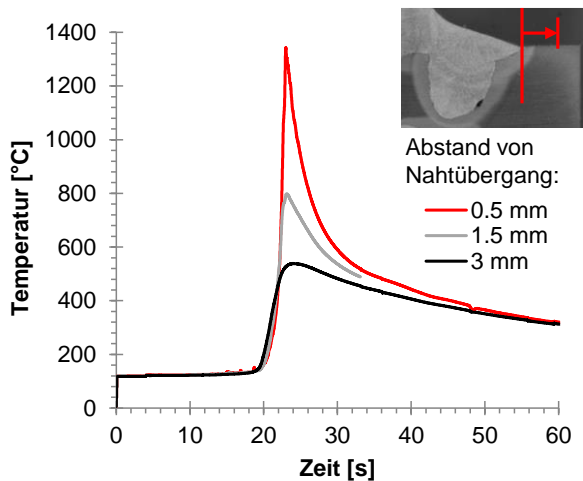


Abbildung 41: Temperatur-Zeit-Verläufe beim Reparaturschweißen

4.3.2 Eigenspannungsmessung

Während Schweißeigenspannungen die Festigkeit und Lebensdauer eines Bauteils beeinträchtigen können (Ermüdungsbruch, Sprödbrech, Spannungsrisskorrosion), kann der Schweißverzug vor allem die Schwingfestigkeit herabsetzen und bei dünnwandigen Bauteilen Instabilitäten hervorrufen. Besonders ausgeprägt treten diese Effekte bei Reparaturschweißungen auf [57]. Die Wirkung von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit ist der Wirkung einer entsprechenden Mittelspannung aus äußeren Lasten vergleichbar [58]. Das Eigenspannungsfeld kann sich jedoch infolge Ermüdungsbeanspruchung verändern. Dies wird als Eigenspannungsabbau bezeichnet und ist stark abhängig vom Beanspruchungszustand [29], [59]. Die Eigenspannungsempfindlichkeit eines Werkstoffes ist ebenso wie die Mittelspannungsempfindlichkeit von der Zugfestigkeit des Werkstoffes abhängig. Gründe dafür liegen im erschwerten Eigenspannungsabbau bei höherfesten Werkstoffen. Während die Spannungszustände aus äußeren Lasten verhältnismäßig genau bestimmbar sind, bereiten quantitative Aussagen über den maßgebenden Eigenspannungszustand bzw. die Beschreibung

des Eigenspannungsfeldes größere Schwierigkeiten. Dies betrifft nicht nur den Ausgangszustand unmittelbar nach dem Reparaturschweißen, sondern auch den infolge Betriebs- bzw. Ermüdungsbeanspruchung veränderten Eigenspannungszustand, der letztendlich für die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Verbindungen maßgebend ist [60].

Eigenspannungen können unter anderem durch Messung mithilfe zerstörender Verfahren, zu denen die Bohrlochmethode gehört, oder durch zerstörungsfreie Verfahren, zu denen auch röntgenografische Verfahren zählen, bestimmt werden.

Gegenüber experimentellen Verfahren hat die numerische Schweißsimulation den Vorteil, dass das dreidimensionale Spannungsfeld, das für die Rissentstehung und die Rissausbreitung verantwortlich ist, vollständig ermittelt werden kann. Die Schweißsimulation besitzt prinzipiell das Potential, die Komplexität der Interaktion von thermischen Spannungen, Wechselplastizität und Phasenumwandlungen infolge des Wärmeeintrags durch den Schweißprozess zu erfassen um das Gefüge, den Verzug und die Eigenspannungen rechnerisch zu ermitteln. Für die numerische Simulation von Schweißereigenspannungen und Verzug (Struktursimulation) stehen heute kommerzielle FE-Programme, wie das auf ANSYS® basierte Schweißsimulationstool SST® (enthalten in "CADFEM ihf Toolbox"), SYSWELD® oder SIMUFACT®, zur Verfügung, die zumindest an einfachen Geometrien unter idealisierten Prozessbedingungen ein in der Forschung akzeptiertes Werkzeug zur Vorhersage von Gefüge, Verzug und Eigenspannungen darstellen.

Die simulationsgestützte Vorgehensweise findet bisher nur in wenigen Fällen Eingang in die industrielle Praxis [61]. Eine Ursache hierfür sind hohe Kosten, verbunden mit stark ansteigenden Berechnungszeiten der etablierten transienten Methoden bei komplexen Bauteilen, eine andere die hohe Komplexität der numerischen Analysen, die nur von Experten mit hoher Ergebnisgüte durchgeführt werden können. Festzuhalten bleibt, dass für praxisrelevante Schweißverbindungen derzeit noch keine einfach handhabbaren rechnerischen Methoden zur Eigenspannungsermittlung vorliegen, weshalb für die ermüdungsgerechte Auslegung geschweißter Konstruktionen verschiedene pragmatische Ansätze erarbeitet wurden, die eine mehr oder weniger konservative Abschätzung des Eigenspannungseinflusses auf die Ermüdungsfestigkeit ermöglichen [60].

Das Ermüdungsverhalten geschweißter Verbindungen wird neben der Beanspruchungskomponente maßgeblich durch die Kerbwirkung der Schweißnaht und die Eigenspannungen aus dem Schweißprozess bestimmt. In Hinblick auf die Kerbwirkung fallen in der Schweißnaht die geometrische und die metallurgische Kerbe zusammen, wobei aus dem Schweißprozess resultierende Eigenspannungen in der Höhe der Streckgrenze des Werkstoffes liegen können [62].

Im bauaufsichtlich geregelten Bereich, wie etwa im Stahl- und Verbundbrückenbau, bei Windenergieanlagen sowie Kranbahnen, Türmen und Masten, ist der Eurocode 3 (EC3) anzuwenden. Der Ermüdungsnachweis nach EC3 Teil 1-9 [12] erfolgt in der Regel auf Basis von Nennspannungen. Für den Nennspannungsnachweis steht in EC 3-1-9 ein umfangreicher Kerbfallkatalog zur Verfügung, der

im Wesentlichen auf den IIW-Empfehlungen basiert [63]. Die Grundlage für die angegebenen Kerbfälle bildet eine statistische Auswertung umfangreicher Versuchsreihen bauteilähnlicher Prüfkörper [64], wodurch Einflüsse aus geometrischen und strukturellen Imperfektionen bereits immanent in den angegebenen Kerbfällen enthalten sind. Im Falle ausgeprägter und durch die Kerbfallkataloge nicht abgedeckter geometrischer Imperfektionen können Korrekturfaktoren zur Berücksichtigung sekundärer Biegespannungen gemäß [63], [65] angesetzt werden. Zu den bereits durch den Kerbfallkatalog konservativ abgedeckten Einflüssen gehören auch Eigenspannungen aus der Fertigung. Da bei geschweißten Bauteilen von hohen Eigenspannungen bis in Höhe der Streckgrenze des Werkstoffes auszugehen ist, wird die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Mittelspannung festgelegt [66]. Eine günstige Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses ist lediglich für nicht geschweißte oder spannungsarm geglühte Bauteile zulässig.

Im Gegensatz dazu sind Regelungen zum Eigenspannungseinfluss jedoch in internationalen Regelwerken, wie den IIW-Empfehlungen, enthalten. Generell wird den angegebenen Wöhlerlinien ein ungünstiges Grenzspannungsverhältnis von $R = 0,5$ unterstellt, wobei für Spannungsverhältnisse $R < 0,5$ eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch einen Korrekturfaktor $f(R)$ vorgenommen werden darf (siehe dazu auch Abschnitt 4.5). Hierzu werden drei Kategorien zur Modifikation des Ermüdungswiderstandes unterschieden (siehe Abbildung 42). Der Korrekturfaktor hängt von der Höhe und der Richtung der Schweiß eigenspannungen

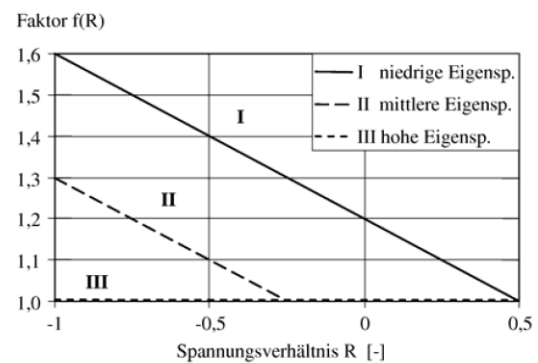


Abbildung 42: Korrekturfaktor bzw. Erhöhungsfaktor für die Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der im Bauteil vorliegenden Eigenspannungen [66]

ab, berücksichtigt die Komplexität des geschweißten Bauteils und ist in Form eines Diagramms dargestellt. Für komplexe Bauteile mit globalen Eigenspannungen sowie dickwandige Bauteile, wie sie beispielsweise in Brücken vorkommen, werden generell hohe Eigenspannungen unterstellt und keine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit zugelassen (Kategorie III). Für den Fall, dass keine verlässlichen Informationen über die Eigenspannungen vorliegen, darf die Ermüdungsfestigkeit ebenfalls nicht erhöht werden. Für dünnwandige geometrisch einfache Bauteile mit kurzen Schweißnähten (Kategorie II) darf jedoch eine Korrektur berücksichtigt werden.

Dieser Ansatz wird in [60] aufgegriffen. Im DVS-Bericht wird für typische Schweißkonstruktionen in Abhängigkeit der konstruktiven Gestaltung und der Beanspruchung eine differenziertere Einschätzung des Einflusses unterschiedlicher Eigenspannungszustände auf die Ermüdungsfestigkeit gegeben (Abbildung 43). Es erfolgt eine Zuordnung bestimmter Bauteile bzw. Schweißverbindungen zu

Bewertungsfällen, wodurch der Anwendungsbereich der in den IIW-Empfehlungen angegebenen Erhöhungsfaktoren modifiziert bzw. präzisiert wird [60].

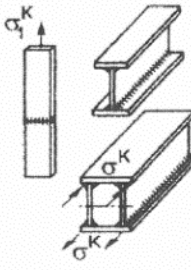
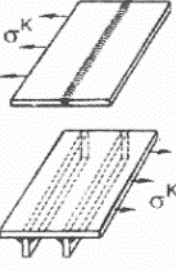
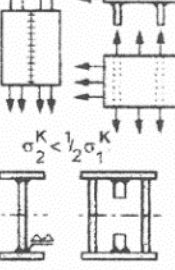
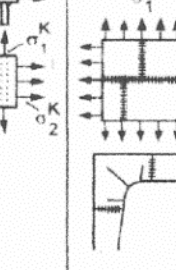
Fall	A 1	A 2	B 1	B 2
Schweißnähte	Quernaht < 300 mm Längsnaht	Quernaht > 300 mm	Längsnaht	Quernaht Längsnaht
an den Bauteilen	Släbe Gurtplatten (Rand) Schmale Träger 	Dünne Platten 	Platten und breite Träger 	ausgeprägt mehrachsig belastete 
Eigenspannung/ Lastspannung	überwiegend einachsig gleichgerichtet		gering mehrachsige	ausgeprägt mehrachsige
Einfluss der Eigenspannungen	ohne	ohne / gering	gering	zu beachten
Vorschlag: Kategorie	II	II bis 10 (16) mm	II bis 16 (25) mm	III
Erhöhung f_R^{II} bei R=-1	1,25	1,25	1,25	1,0

Abbildung 43: Eigenspannungseinfluss bei geschweißten Bauteilen unter Ermüdungsbelastung [60]

Weiterhin sind die wesentlichen Aussagen aus [60] in der aktuellen Auflage der FKM-Richtlinie [67] übernommen. Eine der Kernaussagen der Tabelle in Abbildung 43 ist, dass bei vielen Schweißkonstruktionen von einer Mittelspannungsabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit auszugehen ist. Dies entspricht einem Erhöhungsfaktor f_R^{II} von 1,25 für mäßig hohe Eigenspannungen nach den IIW-Empfehlungen bzw. der FKM-Richtlinie. Bei ausgeprägter Mehrachsigkeit des Last- und Eigenspannungszustandes ist jedoch von mittelspannungsunabhängigen Ermüdungsfestigkeiten auszugehen. Problematisch im Hinblick auf das Reparaturschweißen von Bauteilen im Bestand ist vor allem die unzureichende Kenntnis der Eigenspannungszustände vor und auch nach der Reparatur. Sind für Anwendungen keine experimentellen oder numerisch berechneten Schweißeigenspannungsprofile verfügbar, so ermöglichen Regelwerke wie BS 7910 [68] und SINTAP [69] vor dem Hintergrund einer bruchmechanischen Bewertung auf Kompendien von Eigenspannungsprofilen zurückzugreifen [70]. Eigenspannungsprofile für Reparaturschweißungen werden jedoch lediglich für Stumpfnahverbindungen angegeben. Über die Abschätzung der Eigenspannungen hinaus gilt es bei Reparaturschweißungen die Vorschädigung in den an die Reparaturschweißung angrenzenden Bauteilbereichen zu berücksichtigen sowie ggf. die Notwendigkeit einer Nachbehandlung in Betracht zu ziehen. Zudem sind die

Eigenspannungen nach dem Schweißen nur bedingt aussagefähig, da sie durch die Belastung umgelagert und lokal abgebaut werden und nur der während der Belastung stabilisierte Eigenspannungszustand die Ermüdungsfestigkeit beeinflusst [59].

Die Eigenspannungsmessung erfolgte am Schweißnahtübergang der Kleinbauteile mit Hilfe der Röntgenbeugungsmessung an den {211}-Gitterebenen durch den Einsatz einer Ca-Kr Strahlenquelle. Der Messfleckdurchmesser betrug bei allen Messungen 1 mm. Um nicht die Oberflächendruckeigenspannung infolge des Reinigungsstrahlens zu messen, wurde die Oberfläche der Prüfkörper um 0,3 mm vor der Messung elektrochemisch abgetragen. Die Auswertung der Eigenspannung erfolgte unter Verwendung der $\sin(\psi)^2$ -Methode [71]. Sowohl die Ergebnisse der experimentellen Eigenspannungsanalyse an den Mutterkreuzstößen, den abgetrennten, einzelnen Kleinbauteilen jeweils im Zustand „as welded“ (AW), sowie an den reparierten Kleinbauteilen im Reparaturzustand (RZ) sind in Abbildung 45 und Abbildung 44 zusammengefasst. Es ist deutlich zu erkennen, dass in Querrichtung keine signifikanten Eigenspannungen am Mutterkreuzstoß und an den Kleinprüfkörpern im Bereich des Schweißnahtübergangs vorhanden waren. Diese Beobachtung ist sowohl vom untersuchten Werkstoff als auch vom Zustand AW oder RZ unabhängig. In einem größeren Abstand zum Nahtübergang wurden darüber hinaus fast ausschließlich Druckeigenspannungen im Bereich von -50 MPa bis zu -500 MPa sowohl in Quer- als auch in Längsrichtung gemessen. Lediglich in einem Abstand von 0 mm bis 5 mm vom Nahtübergang konnten in Längsrichtung deutliche Zugeigenspannungen von bis zu 300 MPa ermittelt werden.

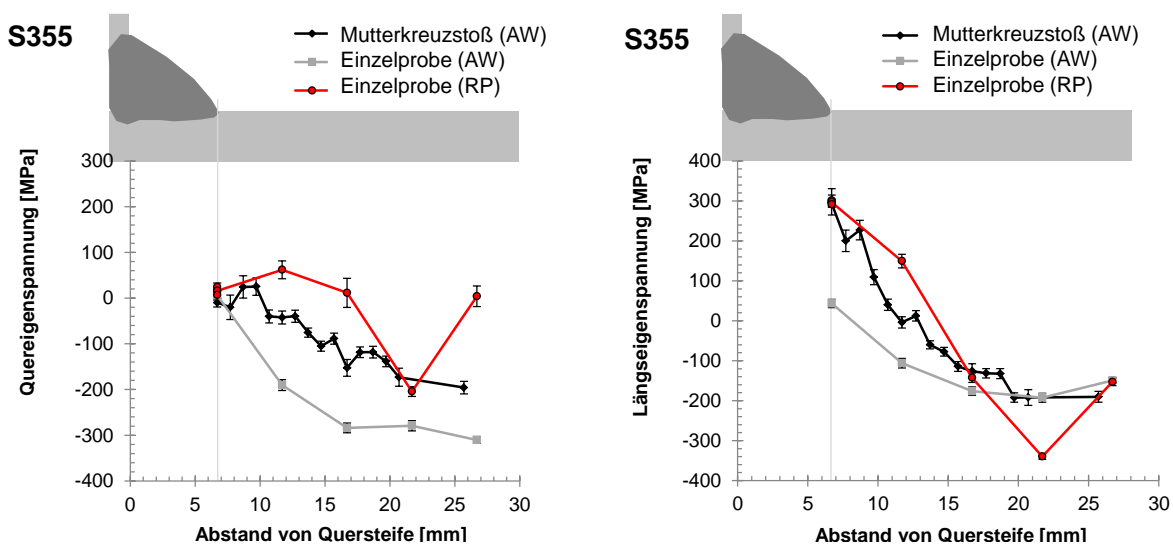


Abbildung 44: Quer- und Längseigenspannungen an Nahtübergang der Kleinbauteile S355J2+N

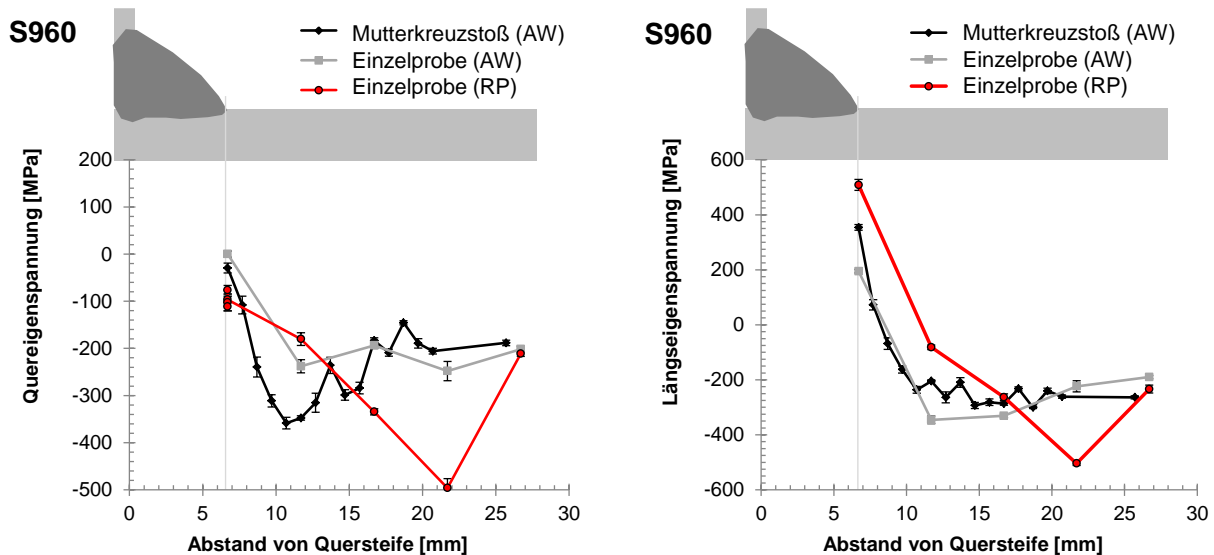


Abbildung 45: Quer- und Längseigenspannungen an Nahtübergang der Kleinbauteile S960QL

4.4 Ermüdungsversuche bis zum Versagen

Um die Wirksamkeit der Reparaturschweißung zu überprüfen, wurden die Ermüdungsversuche an den reparierten Kleinbauteilen jeweils bei gleichem Lastniveau wiederholt. Die Versuche wurden dabei mit den Spannungsverhältnissen von $R = 0,1$ und $R = 0,5$ durchgeführt. Als Abschaltkriterium wurde bei den ein- und beidseitig reparierten Probekörpern dasselbe Abschaltkriterium gewählt, wie beim ursprüngliche Ermüdungsversuch, um einen direkten Vergleich zu ermöglichen. Es wurden ausschließlich Probekörper in der Auswertung berücksichtigt, die eine Ermüdungsrissinitiierung vom reparierten Schweißnahtübergang aus aufwiesen. Alle anderen Nahtübergänge wurden vor dem Versuch zur Vorbeugung von Materialermüdung mit einem HFH-Verfahren behandelt. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche sind abhängig vom Grundwerkstoff, Spannungsverhältnis und Reparaturprozedur in Abbildung 46 und Abbildung 47 zusammengefasst.

Die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche erfolgte auf Basis der DIN 50100 [72]. In Abbildung 46 und Abbildung 47 sind jeweils die Wöhlerkurven der entsprechenden Versuchsreihe mit freier Neigung bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_5 = 95\%$ nach IIW-Richtlinie [13], [73] aufgetragen. Als Referenz wurde der Kerbfall 80 nach EN 1993-1-9 [12] bzw. Kerbfall Nr. 511 nach IIW-Richtlinie [13] gewählt. Der Vergleich der Versuchsreihen bei $R = 0,1$ erfolgte unter Berücksichtigung des Bonusfaktors nach IIW-Richtlinie, da die ermittelten Quereigenspannungen am Nahtübergang (Kapitel 4.3) unterhalb dem 0,2-fachen der Streckgrenze liegen [13]. Bei hohen Mittelspannungen ($R = 0,5$) kann dieser Bonusfaktor nicht angesetzt werden.

Die Auswertung aller Versuchsreihen zeigt, dass die Lebensdauer der Kleinprüfkörper im reparierten Zustand (RZ) gleich oder höher ist, als im Grundzustand (GZ). Einzig bei der Versuchsreihe mit S960QL Prüfkörpern bei $R = 0,1$ liegt die Schwingfestigkeit im RZ leicht unterhalb der Schwingfestigkeit im GZ. Die Schwingfestigkeit bzw. Lebensdauer lag bei allen Versuchsreihen zudem deutlich über den Empfehlungen nach EC3-1-9 [12] oder IIW [13].

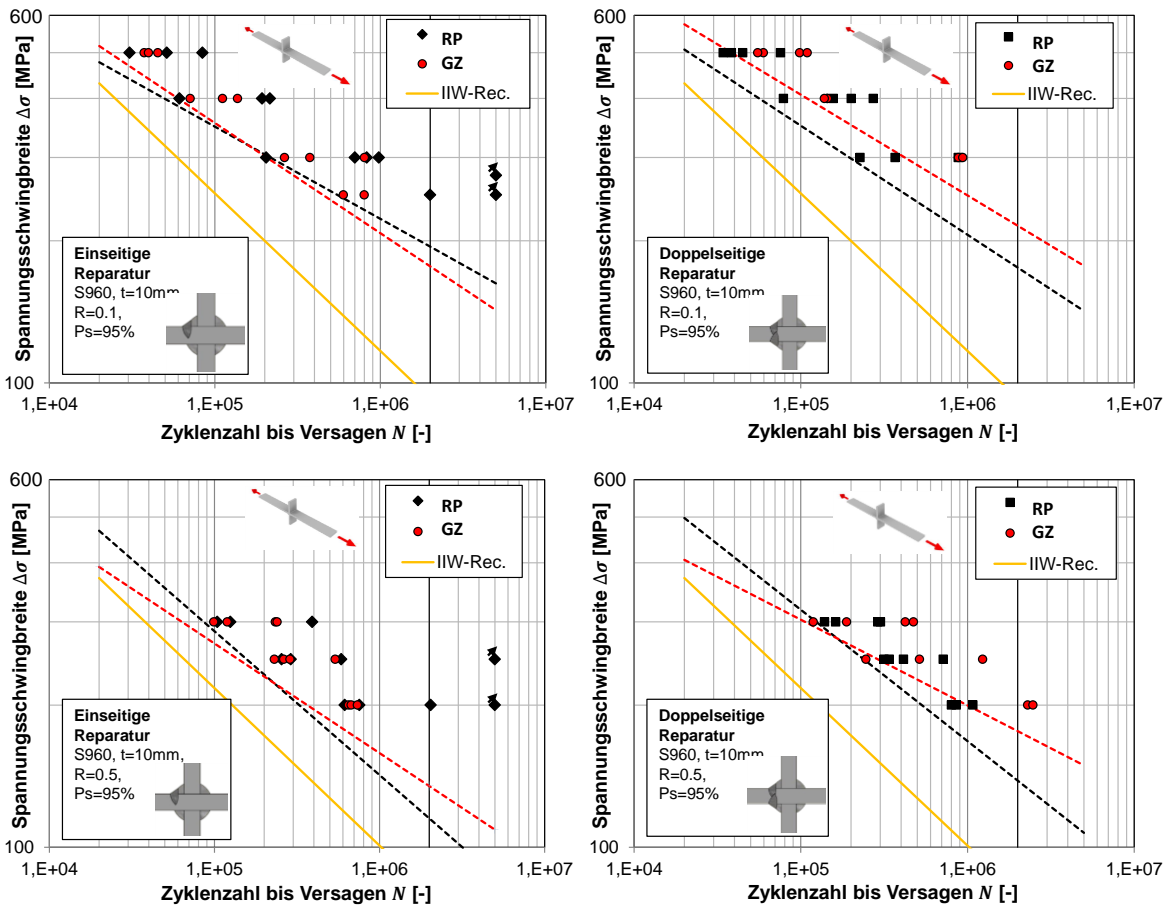


Abbildung 46: Wöhlerdiagramme für Kleinprüfkörper aus S355J2+N

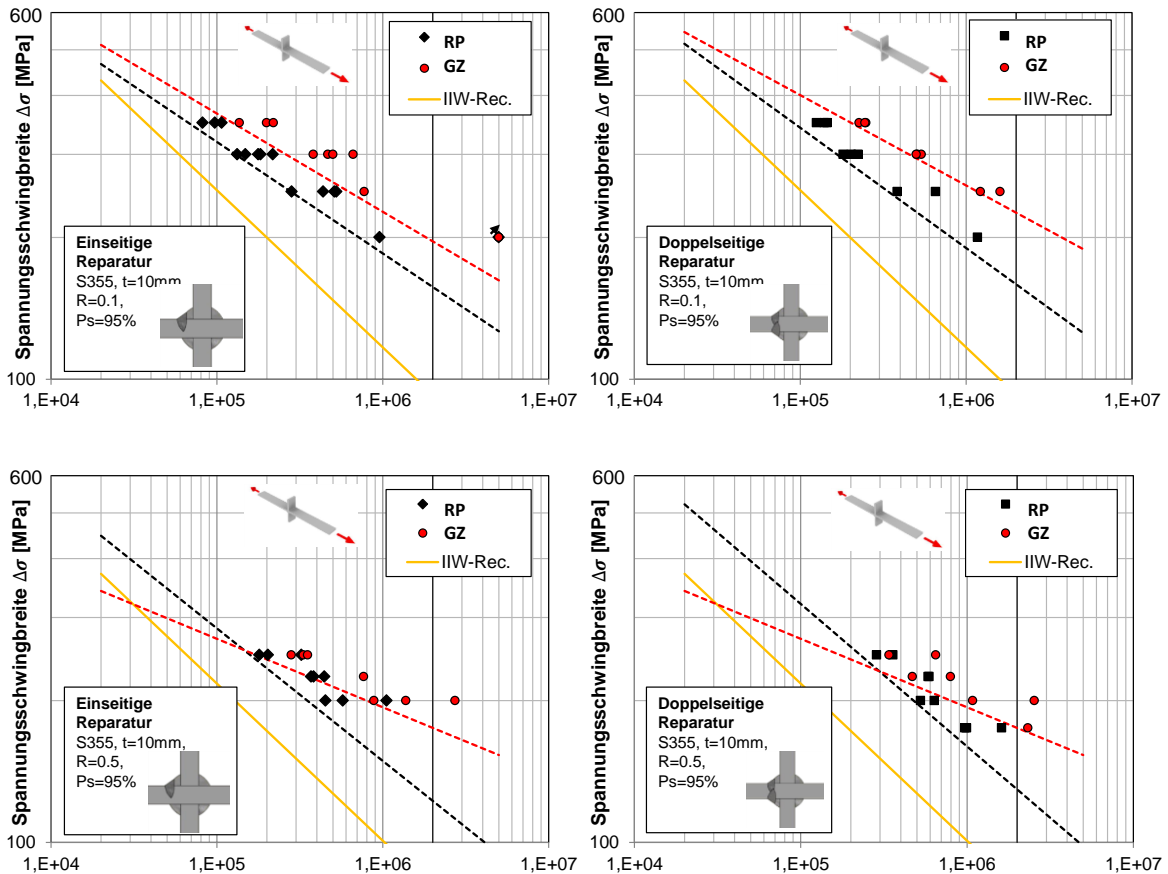


Abbildung 47: Wöhlerdiagramme für Kleinprüfkörper aus S960QL

4.5 Auswertung der Ermüdungsversuche

Die Schwingfestigkeit nach IIW-Richtlinie [13] bzw. nach EN 1993-1-9 [12] wurde mit einer variablen Neigung und mit einer konstanten Neigung von $k = 3$ ermittelt. Die Ergebnisse dieser Auswertung sind in Abbildung 48 dargestellt. Alle ermittelten Schwingfestigkeitswerte bei $k = 3$ und $N_f = 2 \cdot 10^6$ liegen im Bereich von 101 MPa bis 142 MPa und somit 2 FAT-Klassen über dem Referenzkerbfall nach IIW-Empfehlung [13]. Des Weiteren lässt sich in den Versuchsreihen im Reparaturzustand eine ausgeprägte Abhängigkeit der Mittelspannung feststellen, da die Versuchsreihen bei $R = 0,1$ eine zwischen 17% und 27% höhere Schwingfestigkeit aufwiesen. Diese Abhängigkeit ist bei den Versuchsreihen im Grundzustand geringer ausgeprägt. Bezüglich der Schwingfestigkeiten, die mit konstanter Neigung ermittelt wurden, lässt sich zudem kein wesentlicher Einfluss des höherfesten Grundwerkstoffs S960QL entsprechend den aktuellen Standards nach IIW [13], Eurocode [12] oder BSI [74] feststellen.

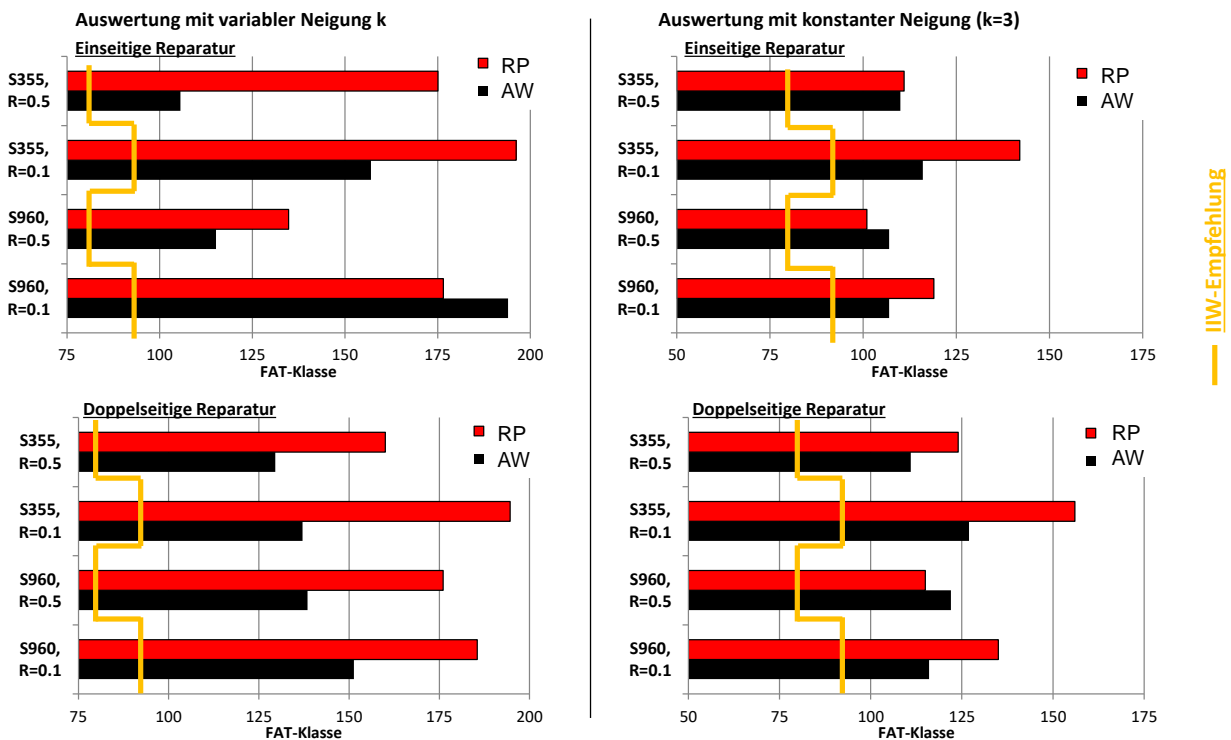


Abbildung 48: Ermittelte FAT-Klassen für die Kleinprüfkörper nach dem Nennspannungskonzept

Zusätzlich wurde die Schwingfestigkeit der Kleinprüfkörper nach dem Kerbspannungskonzept, basierend auf der Mikrostützwirkung nach Neuber [75], mit der Interpretation der Schweißnähte nach Radaj et al. [76] untersucht. Für die Finite-Elemente-Modellierung wurde ein 2D-Modell unter Ausnutzung der Symmetrie mit einem Nahtübergangsradius von $\rho = 1$ mm modelliert (siehe Abbildung 49). Die Elementgröße wurde entsprechend den Empfehlungen des DVS Merkblatts 0905 [77] gewählt. Zur Diskretisierung wurden Elemente des Typs CPS8 aus der ABAQUS Elementbibliothek verwendet. Die Flankenwinkel für die Modellierung wurden aus Tabelle 7 entnommen. Ein maximaler Verzugswinkel von $\beta = 1^\circ$ wurde für die Modellierung des Reparaturzustandes berücksichtigt. Dies entspricht in etwa dem maximalen gemessenen Verzugswinkel.

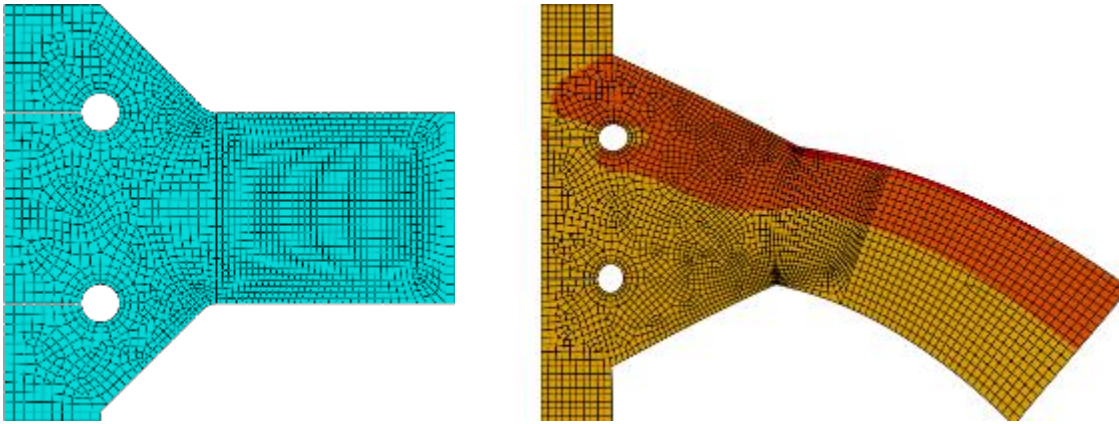


Abbildung 49: FE-Modell für die Untersuchung der Kleinprüfkörper nach dem Kerbspannungskonzept [77]

Die entsprechenden Schwingfestigkeitsklassen nach dem Kerbspannungskonzept sind in Tabelle 8 zusammengefasst. Entsprechend der IIW-Empfehlung gilt für diesen Kerbfall eine Schwingfestigkeitsklasse von $FAT = 225 \text{ MPa}$ [13]. Die Untersuchung zeigte in diesem Fall deutlich, dass alle ermittelten Schwingfestigkeitsklassen bei $R = 0,1$ zwischen 17 % und 85 % und bei $R = 0,5$ zwischen 5 % und 51 % über der IIW-Empfehlung [13] liegen.

Tabelle 8: Ermittelte Schwingfestigkeitsklassen nach dem Kerbspannungskonzept [77]

*Verzugswinkel $\beta = 1^\circ$

	S355J2+N		S960QL	
	R = 0,1	R = 0,5	R = 0,1	R = 0,5
GZ	263	251	345	238
RZ	365	326	399	250
RZ*	380	340	417	262

5 Großbauteilversuche

5.1 Konzipierung von Versuchsständen zur Prüfung der Großbauteile

5.1.1 Versuchsstand Typ 1 S355 und Typ 2 S355

Wie bereits in Abschnitt 2.2 erläutert, erfolgt der Dauerschwingversuch der Großbauteiltypen 1 und 2 unter 4-Punkt-Biegung. Für die Dauerschwingversuche wurde eine servohydraulische 1 000 kN Universalprüfmaschine in stehender Zweisäulenbauweise des Fabrikats Losenhausen/Messtek (17483 / 692) verwendet. Der finale Prüfaufbau ist in Abbildung 50 dargestellt. Aufgrund des kleinen Bauraums zwischen Biegetisch (grün, unterer Bildbereich) und Prüfkolben (grün mit schwarzem Faltenbalg, oberer Bildbereich) war die Konstruktion von platzsparenden und gleichzeitig robusten Rollenlagern erforderlich, da alle weiteren Randbedingungen durch die vorhandenen Komponenten (gelber und oberer Lasteinleitungsträger) vorgegeben waren. Der Probekörper ist zwischen den beiden Lasteinleitungsträgern auf vier Rollenlagern gemäß Abbildung 53 schwimmend gelagert.

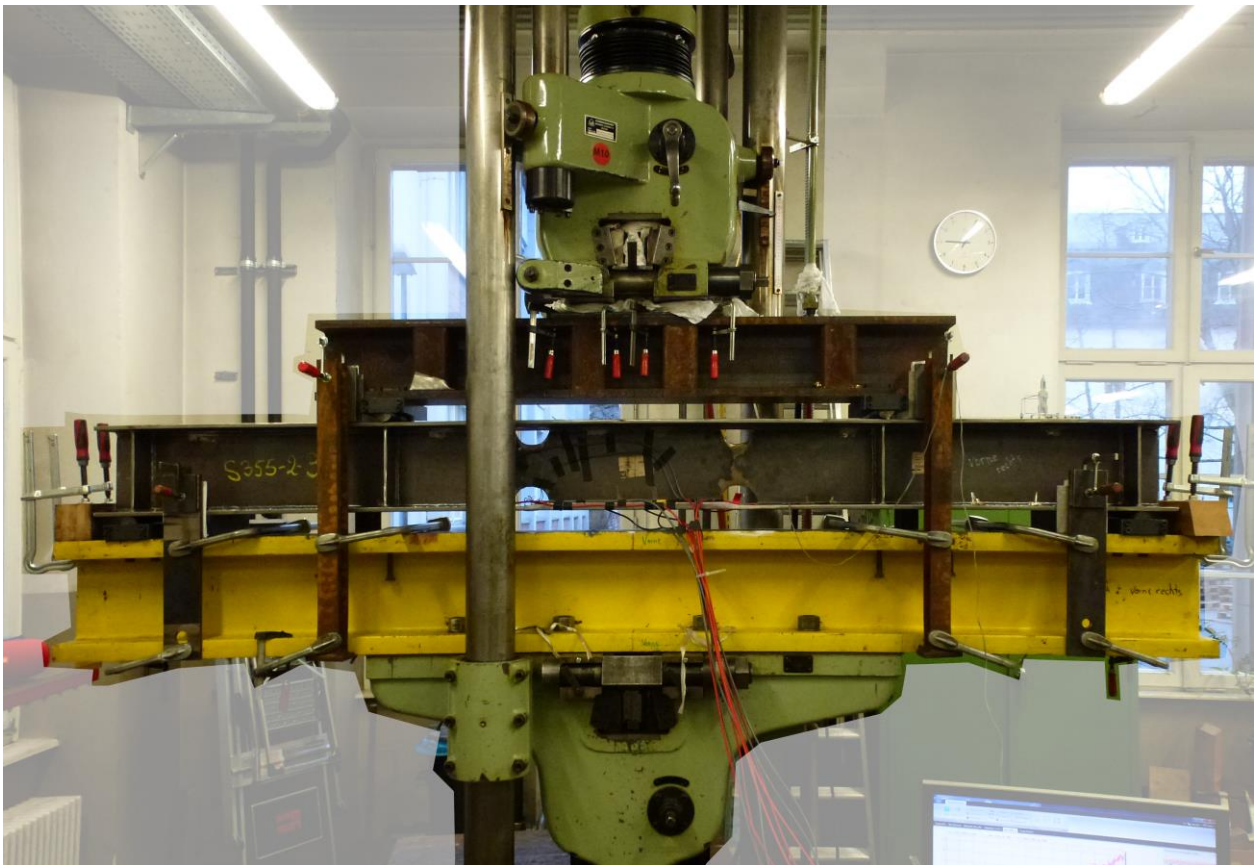


Abbildung 50: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 1 S355J2+N und Typ 2

Um diese definierte und zwängungsfreie Lasteinleitung mit dem zur Verfügung stehenden Bauraum zu ermöglichen, wurden zunächst die in Abbildung 51 dargestellten Auflager konstruiert und an der Versuchsanstalt angefertigt.

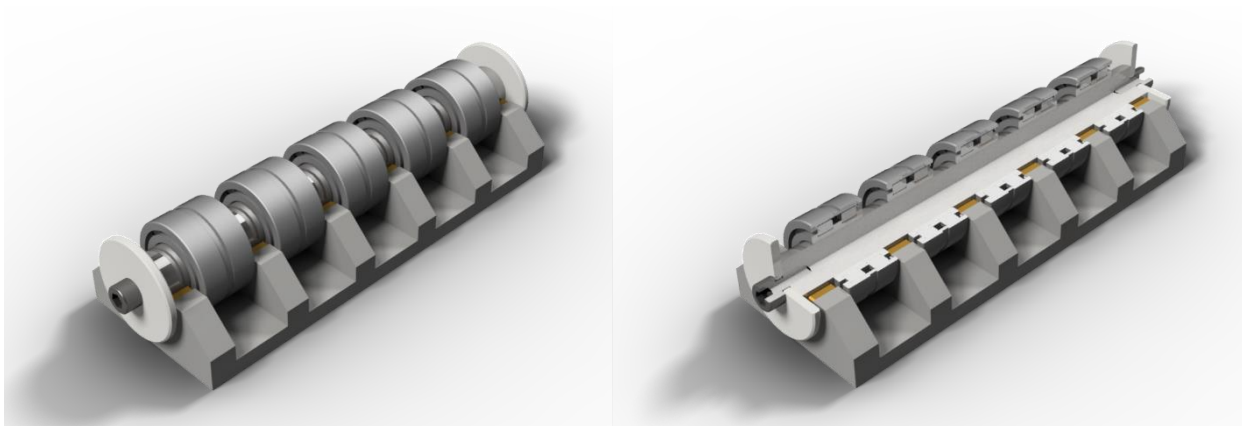


Abbildung 51: Rollenlager mit je fünf Zylinderrollenlagern

Durch den Rotationsfreiheitsgrad des Lagers bleiben die Hebelarme zu jedem Zeitpunkt konstant. Aufgrund der Fertigungstoleranzen des gewalzten HE 260 A Trägers des Großbauteils Typ 1 wurde ein Außenring des Zylinderrollenlagers beim ersten Bauteilversuch lokal überbeansprucht und somit zum Versagen gebracht. Die alternativen zweiten und dritten Iterationen der kompakten Rollenlager sind in Abbildung 52 dargestellt.

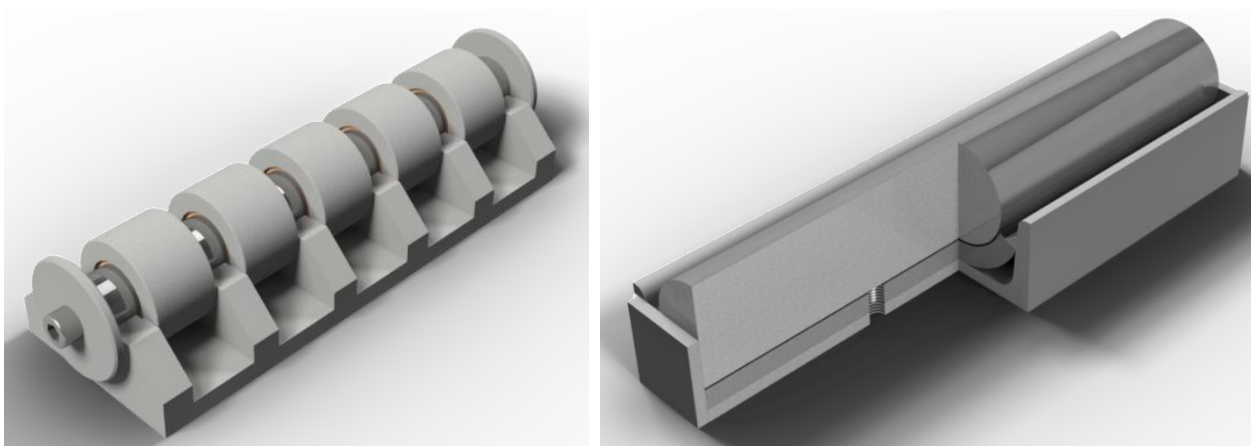


Abbildung 52: Alternativen zwei und drei des Rollenlagers

Während die Variante auf der linken Seite eine direkte Weiterentwicklung des Lagers aus Abbildung 51 darstellt und statt aus Zylinderrollenlagern aus massiven stählernen Verschleißringen mit eingepressten Kunststoffgleitlagern besteht, besitzt die rechte Variante eine 49 mm durchmessende Welle, die innerhalb eines kreisförmigen Hohlprofilsegments des Innendurchmessers von 50 mm rotierende und horizontale Bewegungen ausführen kann. Das Kreishohlprofilsegment ist dabei mit einem U-Profil entlang der gemeinsamen Kanten verschweißt. Da diese dritte Variante nach einer gewissen Zeitdauer Ermüdungsrisse durch den U-Stahl hindurch aufwies, wurde diese Lagervariante durch die finale Variante in Abbildung 53 ersetzt. Während die finale Version das Konstruktionsprinzip einer massiven Welle in einer etwas größeren Lagerschale übernahm, wurde die aus zwei Komponenten zusammengesetzte Lagerschale durch Vollmaterial aus Werkzeugstahl ersetzt.



Abbildung 53: Finale Variante des Rollenlagers

5.1.2 Versuchsstand Typ 1 S960

Obwohl Typ 1 aus S960QL dieselben Regelquerschnittsabmessungen aufweist, wie das Großbauteil des Typs 2 war aufgrund der deutlich höheren avisierten Nennspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 400$ MPa die servohydraulische 1 000 kN Prüfmaschine nicht geeignet. Zur Realisierung der erforderlichen Oberlast von 1 080 kN wurde eine servohydraulische 6 300 kN 4-Säulen-Universalprüfmaschine des Fabrikats Schenck/ Messtek (MM C 0105, Nr. M14) mit großformatigen Lasteinleitungsträgern verwendet (siehe Abbildung 54).

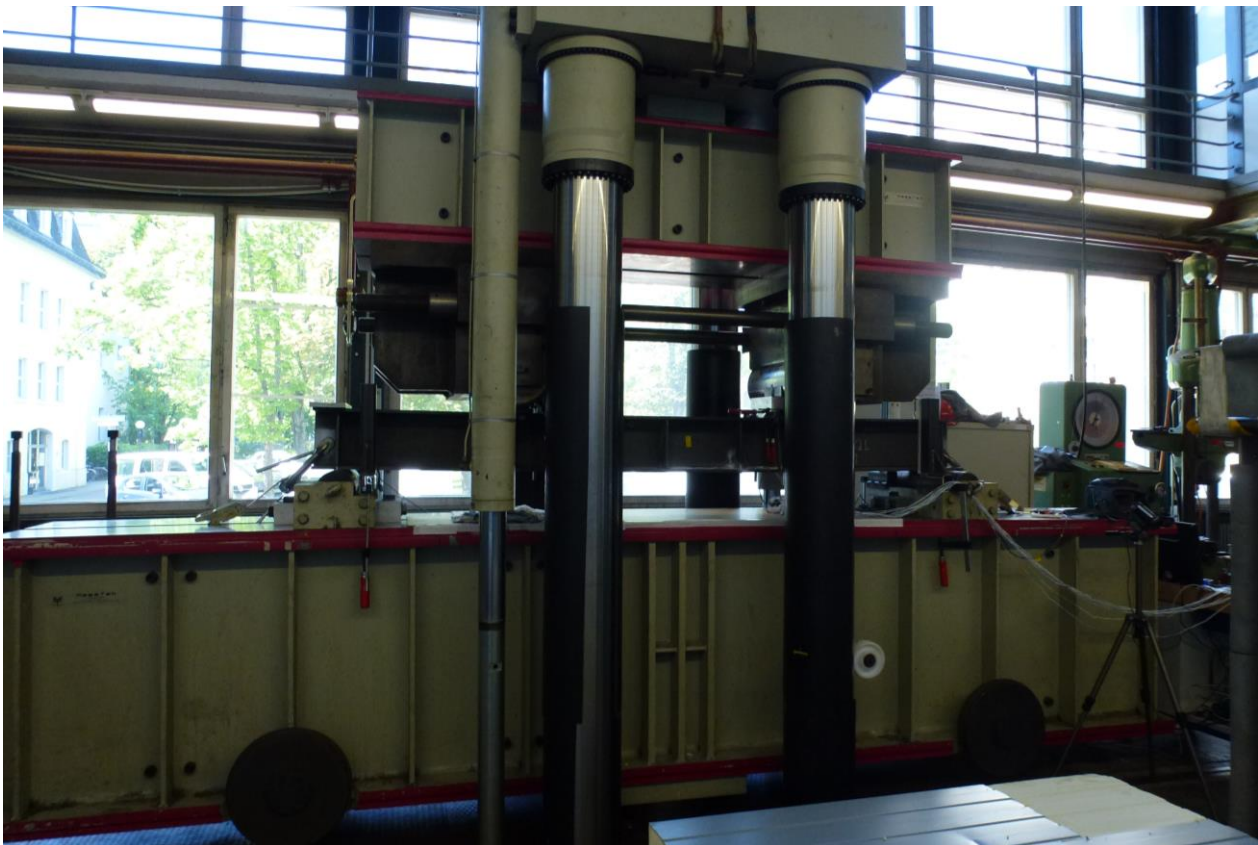


Abbildung 54: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 1 S960QL

5.1.3 Versuchsstand Typ 3 S355

Zur Durchführung der Dauerschwingversuche an Großbauteil Typ 3 wurde ebenfalls die Prüfmaschine servohydraulische 6 300 kN 4-Säulen-Prüfmaschine verwendet. Zu diesem Zweck wurden die unteren Auflager in Abbildung 54 verwendet. Die mittige obere Lasteinleitung in das Großbauteil Typ 3 erfolgte durch einen an die obere Prüfmaschinenaufnahme adaptierten Stahlzylinder (siehe Abbildung 55).

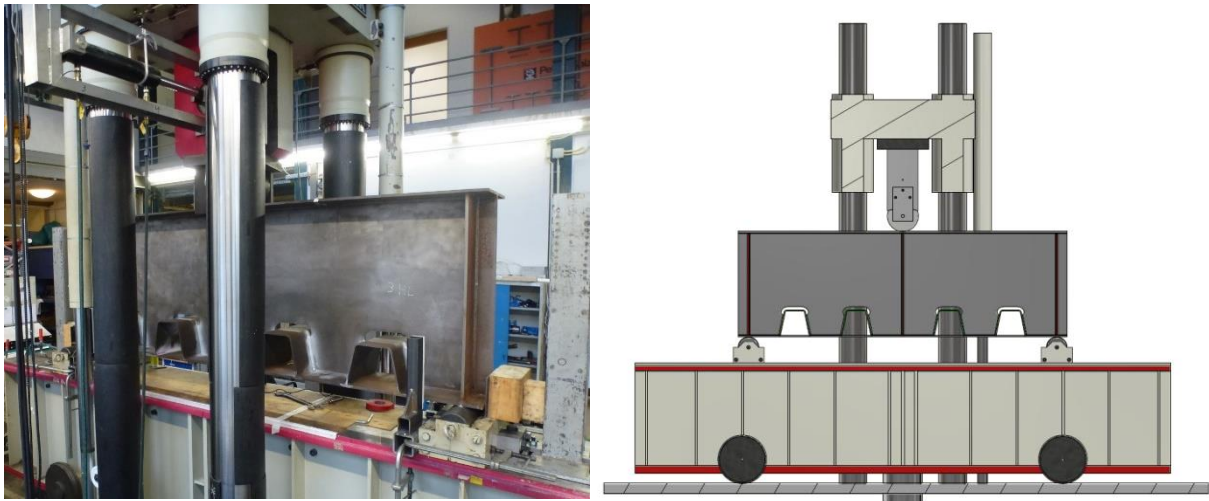


Abbildung 55: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 3

5.1.4 Versuchsstand Typ 4 FGS 100 WV

Die Dauerschwingversuche an den Großbauteilen des Typs 4 wurden auf einer stehenden, servohydraulischen 2-Säulen-Zugprüfmaschine des Fabrikats MFL/Messtek (I/9) durchgeführt (interne Nr. M12). Zur Aufnahme der Gabelanschlüsse wurden Bleche der Stahlsorte S690 mit einer Blechdicke von 60 mm verwendet. Der Anschluss an die Laschen erfolgte mit Hilfe von ultrahochfesten Bolzen $\varnothing 60$ mm, die durch die Firma Liebherr-Werk Echingen zur Verfügung gestellt wurden. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung 56 dargestellt. Zur Aufnahme der lokalen Dehnungen im Bereich der reparierten Schweißnahtübergänge wurde ein dreidimensionales Bildkorrelationssystem des Herstellers Limes unter Einsatz von zwei Kameras verwendet.



Abbildung 56: Versuchsaufbau Dauerschwingversuch an Großbauteil Typ 4 FGS 100 WV

5.2 Durchführung der Ermüdungsversuche und Monitoring bis zum ersten Anriss

5.2.1 Durchführung der Ermüdungsversuche

Mit Ausnahme des in Kraftregelung durchgeführten Dauerschwingversuchs von Großbauteil Typ 4 und den niedrigen Lastniveaus des Typs 1 wurden die Dauerschwingversuche an allen anderen Großbauteilen mit Hilfe der sogenannten Kaskadenregelung durchgeführt. Bei dieser Regelungsart werden die minimalen und maximalen Kraftzielgrößen (Unterlast und Oberlast) weggeregelt angesteuert. Durch das Ablesen des Minimal- und Maximalwegs sowie die daraus abgeleitete Berechnung und Ansteuerung des „Mittelwegs“ konnten die Kraftgrößen durch Vorgabe einer sinusförmigen Wegamplitude für wenige Lastwechsel in erster Näherung gewährleistet werden. Nach dem Erreichen einer ausreichenden Anzahl von Lastwechseln (ca. 20 – 30) innerhalb der klassischen Wegregelung konnte auf Basis eines konvergierten Durchschnittswertes der Kraftkenngrößen eine Übergabe zur weggesteuerten Kraftregelung unter Vorgabe von Mittellast und Kraftamplitude erfolgen. Diese Regelungsart ist bei großen Wegamplituden wesentlich stabiler, als die reine Regelung auf Basis von Kraftkenngrößen. Beim Großbauteil Typ 1 in S960QL war beispielsweise eine Wegschwingbreite von 12 mm zu beobachten. Der Großteil der Versuche wurde lediglich mit einer Prüffrequenz von weniger als 1 Hz durchgeführt.

5.2.2 Monitoring bis zum ersten Anriss

Abweichend zum in Abschnitt 4.1 erläuterten Abbruchkriterium eines Frequenzabfalls um einen definierten Betrag, wurde für alle Großbauteile das Abbruchkriterium einer Wegzunahme zwischen 0,2 mm und 1,0 mm gewählt. Darüber hinaus wurden in regelmäßigen Abständen Sichtprüfungen der geschweißten Details durchgeführt. Zur Verbesserung des Kontrastes wurde an den Großbauteilen des Typs 1 zu Beginn MT-Untergrundlack verwendet (Typ 1, Nr. 1 und Nr. 2). Sofern jedoch eine Eindringprüfung zur Überprüfung der Anzeige durchgeführt werden sollte, musste der MT-Untergrundlack zunächst vollständig entfernt werden. Zu einem späteren Zeitpunkt wurde zur Verbesserung des Kontrasts PT-Entwickler verwendet.

Über die Durchführung von regelmäßigen visuellen Inspektionen hinaus, wurden an den Schweißnahtübergängen des Typs 1 punktuell Kupferlackdrähte appliziert, die an einen gemeinsamen aus 9V-Blockbatterien gespeisten Gleichspannungsstromkreis angeschlossen waren (siehe Abbildung 57). Der 9V-Stromkreis wurde dabei an den Regler der Prüfmaschine als externe Grenze angeschlossen. Beim Auftreten eines Ermüdungsrisses am Schweißnahtübergang wird der Riss auf den spröden DMS-Klebstoff übertragen. Der in den Klebstoff übertragene Riss führt zur Stromkreisunterbrechung des eingebetteten „Rissdrahts“ und somit zum Maschinenstopp.

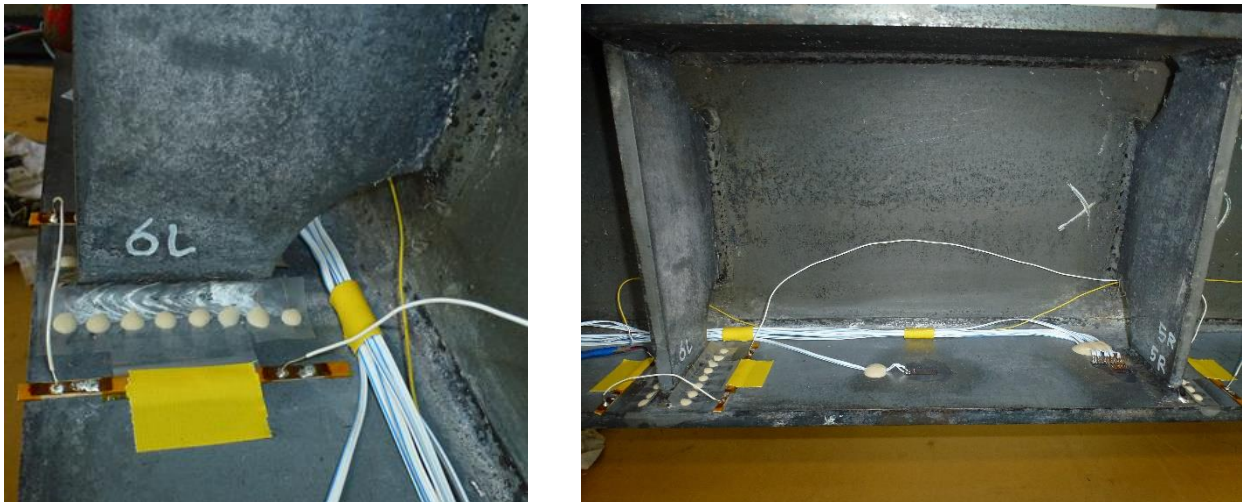


Abbildung 57: Rissdrähte als externe Abschaltvorrichtung

Beim Großbauteil Typ 2 wurde im Zustand AW aus dem zuvor genannten Kupferlackdraht eine Parallelschaltung mit einem $120\ \Omega$ Ergänzungswiderstand hergestellt, um die Rissausbreitung im Stumpfnahbereich des Stegfreischnitts in Form eines zusätzlichen „ $120\ \Omega$ DMS-Signals“ mit Hilfe eines HBM Quantum MX1615 Messverstärkers aufzuzeichnen. Abbildung 58 zeigt die als „Riss-DMS“ fungierende Parallelschaltung und das im Messverstärker aufgezeichnete Signal über die Lebensdauer. Während das Signal des rot dargestellten „Riss-DMS“ bereits einen „Fehlausschlag“ bei ca. 20 000 Lastwechseln aufwies, stimmte die Anzeige des schwarz gekennzeichneten Signals mit den Beobachtungen aus der visuellen Inspektion überein.

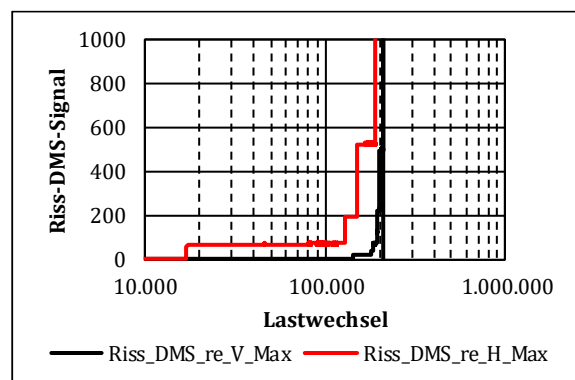


Abbildung 58: „Riss-DMS“ und im Messverstärker resultierendes Signal

Da sich mit den zuvor beschriebenen Methoden des Monitorings allerdings keine uneingeschränkt reproduzierbaren Ergebnisse erzeugen ließen, wurde für den Reparaturzustand ausschließlich der visuellen Inspektion sowie der Eindringprüfung der Vorzug gegeben.

5.2.3 Ergebnisse Großbauteil Typ 1 Zustand AW (S355J2+N und S960QL)

Der Dauerschwingversuch unter einem Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ erfolgte so lange, bis die Anzeigegröße an einem Schweißnahtübergang mindestens 60 mm betrug. Dieser Wert entspricht der angeschlossenen Steifenbreite auf dem Blech des Biegezugflansches. Die Aufzeichnung des ersten sichtbaren Anrisses wurde nicht als Kriterium für den Stopp des Versuchs verwendet, da in diesem Fall lediglich Anrisstiefen von 2 – 3 mm vorlagen (siehe Abbildung 61). In der Praxis kann ein solcher Anriss selten durch eine VT im Rahmen einer Brückeninspektion entdeckt werden, da der Korrosionsschutz den kleinen Anriss noch überdeckt. Sofern in der ZfP nach dem Dauerschwingversuch eine registrierpflichtige Anzeige vorlag, wurde die Anzeigegröße für den entsprechenden Schweißnahtübergang als Referenz für den Ermüdungsversuch nach der Reparatur betrachtet. Tabelle 9 ordnet der Probekörpernummerierung die zugehörigen Spannungsschwingbreiten auf Basis der Nenngeometrie zu.

Tabelle 9: Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 1

Typ	Nr.	Werkstoff	Profilform	$\Delta\sigma$ [MPa]	R	Bemerkung
1	1	S355J2+N	HE 260 A	250	0,1	
1	2	S355J2+N	HE 260 A	173	0,1	Bruch an Lasteinleitung
1	3	S355J2+N	HE 260 A	120 + 200	0,1	Durchläufer bei $\Delta\sigma = 120$ MPa
1	4	S355J2+N	HE 260 A	280	0,1	Ersatz für Träger 1 – 2, aus [78]
1	5	S960QL	geschweißt	400	0,1	

Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche im Zustand AW (Grundzustand bzw. GZ) sind in Abbildung 59 dargestellt. Die Versuche wurden unter Anwendung der Regeln des EC3-1-9 Hintergrunddokuments [64] mit Modifikationen nach Drebenstedt und Euler [79] unter Annahme einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % ausgewertet.

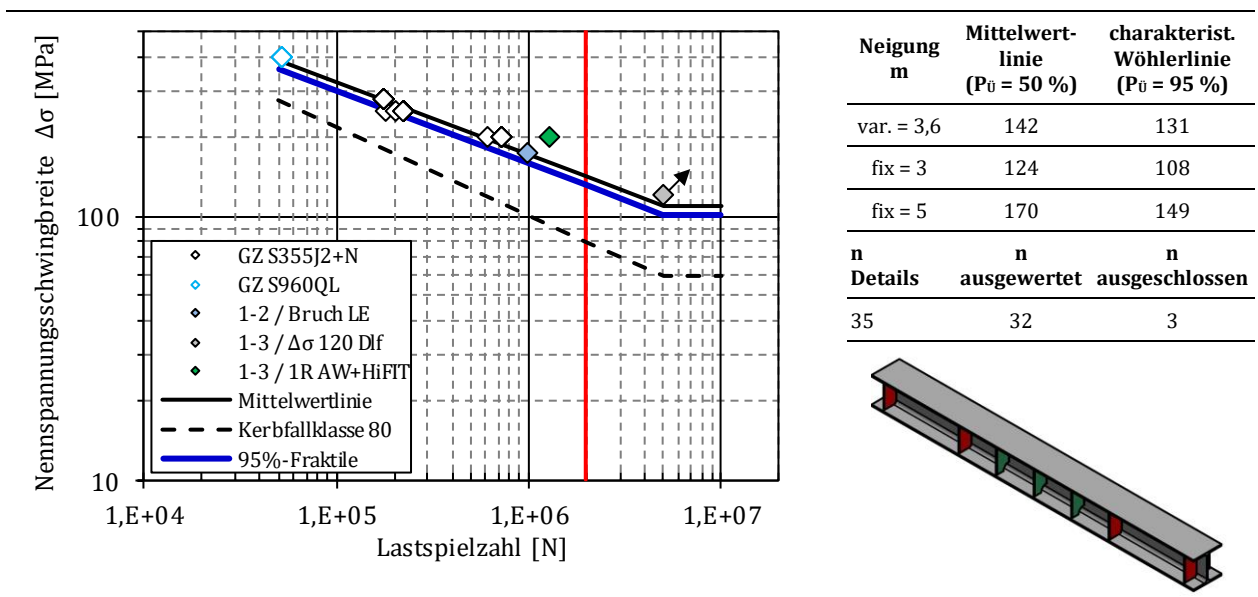


Abbildung 59: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 1 im Grundzustand (GZ)

Es ist zu beachten, dass die in der Legende farblich ausgefüllten Rauten nicht in der statistischen Auswertung berücksichtigt wurden. Die nachfolgende Reparatur erfolgte an allen Nahtübergängen, die eine Anzeige während der ZfP aufwiesen. Aus diesem Grund gibt es für die insgesamt fünf Großbauteilprobekörper des Typs 1 eine Datenbasis von 35 Schweißnahtübergängen. Aufgrund teilweise sehr kleiner ZfP-Anzeigen ist davon auszugehen, dass die Lebensdauer vieler Details bis zum Erreichen der avisierten Risslänge von 60 mm deutlich oberhalb der ausgelesenen Lastwechselzahl liegt (siehe Abbildung 60). Einerseits würde dies die Mittelwertlinie aller Versuchsergebnisse anheben; andererseits jedoch auch das Streuband vergrößern und unter Umständen den Quantilwert verringern. Ein Vergleich der ermittelten Datenpunkte mit dem abgeschlossenen Forschungsprojekt [80] zeigt jedoch eine gute Übereinstimmung mit den Versuchsdaten der statistische Datenbasis von DIN EN 1993-1-9 [12].



Abbildung 60: Eindeutige (links) und interpretationswürdige Anzeigen während PT, Träger 1 - 1, 4L



Abbildung 61: PT-Anzeige sowie ausgeschliffener Bereich, Tiefe 3,5 mm, Träger 1 - 1, 2L

Neben der regulären Durchführung der Versuche an den Probekörpern Nr. 1 - 1, 1 - 3 und 1 - 5 ist Probekörper Nr. 1 - 2 im Bereich der Lasteinleitung gebrochen und wurde durch das vollständige Heraustrennen des gerissenen Bereichs und das Einsetzen einer mit den Flanschen bündig verschweißten Kopfplatte reparaturgeschweißt Abbildung 62. Die resultierende Restlebensdauer des instandgesetzten Lasteinleitungsbereichs belief sich jedoch lediglich auf 49 839 Schwingspiele und damit auf 5 % der Originallebensdauer. Dasselbe Detail wurde im Rahmen des AiF-Projektes 19032 BG, DVS 09.072 mit Hilfe einer eigens entwickelten Vorspannvorrichtung durch insgesamt vier CFK-

Lamellen verstärkt, um den Einfluss der CFK-Lamelle auf die Rissflankenöffnung zu untersuchen (siehe Abbildung 63). Die vielversprechenden Ergebnisse sind im zugehörigen Abschlussbericht [81] dokumentiert.

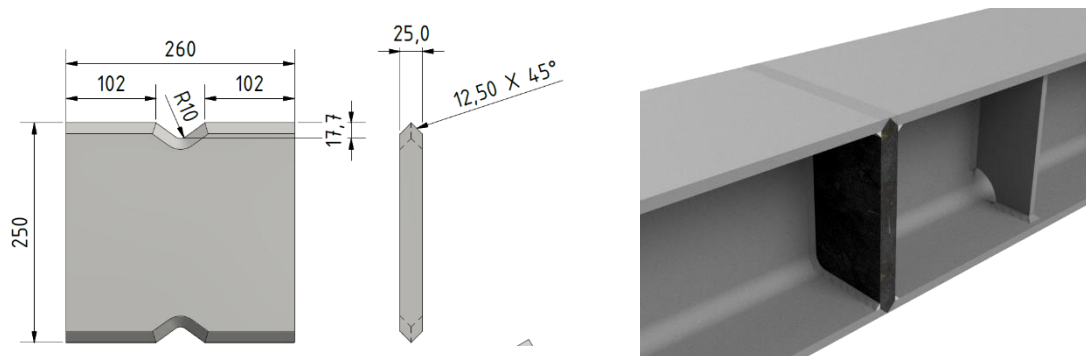


Abbildung 62: Schweißtechnische Instandsetzung des Probekörpers Nr. 1 – 2

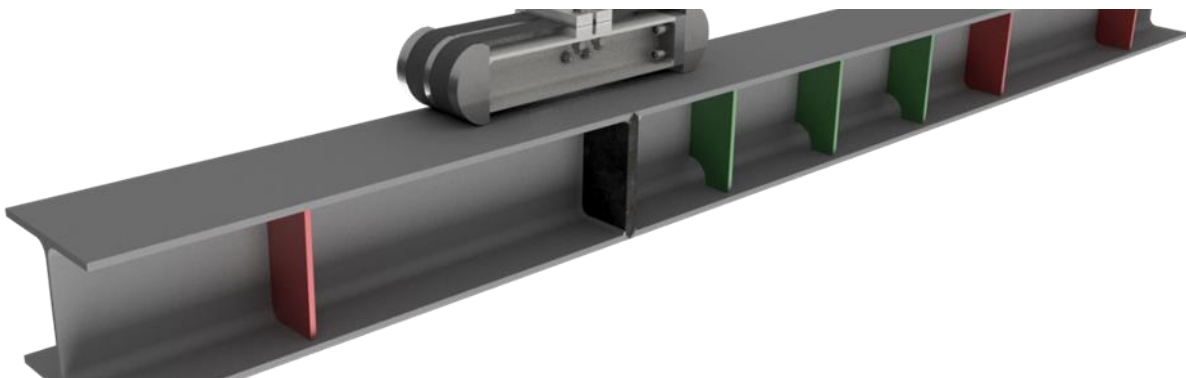


Abbildung 63: klebtechnische Instandsetzung im Rahmen des DVS-Forschungsprojekts 09.072 [81]

Als Ersatz für den Probekörper Nr. 1 – 2 wurde aus dem ebenfalls an der Versuchsanstalt durchgeführten Forschungsprojekt [78] ein geprüfter HE 260 A Träger im Zustand AW für die Durchführung der Reparaturschweißung und das anschließende Fortsetzen des Dauerschwingversuchs verwendet.

5.2.4 Ergebnisse Großbauteil Typ 2 Zustand AW

Für die Auswertung der Dauerschwingversuche des Großbauteils Typ 2 wird die Nennspannung analog zu Detail 7, Tabelle 8.3 [12] auf den Querschnittsbereich mit der geringeren Flanschdicke bezogen. Das Ergebnis der statistischen Auswertung der sechs Stumpfnähte im Zustand AW der in Tabelle 10 zugeordneten Großbauteile ist in Abbildung 64 aufbereitet.

Tabelle 10: Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 2

Typ	Nr.	Werkstoff	$\Delta\sigma$ [MPa]	R	Bemerkung
2	1	S355J2+N	160	0,1	
2	2	S355J2+N	140	0,1	
2	3	S355J2+N	100	0,1	Zusätzlicher Ermüdungsriß an Kehlnaht im Stegfreischnitt (FW FS)

Die Mittelwertlinie liegt mit freier Neigung leicht unterhalb des Referenzkerbfalls 80 (Detail 9, Tabelle 8.3 [12]) und entspricht unter Vorgabe einer fixierten Neigung von $m = 3$ nahezu dem Kerbfall 80.

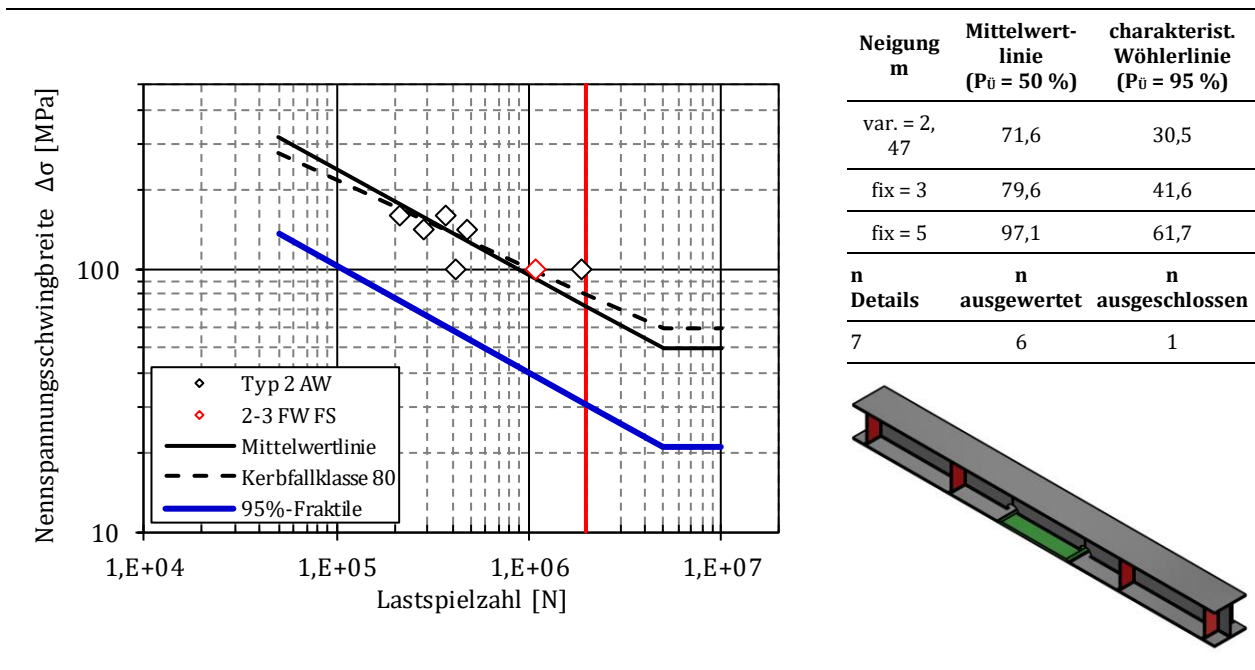


Abbildung 64: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Grundzustand (GZ)

Besonders auffällig ist der große Unterschied der Ergebnisse auf dem Spannungsschwingbreitenniveau von 100 MPa. Während der Riss an der rechtsseitigen Stumpfnah bereits bei ca. 400 000 Lastwechseln initiierte (Abbildung 65) und bis zu einer Tiefe von ca. 6 mm reichte, erwies sich die Stumpfnah auf der linken Trägerseite als deutlich langlebiger (Anriss bei ca. 1,36 Mio. Lastwechseln). Des Weiteren ist das Ergebnis eines Ermüdungsrisses an der Stegumschweißung im Bereich des Stegfreischnitts als roter Datenpunkt enthalten, der jedoch nicht in die Auswertung für dieses Detail mit einbezogen wurde.

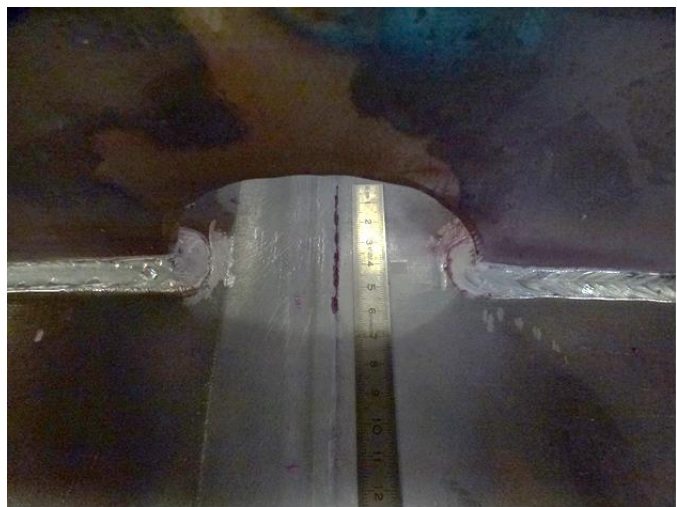
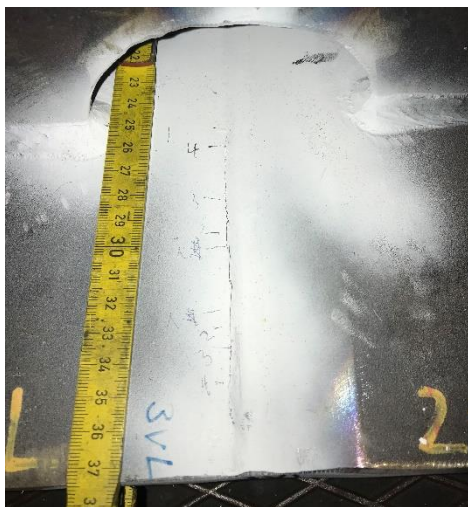


Abbildung 65: Rissanzeigen an linker und rechter Stumpfnah Probekörper 2 - 3

5.2.5 Ergebnisse Großbauteil Typ 3 Zustand AW

Das an den Brückenbau angelehnte Großbauteil des Typs 3 wurde in einem Dauerschwingversuch unter 3-Punkt-Biegung belastet. Da die gängigen Handrechenregeln des Stahlbrücken-Eurocodes DIN EN 1993-2 [18] lediglich die Belastungssituation einer direkten Längsrippenbeanspruchung infolge einer oder mehrerer Radlasten vorsehen, ist die Ermittlung einer Nennspannung unter Berücksichtigung der konkreten Geometrie der Trapezrippen beim gegebenen statischen System nicht möglich. An ausgewählten Stellen wurden zum Zweck der Validierung des numerischen Modells und zum Abgreifen der Nennspannung DMS appliziert. Darüber hinaus wurden am ersten Probekörper die Dehnungen im kritischen Schnitt, im Zentrum des Schubfeldes sowie in Richtung der maximalen Hauptspannung an der Stegdurchdringung bestimmt.



Abbildung 66: exemplarische Auswahl von DMS-Positionen an Großbauteil 3 - 1

Die Ergebnisse der Auswertung des Nennspannungs-DMS zeigen eine gute Übereinstimmung mit dem numerischen Modell in ANSYS (siehe Tabelle 11). Abweichend vom geplanten Versagensmodus im Bereich des Stegfreischnitts versagten alle Probekörper ausgehend von der Wurzel der Längsnaht zwischen Trapezrippe und Deckblech (siehe auch Abbildung 79). Für die Auswertung dieses Details wurde die Nennspannungsschwingbreite auf Basis von $\Delta\sigma_{\text{DMS}}$ mit Hilfe des Strahlensatzes vom äußeren Auflager aus (Momenten-Nullpunkt) durch die DMS-Stützstelle zwischen den Längsrippen auf die Position der Schweißnahtwurzel der Längsrippe zur Bestimmung von $\Delta\sigma_{\text{LR}}$ extrapoliert.

Für die statistische Auswertung auf Basis dieser Festlegung stehen je Probekörper zwei Datenpunkte zur Verfügung. Das resultierende Wöhlerdiagramm ist in Abbildung 67 dargestellt. Als Näherung wurde der kleinste Kerbfall 50 der orthotropen Details gemäß EC3-1-9 [12] als Referenz gewählt. Die Ermüdungsfestigkeit der insgesamt sechs Datenpunkte liegt deutlich unterhalb des als Referenz gewählten Kerbfalls von 50 MPa. Unter Verwendung der Nennspannungsschwingbreite auf Basis der DMS-Messung $\Delta\sigma_{\text{LR}}$ ergibt sich eine Mittelwertlinie, die eher dem Kerbfall 36 zuzuordnen wäre.

Tabelle 11: Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 3

Typ	Nr.	Werkstoff	R	$\Delta\sigma_{Nenn}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{DMS}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{FEM}$ [MPa]	Abw. [%]	$\Delta\sigma_{LR}$ [MPa]	Bemerkung
3	1	S355J2+N	0,1	24,7	39,1	43,9	12,3	46,8	
3	2	S355J2+N	0,1	49,5	80,4	86,6	7,71	96,5	Zusätzlicher Riss an Stegdurchdringung
3	3	S355J2+N	0,1	37,1	58,8	58,9	0,170	70,6	

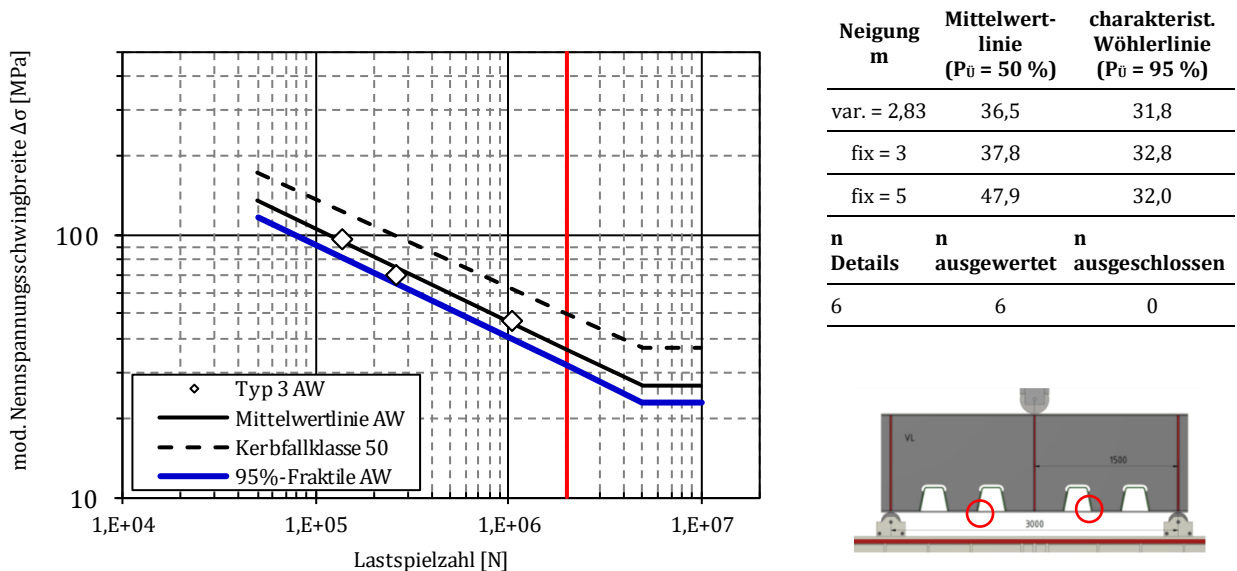


Abbildung 67: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ)

Des Weiteren versagte der für die Eigenspannungsmessung (Abschnitt 5.5.3) verwendete Probekörper Nr. 3 – 2 zusätzlich im Bereich beider Stegdurchdringungen auf der rechten Probekörperseite (vgl. Hauptspannungen in Abbildung 18 sowie Risse in Abbildung 84). Die Brennschnittkanten der Stegfreeschnitte wurden unmittelbar vor der Durchführung des Dauerschwingversuchs gebrochen und mit einer Rundfeile geschlichtet und scheiden somit mit hoher Wahrscheinlichkeit als Rissinitiationspunkt aus.

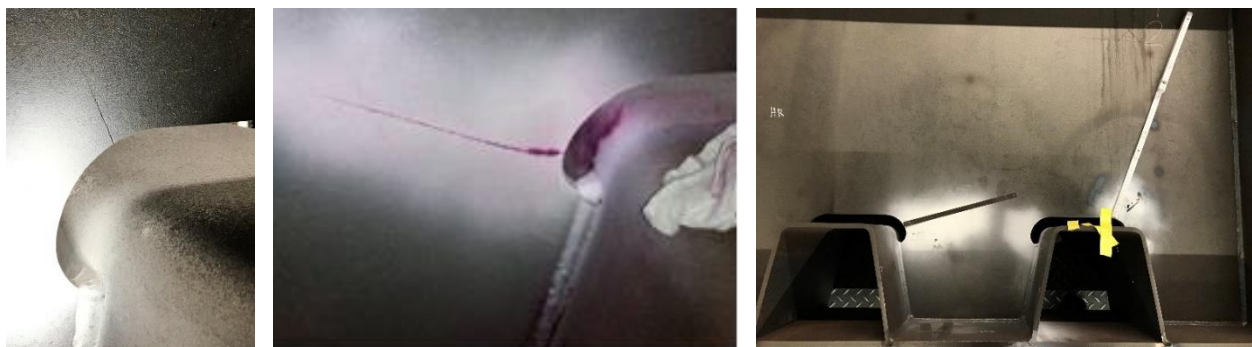


Abbildung 68: Ermüdungsriss Stegdurchdringung Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ), Aufnahme des linken und mittigen Bildes von der Vorderseite aus, des rechten Bildes von der Rückseite aus.

5.2.6 Ergebnisse Großbauteil Typ 4 Zustand AW

Die Ergebnisse und Probekörperbezeichnungen des Großbauteils Typ 4 werden aus dem abgeschlossenen FOSTA Forschungsprojekt P900 [6] übernommen (siehe Tabelle 12). Das Versagen trat an den Schweißnahtübergängen der Längssteifen auf. Abbildung 69 zeigt das Wöhlerdiagramm der fünf aus dem Probekörperbestand selektierten, reparierbaren Probekörpern. Die vorhandenen Rissgrößen lagen zwischen 12 mm und 50 mm.

Tabelle 12: Nennspannungsschwingbreiten in den Dauerschwingversuchen an Großbauteil Typ 4

Typ	Nr.	Werkstoff	$\Delta\sigma$ [MPa]	R	N [-]	Bemerkung
4	AW02	FGS 100 WV	300	0,1	38 400	
4	AW04	FGS 100 WV	300	0,1	33 900	Eigenspannungsmessung und Makroschliffe am IWM
4	AW09	FGS 100 WV	350	0,1	28 639	
4	AW10	FGS 100 WV	350	0,1	14 089	
4	AW12	FGS 100 WV	400	0,1	15 295	

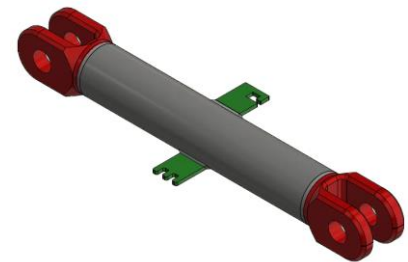
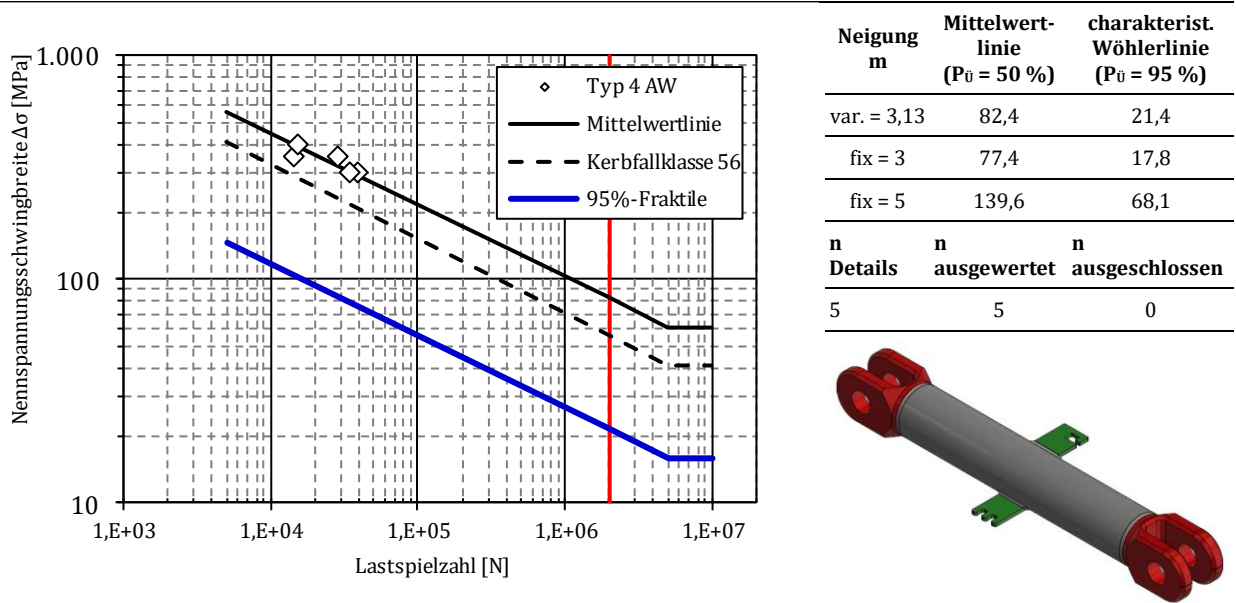


Abbildung 69: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 3 im Grundzustand (GZ)

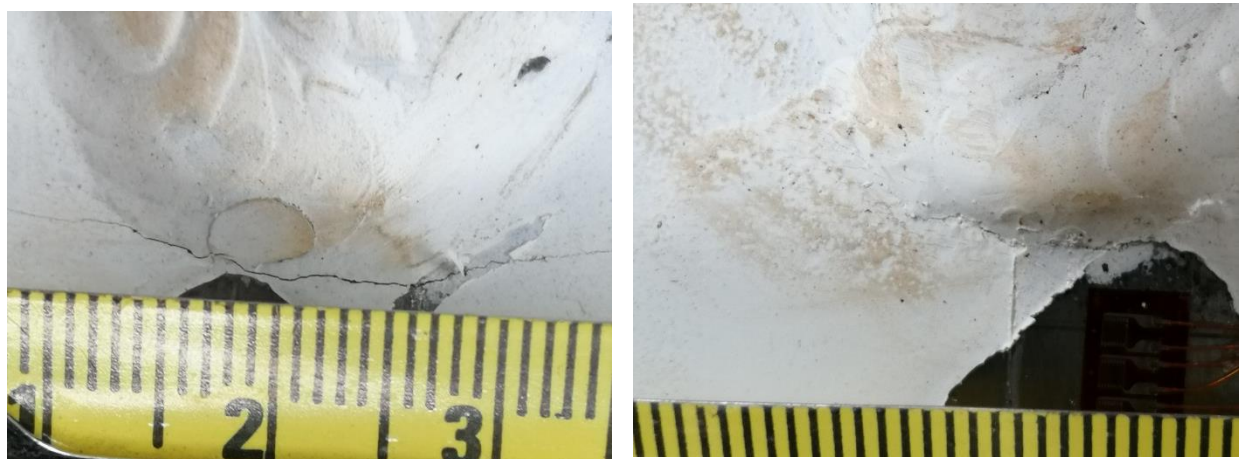


Abbildung 70: Probekörper AW02, Risse im Zustand AW, linker und rechter Schweißnahtübergang der hakenförmigen Lasche aus S960QL

5.3 Reparaturschweißung unter Anwendung des Reparaturkonzepts

5.3.1 Eingesetzte Werkzeuge

Zur Durchführung der Reparaturschweißungen im Labor der Versuchsanstalt wurde ein manuelles Schweißgerät MIG 500 Puls des Herstellers EWM verwendet. Die Vorbereitung der Schweißnahtübergänge, die Anzeigen aus der Farbeindringprüfung (PT) oder der Magnetpulverprüfung (MT) aufwiesen, erfolgte mit Hilfe von Schleif- und Fräsmitteln (Abbildung 71). Bei gut zugänglichen Bereichen, wie beispielsweise bei einem Flanschdurchriss, wurde die jeweilige Rissanzeige mit Hilfe eines Winkelschleifers unter Verwendung von Trennscheiben entfernt (Abbildung 71 links). Die Schweißnahtübergänge der Quersteifen wurden in der Regel mit einem elektrischen Geradschleifer oder mit einem Druckluft-Winkelschleifer an den schwer zugänglichen Bereichen ausgeschliffen (Abbildung 71 rechts). Als Schleifaufsätze wurden Frässtifte unterschiedlicher Formen und Durchmesser verwendet.



Abbildung 71: Für die Reparaturahtvorbereitung verwendete Schleifmittel

Bei den Großbauteilen wurde entsprechend des Reparaturkonzepts (Abschnitt 2.3), abhängig von der Risttiefe, zwischen einer einseitigen und einer beidseitigen Reparatur unterschieden. Im Gegensatz zur Reparatur der Kleinbauteile, bei der die Reparaturahtvorbereitung pauschal mit einer Tiefe von 7,5 mm vorbereitet wurde, erfolgte das Ausschleifen der Bereiche, die in der ZfP punkt- oder linienförmige Anzeigen aufwiesen, durch ein iteratives Vorgehen. Bei den Großbauteilen wurde nach Möglichkeit das Abbruchkriterium einer Risslänge von 60 mm gewählt.

5.3.2 Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 1

Exemplarisch für das Großbauteil Typ 1 ist für Probekörper 1 – 5 aus S960QL die linienförmige Anzeige während der Farbeindringprüfung unter Mittellast in Abbildung 72 dargestellt. Das Ausschleifen des Nahtübergangs über die gesamte Steifenbreite bis zu einer Tiefe von ca. 11 mm sowie das mehrlagige Aufbauen ist in Abbildung 73 dokumentiert. Die verwendeten Schweißparameter sind exemplarisch in Tabelle 13 dokumentiert. Der Schweißzusatz G 89 6 M Mn4Ni2CrMo mit einem Drahtdurchmesser von $\varnothing 1,2$ mm wurde in Verbindung mit dem Schutzgas M21 verwendet. Die Reparatur des Großbauteils Typ 1 erfolgte stets mit einer Vorwärm- bzw. maximalen Zwischenlagentemperatur von 150°C.



Abbildung 72: Linienförmige PT-Anzeige an Großbauteil Typ 1 – 5 S960QL



Abbildung 73: Schweißnahtvorbereitung und oberseitige Reparatur der Steife 5R 1 – 5 S960QL

Tabelle 13: Schweißparameter der Reparatur von Typ 1 – 5, S960QL, Steife 5L

Lage	T _v /T _{zL}	Drahtdurchmesser	Drahtvorschub	Stromstärke	Spannung	Geschwindigkeit	Wirkungsgrad	Streckenenergie
	[°C]	[mm]	[m/min]	[A]	[V]	[cm/min]	[-]	[kJ/mm]
1	150	1,2	6,0	208	22,4	30,0	0,8	0,75
2	150	1,2	7,5	219	23,2	28,2	0,8	0,86
3	150	1,2	7,5	219	23,2	39,2	0,8	0,62
4	150	1,2	7,5	219	23,2	41,5	0,8	0,59

Das Ausräumen und Schweißen der Gegenseite ist in Abbildung 74 dokumentiert und erfolgte bis zu einer Tiefe von ca. 9 mm. Nach dem blechebenen Abschleifen der Stumpfnahnahtüberhöhung wurden vorhandene Einbrandkerben durch zwei Strichraupen ausgebessert (siehe Abbildung 75). Der Probekörper wurde zu diesem Zweck erneut auf eine Temperatur von 150°C erwärmt. Den abschließenden Schritt bildete wiederum das blechebene Abschleifen unter Beachtung der Vorgabe, dass die Schleifriefen in Trägerlängsrichtung und somit in Richtung der maximalen Hauptspannung verlaufen.



Abbildung 74: Schweißnahtvorbereitung und unterseitige Reparatur der Steife 5R 1 - 5 S960QL



Abbildung 75: Ausbesserung von Einbrandkerben

5.3.3 Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 2

Beim Reparaturschweißen des Großbauteils Typ 2 wurde die Schweißaufgabe durch den Stegfreischnitt erschwert. Die oberseitige Reparatur der Stumpfnahnt musste dabei nach dem Ausarbeiten der Reparaturahtvorbereitung von beiden Trägerseiten aus erfolgen (siehe Abbildung 76).

Dem Reparaturkonzept entsprechend erfolgte das Ausräumen des rissbehafteten Bereichs bei einer Blechdicke des Flanschs von 12 mm bis zu einer Tiefe von ca. 9 mm. Die Erläuterung des Reparaturvorgangs erfolgt exemplarisch auf Basis von Probekörper Nr. 2 -1 in Abbildung 77.

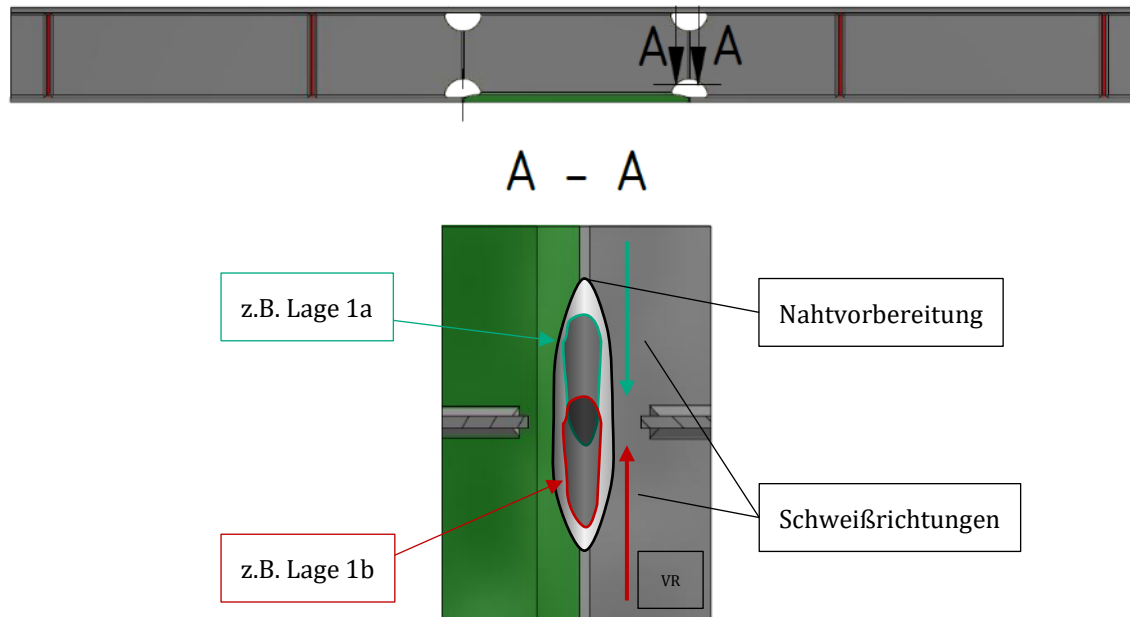


Abbildung 76: Schweißaufgabe bei der Reparaturschweißung des Großbauteils Typ 2

Bei diesem konkreten Probekörper lag die Besonderheit darin, dass beidseits der oberseitigen Schweißnahtübergänge Ermüdungsrisse entstanden waren. Die Instandsetzung erfolgte in sechs Schritten:

1. Farbeindringprüfung und Aufzeichnung der Anzeigegröße (Abbildung 77 links).
2. Ausarbeitung der Reparaturahtvorbereitung an der Außenseite des Flanschs bis zu einer Tiefe von ca. 9 mm und mehrlagige Reparaturschweißung (Abbildung 77 Mitte und rechts).
3. Erneute Farbeindringprüfung an der Innenseite des Probekörpers und erneutes Anzeichnen der Anzeigegröße (Abbildung 75 links).
4. Ausarbeiten der Reparaturahtvorbereitung an der Innenseite bis zu einer Tiefe von 9 mm jeweils am linken Schweißnahtübergang und im vorderen Bereich auf der rechten Seite (Abbildung 78 Mitte) und Durchführung der anschließenden, wechselseitigen Reparaturschweißung (siehe Abbildung 76).
5. Ausräumen des verbliebenen Ermüdungsrisses bis zu einer Tiefe von 9 mm und Aufbauen der mehrlagigen Reparaturaht (Abbildung 78 rechts).
6. Blechebenes Abschleifen der Reparaturschweißungen an der Flanschaußenseite und an der Flanschinnenseite im Bereich des Stegfreischnitts sowie innenseitiges Feinschleifen mit Hilfe eines Schwingschleifers zur Erzielung einer möglichst glatten Oberfläche.

Für das Reparaturschweißen wurde ein Schweißzusatz der Sorte DIN EN ISO 14341 A G 46 4 M 21 4Si1 sowie Schutzgas mit Anteilen von 82 % CO₂ und 18 % Ar verwendet.

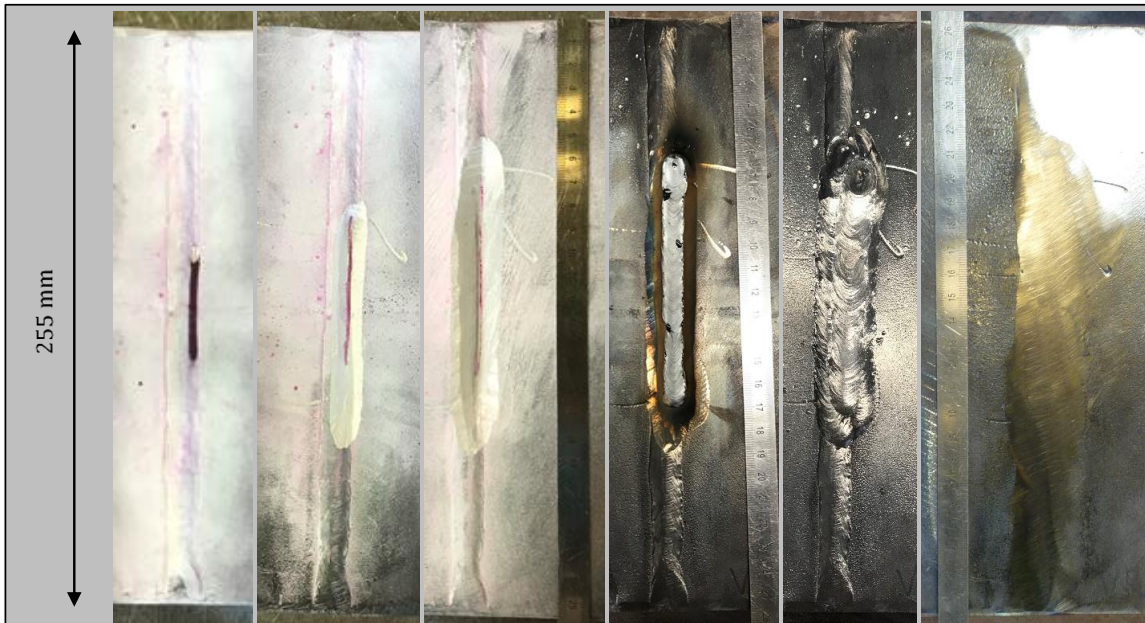


Abbildung 77: Reparaturahtvorbereitung und -schweißung Großbauteil Typ 2 - 1



Abbildung 78: Instandsetzung Großbauteil Typ 2 - 1 Stumpfnah rechts (Pfeil = Schweißrichtung)

5.3.4 Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 3

Der Rissausgangsort des Großbauteils Typ 3 lag an der Wurzel der Längsnaht zwischen Fahrbahnblech und Längsrippensteg (Abbildung 79). Da die Wurzel des Längsrippenstegs im Zustand AW nicht vollständig erfasst wurde (siehe Abbildung 97), gestaltete sich die Interpretation der Anzeige aus der Farbeindringprüfung schwierig. Vor der vollständigen Durchdringung des Deckblechs bestand keine Gewissheit, ob der Rissgrund vollständig ausgeräumt wurde oder die PT-Anzeige aus der Wurzelkerbe resultierte.



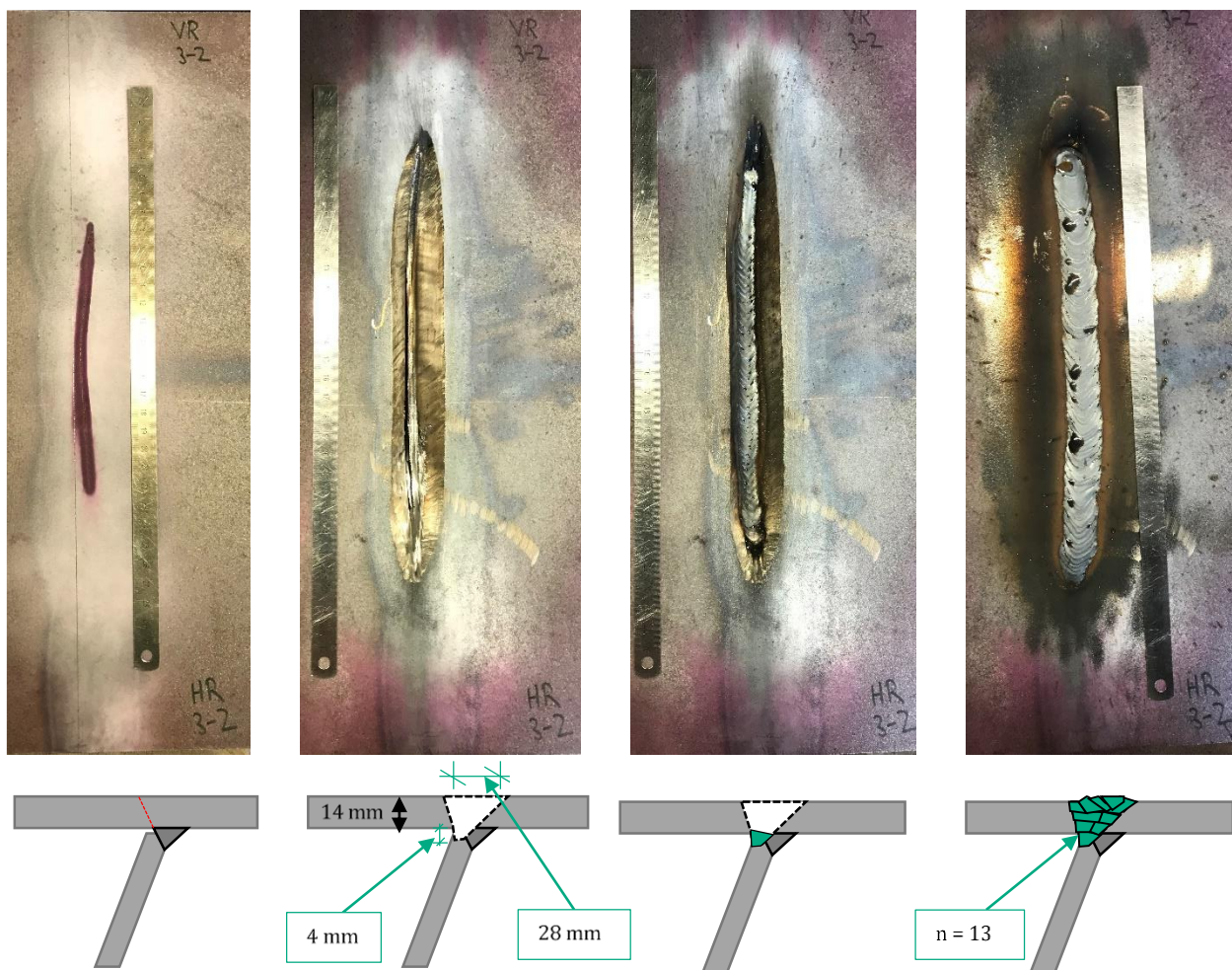
Abbildung 79: Rissausgangsort Längsrippe - Deckblech (Schweißnahtwurzel äußerer LR-Steg)

Das Ausräumen des Ermüdungsrisse erfolgte durch den Einsatz eines Trennschleifers in der bereits zuvor erläuterten, iterativen Vorgehensweise. Da der Bereich der ausgearbeiteten Reparaturahtvorbereitung aufgrund der eingesetzten Schleifmittel tiefe Riefen aufwies, wurde die Oberfläche unter Einsatz eines Gerad- bzw. Druckluftschleifers verbessert, um Fehlanzeigen während der wiederholt durchgeführten Eindringprüfung zu vermeiden. Die Reparaturahtvorbereitung sowie der anschließende Lagenaufbau sind in Abbildung 80 dargestellt. Die zugehörigen Schweißparameter sind in Tabelle 14 dokumentiert. Auf ein Vorwärmen wurde bei der Instandsetzung des exemplarisch dokumentierten Probekörpers verzichtet.

Aufgrund des engen in Abbildung 80 im unteren Bereich dargestellten Spalts der Reparaturahtvorbereitung wurde ein portables MAG-Schweißgerät des Herstellers Kemppi verwendet (Schweißdrahtdurchmesser 0,8 mm), welches einen deutlich kompakteren, luftgekühlten Schweißbrenner aufweist. Dieses Gerät wurde lediglich zum Schweißen der Wurzellagen verwendet, da die Brennerkühlung für die langen Laufzeiten der Fülllagen nicht ausreicht.

Tabelle 14: Schweißparameter der Reparatur von Typ 3 - 2, rechts, Detail Längsrippe - Deckblech

Lage	T _v /T _{zL} [°C]	Drahtdurchmesser [mm]	Drahtvor- schub [m/min]	Strom- stärke [A]	Span- nung [V]	Geschwindigkeit [cm/min]	Strecken- energie ($\eta = 0,8$) [kJ/mm]
1	-	1,0	5	125	20,0	1,94	1,03
2	-	1,0	12	230	28,0	4,31	1,19
3	-	1,0	12	230	28,0	4,89	1,05
4	-	1,0	12	230	28,0	4,40	1,17
5	-	1,0	12	263	26,8	5,44	1,04
6	65 °C	1,0	12	254	27,4	5,37	1,04
7	75 °C	1,0	12	252	27,5	5,05	1,10
8	95 °C	1,0	12	228	25,0	4,16	1,10
9	68 °C	1,0	12	236	24,5	4,83	0,96
10	86 °C	1,0	12	238	24,8	7,56	0,62
11	93 °C	1,0	12	236	24,9	8,27	0,57
12	90 °C	1,0	12	227	24,8	5,04	0,89
13	101 °C	1,0	12	235	24,7	9,40	0,49

**Abbildung 80: Instandsetzung Großbauteil Typ 3 - 2, rechts, Längsrippe - Deckblech**

5.3.5 Reparaturschweißung an Großbauteil Typ 4

Ähnlich wie bei Großbauteil Typ 3 handelt es sich aufgrund der Zugänglichkeit beim Rohr-Gabel-Prüfkörper ebenfalls um die Schweißaufgabe einer einseitigen Reparatur. Im Gegensatz zu Typ 3 ist jedoch ausschließlich der vom Schweißnahtübergang der Längsnaht erzeugte Ermüdungsriss für die Anzeigen während der ZfP ursächlich. Die Vorbereitung erfolgt durch die Verwendung eines kleinen Trennschleifers. Die Skizze der HV-Reparaturnahtvorbereitung sowie der kurz vor der Fertigstellung stehende, ausgeräumte Reparaturbereich sind, neben der Reparaturschweißung, in Abbildung 81 dargestellt.

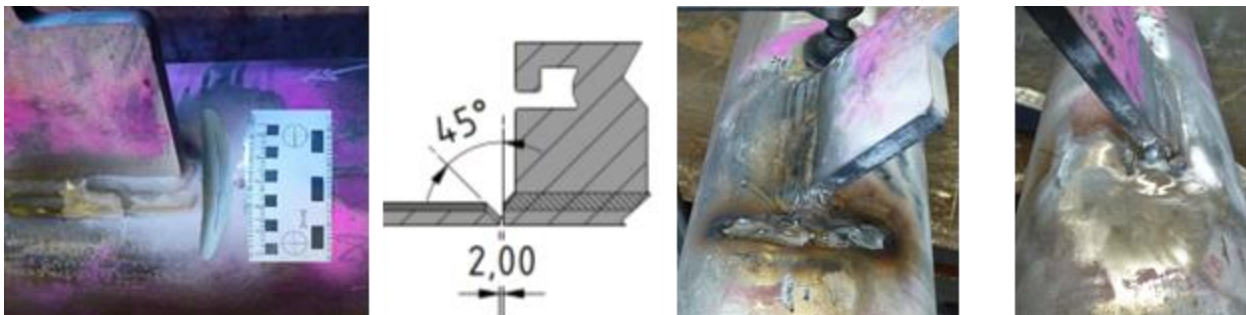


Abbildung 81: Instandsetzung Großbauteil Typ 4, Probekörper AW02

Für die Reparatur des Großbauteil Typ 4 wurden die in Tabelle 15 dokumentierten Schweißparameter verwendet. Als Schweißzusatz kam, wie bei Großbauteil Typ 1 – 5, ein Draht des Durchmessers 1,2 mm mit der Schweißzusatzbezeichnung G 89 6 M Mn4Ni2CrMo des Herstellers MTC GmbH zum Einsatz. Als Schutzgas wurde eine Mischung aus 6 % O₂, 5 % CO₂ und 89 % Ar mit einer Durchflussmenge von 15 l/min verwendet. Der Nahtaufbau erfolgte fünfzig (eine Wurzellage, zwei Zwischenlagen und zwei Decklagen).

Tabelle 15: Schweißparameter der Reparatur von Typ 4 – AW02, Hakenlasche

Lage	T _V /T _{ZL} [°C]	Drahtdurchmesser [mm]	Drahtvor- schub [m/min]	Strom- stärke [A]	Span- nung [V]	Geschwindigkeit [cm/min]	Strecken- energie (η = 0,8) [kJ/mm]
1	130,00	1,2	5	163,5	19,3	4,00	0,63
2	128,00	1,2	7	215	22,4	8,00	0,48
3	150,00	1,2	7	215	22,4	8,00	0,48
4	129,00	1,2	7	215	22,4	7,14	0,54
5	-	1,2	7	215	22,4	6,67	0,58

Der Temperaturverlauf, der während der Reparaturschweißung des Bauteils Typ 4 aufgezeichnet wurde, ist in Abbildung 82 dargestellt. Die t_{8/5}-Abkühlzeit konnte für das Thermoelement T2 zu 4,29, für T3 zu 8,91 und für T4 zu 4,21 Sekunden bestimmt werden. Die Zahlenwerte liegen damit trotz einer Vorwärmtemperatur von 150°C im Bereich der t_{8/5}-Abkühlzeiten, die während der Messungen der anderen Klein- und Großprüfkörper ermittelt wurden.

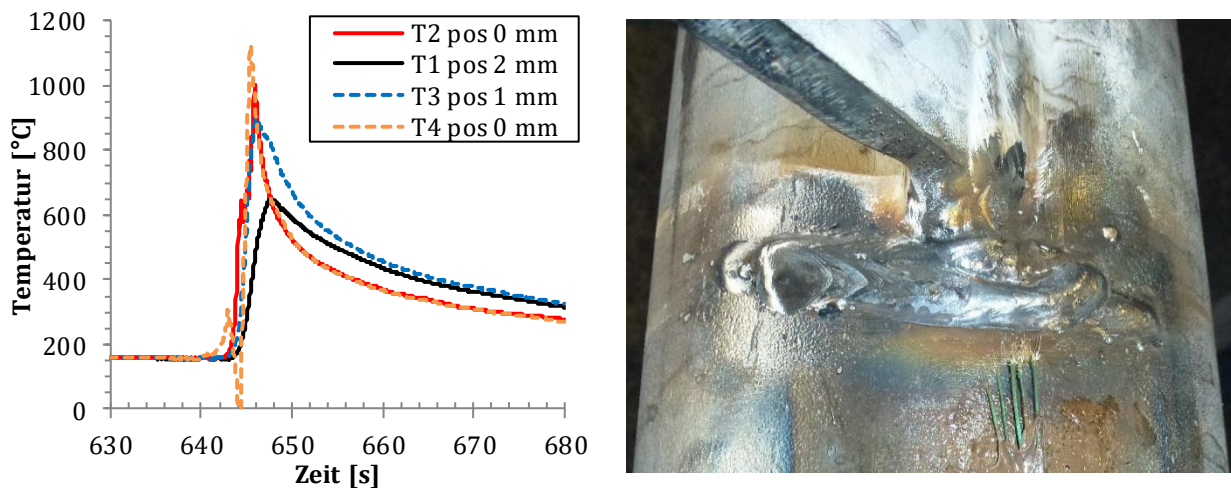


Abbildung 82: Temperatur-Zeit-Verlauf Reparatur Großbauteil Typ 4

5.4 Ergebnisse der Dauerschwingversuche im reparierten Zustand

Alle zuvor genannten Probekörper wurden aus Vergleichbarkeitsgründen jeweils bis zur selben Risslänge im Dauerschwingversuch beansprucht, wie im Zustand AW.

5.4.1 Ergebnisse Großbauteil Typ 1 Zustand RZ

Die Ergebnisse des Großbauteils Typ 1 sind für S355J2+N sowie S960 QL in Abbildung 84 dargestellt. Von den insgesamt sieben wurden lediglich drei Datenpunkte für die Berechnung der Mittelwertlinie verwendet. Auf die Angabe des 5 % Quantils wurde aus diesem Grund verzichtet. Die nicht in die Auswertung eingeflossenen Versuchsdaten wiesen entweder eine planmäßige, mangelhafte Schweißnahtqualität der Gruppe D auf (1-1 Steife 4R und 5L, $\Delta\sigma = 250$ MPa), oder die geringe Lastwechselzahl konnte auf eine innere Fehlstelle zurückgeführt werden (1-4 Steife 1L, $\Delta\sigma = 280$ MPa), die bspw. in Form eines Lagenbindefehlers vorgelegen haben könnte (Abbildung 83), da keine scharfe, geometrische Kerbe vorhanden war. Eine Sichtung der beim Reparaturschweißen aufgenommenen Bilder lässt aufgrund der Zwischenlagengeometrie auf diese Fehlerursache schließen (Abbildung 83).



Abbildung 83: Ermüdungsriss, wahrscheinlich aufgrund eines Flankenbindefehlers

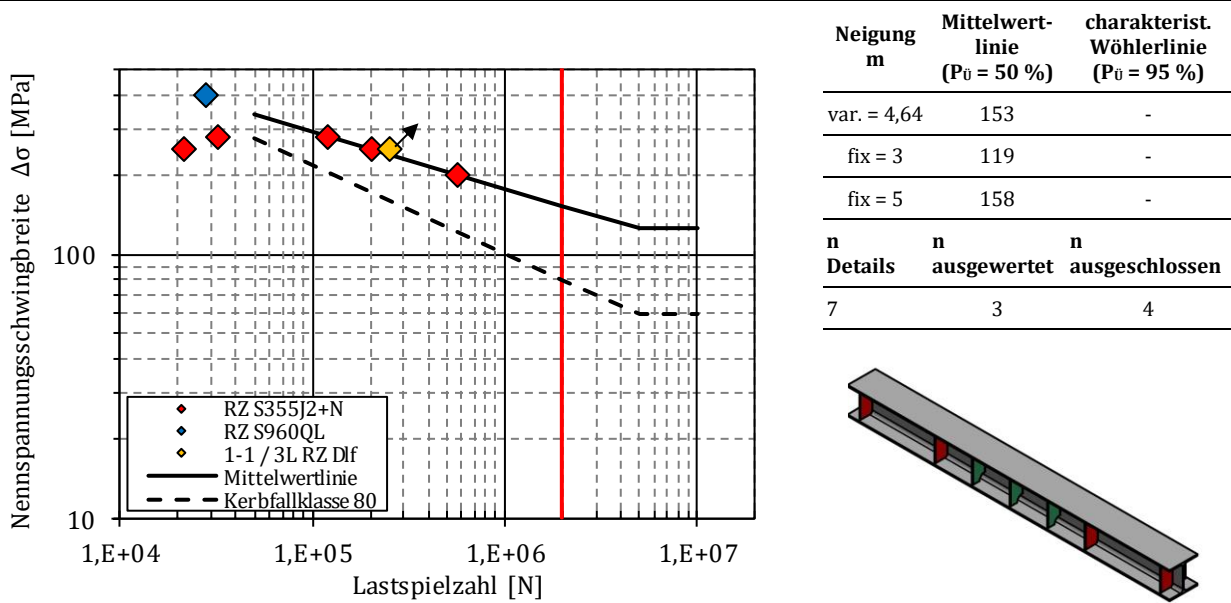


Abbildung 84: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 1 im Reparaturzustand (RZ)

Beim Großbauteil Typ 1 – 5 S960QL war ebenfalls eine innere Fehlstelle an Steife 4L für die geringe Lebensdauer im Reparaturzustand ursächlich. Die Bruchflächenanalyse in Abbildung 85 zeigte einen nicht vollständig entfernten Anriss, der sich anfänglich gleichzeitig in Richtung Flanschunterseite und Decklagenoberfläche der Reparturnaht bewegte. Aufgrund der inneren Fehlstelle erreichte der Probekörper eine Lebensdauer von 54 % bezogen auf den Ausgangszustand. Es sei jedoch angemerkt, dass das Versagen im reparierten Zustand nicht an Steife 5R stattfand, die beidseitig repariert wurde (siehe Abschnitt 5.3.2).

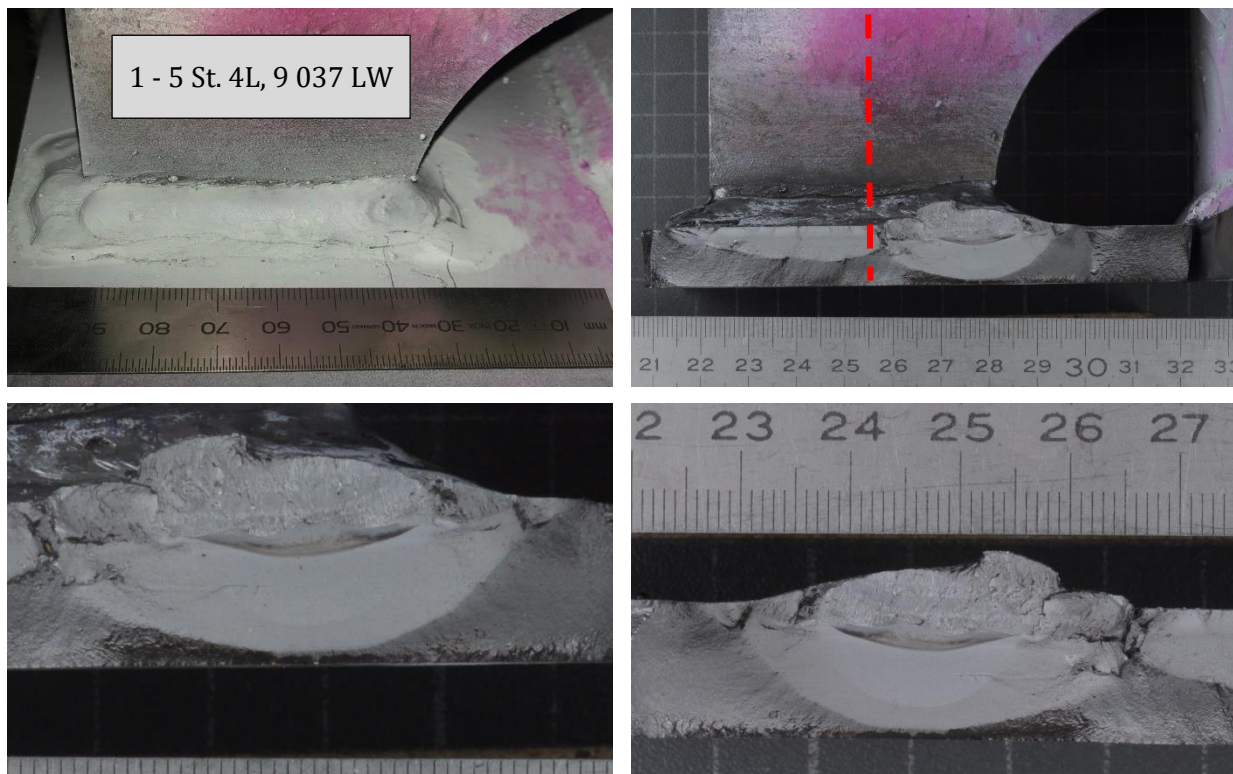


Abbildung 85: Anrissort und Bruchflächenanalyse Großbauteil Typ 1 - 5, Steife 4L

Alle Ergebnisse des Großbauteils Typ 1, die in die obige Auswertung eingeflossen sind, befindet sich zusammengefasst in Tabelle 16. Die Nomenklatur der Bezeichnungen der Schweißnahtübergänge richtet sich dabei nach Abbildung 86. Die dem jeweiligen Versuchsende zugrundeliegenden Wandungsdurchrisse sind in Abbildung 87 dargestellt.

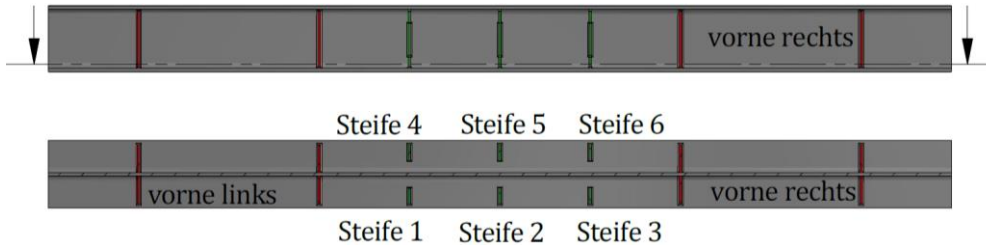


Abbildung 86: Benennung der Steifen des Probekörpers Typ 1

Tabelle 16: Zusammenfassung der Ergebnisse Typ 1 Zustand AW und Zustand RZ

1) Reparaturform: einseitig (1S), beidseitig (2S)

2) Nummerierung abweichend zu Abbildung vorne v.l.n.r 3, 2, 1 und hinten v.l.n.r. 6, 5, 4

Probekörper	Steife	$\Delta\sigma$ [MPa]	ΔN_{AW} [-]	ΔN_{RZ} [-]	Risslänge AW	ZfP-Verfahren	Rep.-form ¹⁾	Risslänge RZ	Nahtzustand RZ an Rissausgangsort	Grund für Versuchsende	
1 - 1	4R	250	203 501	21 116	80	PT	1S	93	PT	AW, Gr. B	Durchriss 5L
1 - 1	5L	250	203 501	21 116	40	PT	2S	65	PT	AW, Gr. D	Durchriss 5L, BFL
1 - 1	6R	250	224 617	202 000	10	PT	1S	80	VT	AW	Durchriss 6R
1 - 3	5R	200	722 778	473 050	3	PT		10	VT	AW	Durchriss HPFH 1R
1 - 4 ²⁾	1L	280	174 015	32 382	65	PT	2S	85	VT	AW	Durchriss 1L BFL
1 - 4 ²⁾	5L	280	174 015	119 273	90	PT	2S	110	VT	blechebengeschliffen	Durchriss 5L
1 - 5	4L	400	51 787	9 037	10	PT	2S	10	VT	blecheben geschliffen	Durchriss 4L bei 28 054



Abbildung 87: Bruchflächen der Probekörper 1-1 (oben links), 1-3 (rechts) und 1-4 (unten links)

Ein Mikrohärteverlauf durch den in Abbildung 85 dargestellten Schnitt ist in Abbildung 88 abgebildet. Die Härteverteilung des Reparaturzustands bewegt sich dabei innerhalb der Grenzen der Kleinbauteile. Dasselbe gilt für den Schliff und das HV1 Härtefeld des Großbauteils Typ 1 aus S355J2+N (siehe Abbildung 89).

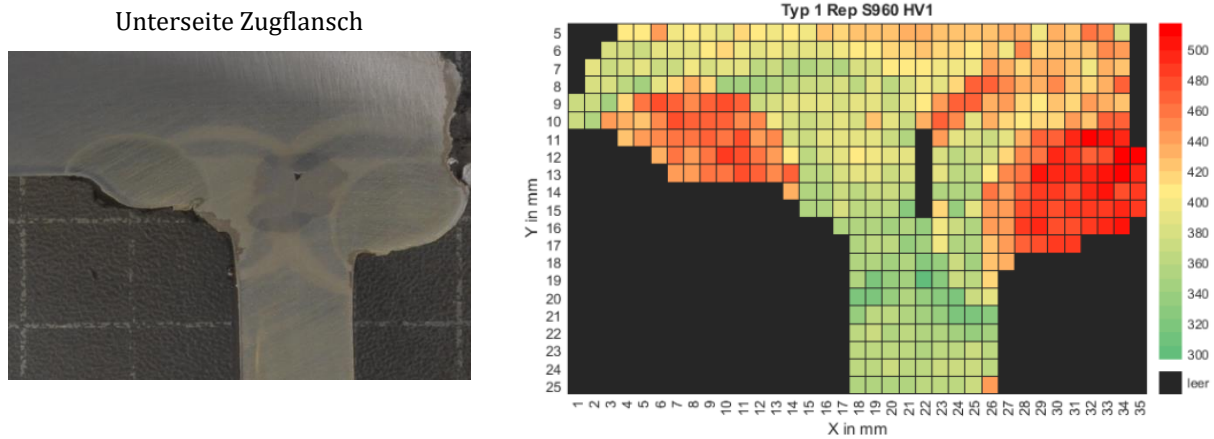


Abbildung 88: Makroschliff und Härtefeld HV1 des Makroschliffs am Probekörper 1 – 5 S960QL

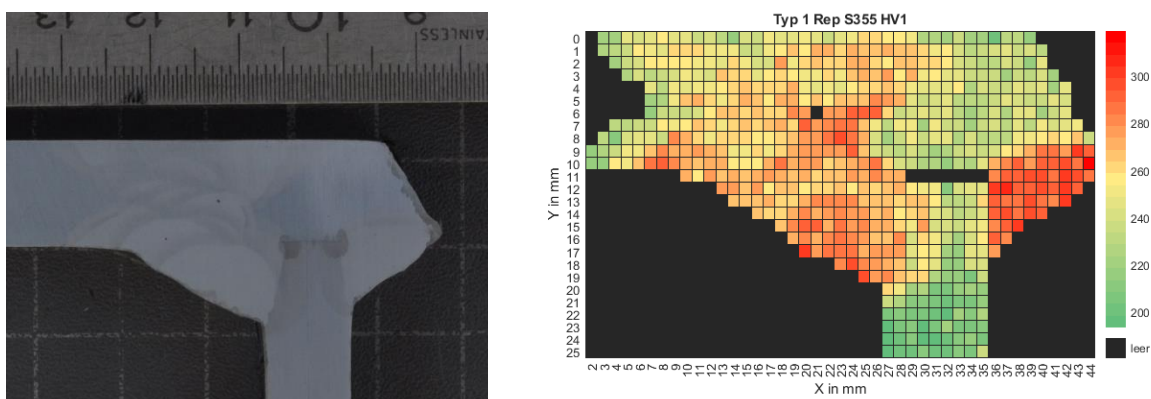


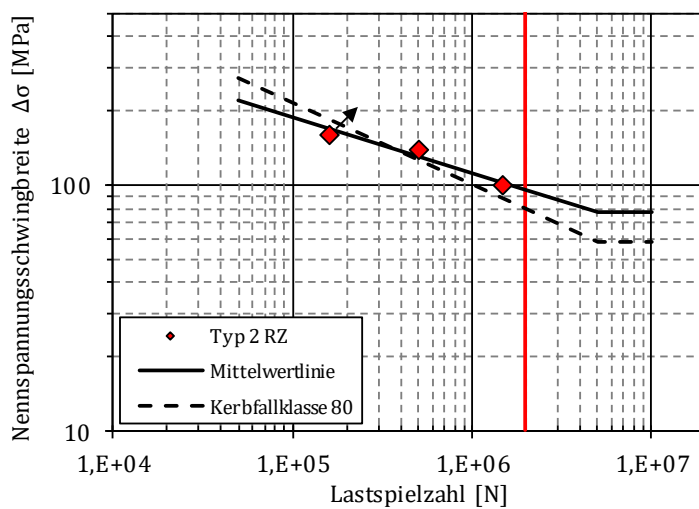
Abbildung 89: Makroschliff und HV1 Härtefeld des Makroschliffs am Probekörper 1 – 3 S355J2+N

5.4.2 Ergebnisse Großbauteil Typ 2 Zustand RZ

Aufgrund des engen Zeitplans am Ende des Projektes konnten nicht alle im Zustand AW versagten Schweißnahtübergänge instandgesetzt werden. Die beiden aus den Ermüdungsversuchen im reparierten Zustand resultierenden Datenpunkte liegen deutlich oberhalb der jeweiligen Lebensdauer des Zustands AW. Darüber hinaus trat das Versagen von Probekörper 2 – 1 am Nahtübergang der linken Stumpfnah des Zustands AW auf. Der reparierte Nahtübergang der rechten Stumpfnah von Probekörper 2 – 1 zeigte am Ende des Dauerschwingversuchs keinen Anriss und ist aus diesem Grund als Durchläufer in Abbildung 90 gekennzeichnet. Die Bruchflächen der Bauteile, die einen Ermüdungsriss aufweisen, sind in Abbildung 91 dargestellt. Beide Rissausgangsorte sind entweder auf einen in der ZfP nicht identifizierten Anriss (2 – 3, Stumpfnah rechts, Korrosionsspuren) oder einen bei der Instandsetzung noch nicht rissbehafteten Schweißnahtübergang zurückzuführen (2 – 2, Stumpfnah rechts). Obwohl in beiden Fällen (Probekörper 2 -2 und 2 – 3) der Rissausgangsort des reparierten Zustands

nicht direkt am instandgesetzten Detail liegt, bleibt doch festzustellen, dass die Wirksamkeit der Instandsetzung mindestens die Lebensdauer des Zustands „wie geschweißt“ erreicht hat.

Aus der linken Stumpfnah des Probekörpers 2 - 2 wurde im zum Steg abgewandten, äußeren Flanschbereich ein Makroschliff samt HV1 Härtefeld aus einem im Zustand AW befindlichen Nahtübergang ausgearbeitet (Abbildung 92, Detail vorne). Zusätzlich wurde der reparierte Bereich unterhalb des Stegfreischnitts derselben Stumpfnah ebenfalls zur Anfertigung eines Makroschliffs samt HV1 Härtefeld verwendet (Abbildung 92, Detail mittig). Die Ergebnisse sind in Abbildung 93 und Abbildung 94 dargestellt.



Neigung m	Mittelwert- linie ($P_{\bar{0}} = 50\%$)	charakterist. Wöhlerlinie ($P_{\bar{0}} = 95\%$)
var. = 4,42	95,1	-
fix = 3	81,7	-
fix = 5	98,7	-

n Details	n ausgewertet	n ausgeschlossen
3	3	0

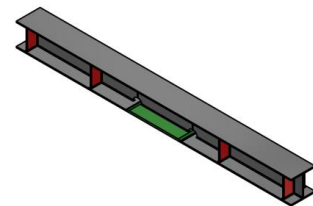


Abbildung 90: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ)

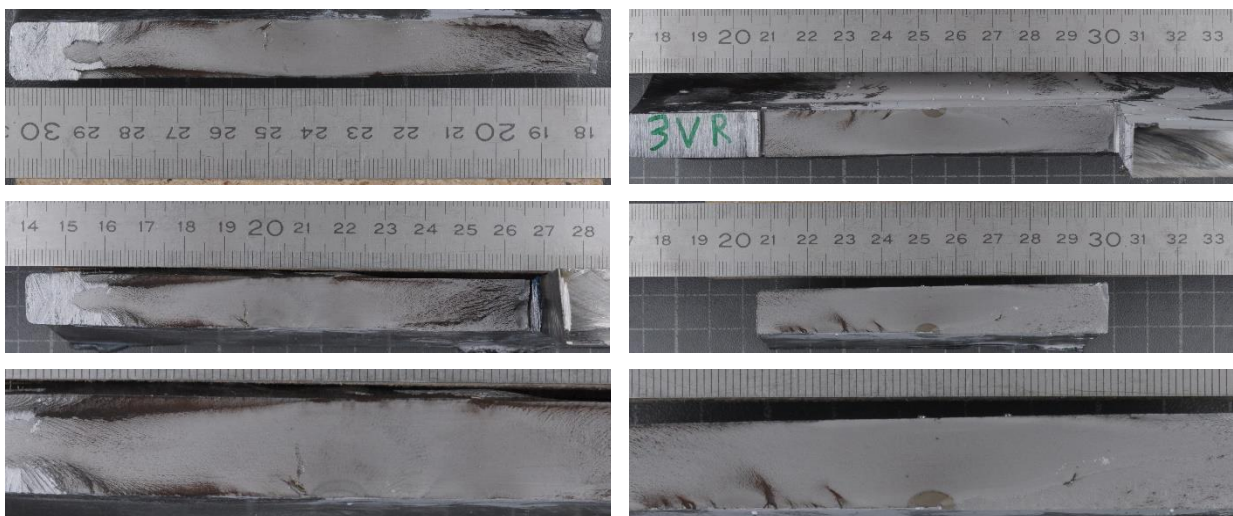


Abbildung 91: Bruchflächen im Bereich der Instandsetzungen von Großbauteil Typ 2 - 2 (links) und 2 - 3 (rechts), jeweils Stumpfnah rechts

Die Härte­werte für den Zustand AW liegen zwischen 170HV1 und 240HV1. Im reparierten Zustand beträgt die Maximalhärte 320 HV1. Deutlich zu erkennen ist im direkten Vergleich zwischen den Makroschliffen der deutlich kerbärmere Schweißnahtübergang des reparierten Probekörpers.

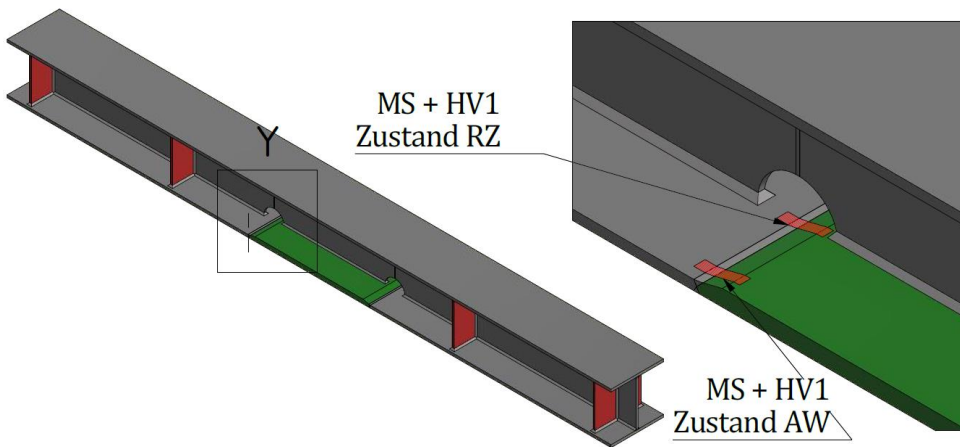


Abbildung 92: Entnahmestellen für die Makroschliffe und HV1 Härtefelder am Träger 2 – 2

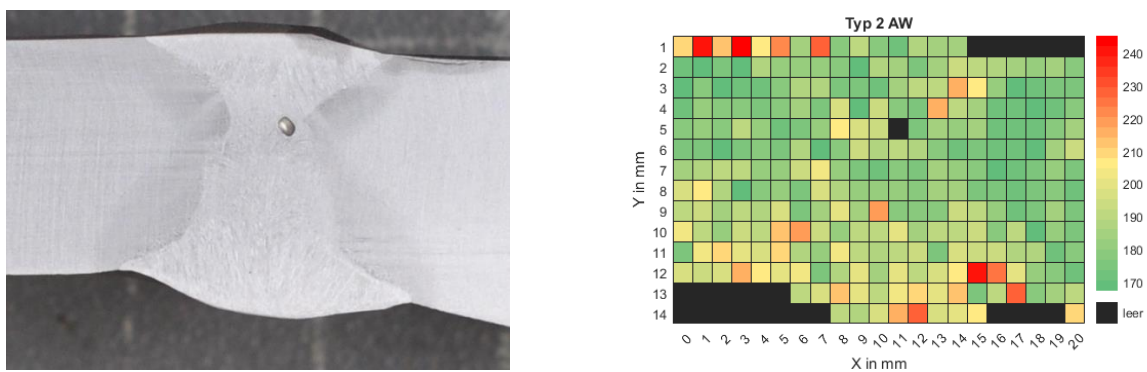


Abbildung 93: Makroschliff und HV1 Härtefeld Probekörper Typ 2 – 2, Zustand AW

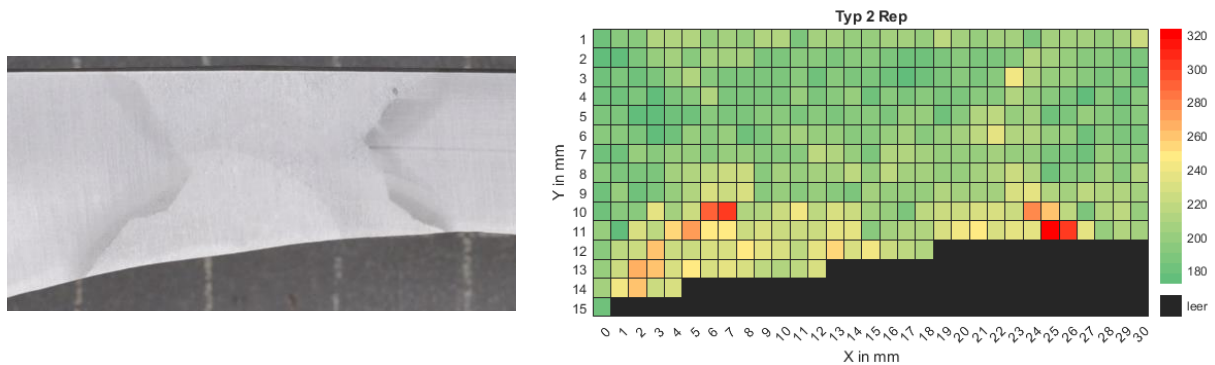


Abbildung 94: Makroschliff und HV1 Härtefeld Probekörper Typ 2 – 2, Zustand RZ

5.4.3 Ergebnisse Großbauteil Typ 3 Zustand RZ

Aufgrund der in Abschnitt 5.3.4 erläuterten, schwierigen Rissentfernung und Ausarbeitung der Reparaturahtvorbereitung an der Schweißnahtwurzel zwischen Längsrippe und Deckblech und der daraus resultierenden komplexen Schweißaufgabe, liegen die in Abbildung 95 dargestellten Ergebnisse der Dauerschwingversuche zum Teil deutlich unterhalb der Lebensdauer des Zustands AW. Lediglich Probekörper 3 - 1 erreichte annähernd die Lebensdauer des Zustands AW. Die Lebensdauer bezogen auf den Zustand AW liegt lediglich zwischen 34 und 94 %.

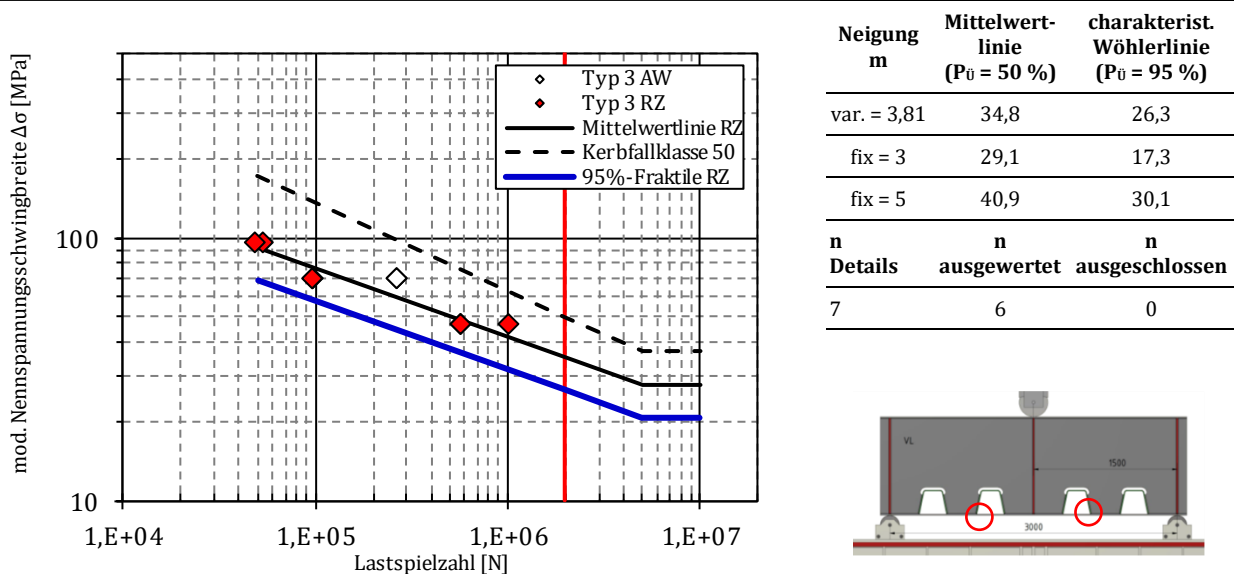


Abbildung 95: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ)

Die Ursache für die große Diskrepanz zwischen den Zuständen „wie geschweißt“ und „repariert“ liegt einerseits in der komplexen Schweißaufgabe infolge der durch die Rissentfernung aufgezwungenen, nicht normgemäßen Schweißnahtvorbereitung. Andererseits resultieren aus dieser komplexen Schweißaufgabe die in Abbildung 96 dargestellten Lagenbindefehler an der Schweißnahtwurzel. Die Gründe für einen Lagenbindefehler an dieser Stelle können entweder in einer inkorrekten Brennerhaltung gesehen werden oder der geringen Startleistung der verwendeten Stromquelle geschuldet sein. Ein weiterer Grund für die enge Ausarbeitung der Reparaturahtvorbereitung bestand in der Notwendigkeit, nicht noch mehr Werkstoffvolumen des Längsrippenstegs entfernen zu können. Bei einer weiteren Öffnung zu der dem Spalt abgewandten Seite bestand die Gefahr, dass die mehrlagige Schweißnaht zwischen Längsrippe und Deckblech einen komplett neuen Nahtaufbau erfordert.



Abbildung 96: Bruchfläche Großbauteil Typ 3 - VL (linke Bildseite), HL (rechte Bildseite)

An der mehrlagigen Schweißnaht zwischen Deckblech und Längsrippe wurde ein Makroschliff samt HV1 Härtefeld angefertigt. Die Ergebnisse sind in Abbildung 97 dokumentiert. Im Bereich der Wärmeeinflusszonen zeigen sich für einen S355J2+N recht hohe Härteverde von 350 HV1 im Zustand AW bis 450 HV1 im reparierten Zustand im Bereich der Deckblechoberseite.

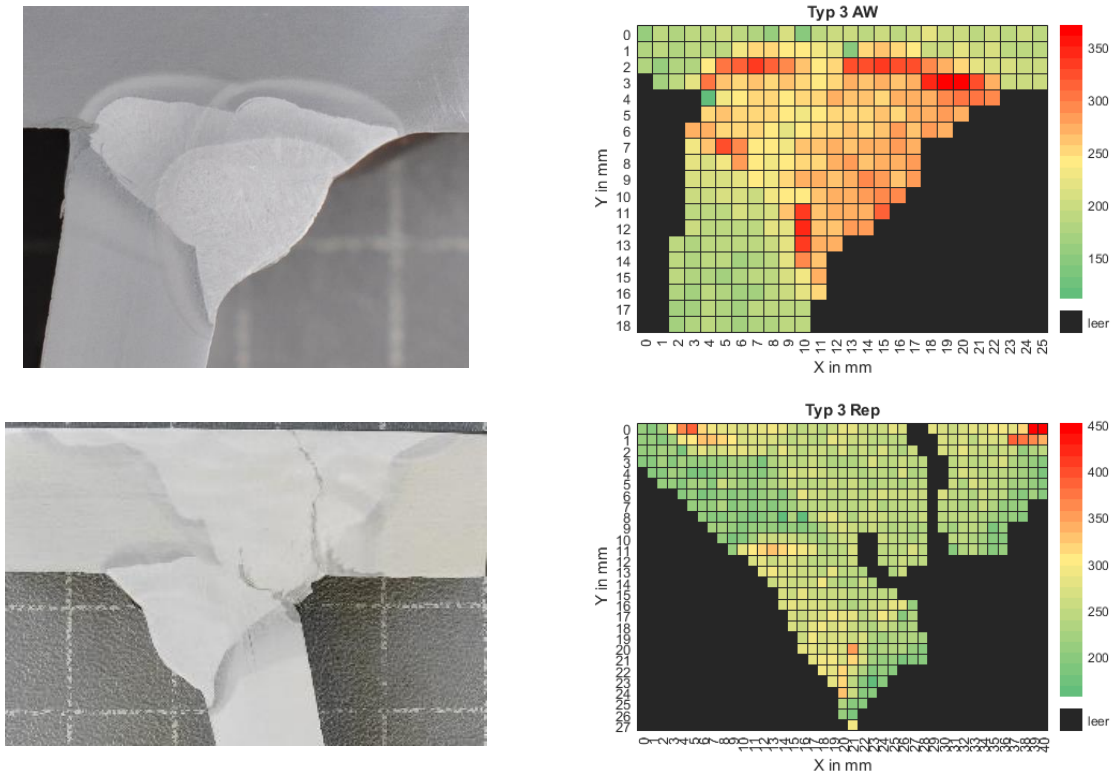
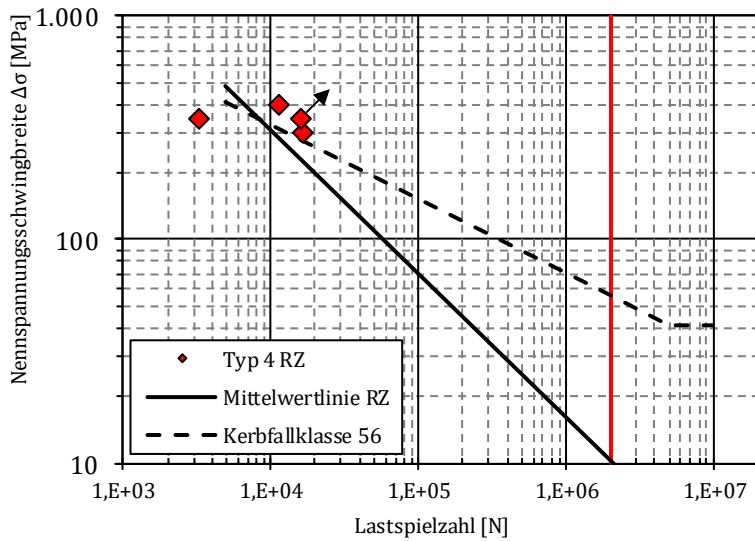


Abbildung 97: Makroschliff und HV1 Härtefeld an Großbauteil Typ 3, Zustand AW und RZ

5.4.4 Ergebnisse Großbauteil Typ 4 Zustand RZ

Im Forschungsprojekt FOSTA P900 [6] wurde das für Hohlprofile übliche Abbruchkriterium des Wandungsdurchriss gewählt. Dies entsprach ungefähr einer Zunahme des Wegsensormesswertes von 0,2 mm. Da sich jedoch bereits ab wenigen tausend Lastwechseln erste Risse im Dauerschwingversuch der reparierten Probekörper zeigten, wurde statt des zuvor genannten Abbruchkriteriums eine großzügigere Wegzunahme von 0,5 mm gewählt. Die daraus resultierenden Ergebnisse der Dauerschwingversuche von Großbauteil Typ 4 sind in Abbildung 98 dargestellt und zeigen mit Ausnahme des Durchläufers, der drei Lasteinleitungsbolzen verschlissen hat, deutlich geringere Lebensdauern als im Zustand AW. Die Ursache wird bei der Betrachtung der Bruchflächen klar. Stellvertretend für die geprüften Bauteile werden die Bruchflächen des Probekörpers AW09 in Abbildung 99 dargestellt. Die vertikale Flanke der HV-Reparaturnahtvorbereitung wurde über große Bereiche nicht aufgeschmolzen. Da die Decklage jedoch eine den Bindefehler versiegelnde Wirkung hatte, konnte diese Ungänge bei der Eindringprüfung nach dem Reparaturschweißen nicht nachgewiesen werden. Eine im Projekt nicht vorgesehene Ultraschallprüfung hätte diese Ungänge eindeutig identifizieren können. Die Ergebnisse der Instandsetzung des Rohr-Gabel-Prüfkörpers können somit keinen Beitrag zur Bewertung einer ordnungsgemäßen Reparaturschweißung liefern.



Neigung m	Mittelwertlinie (P _ü = 50 %)	charakterist. Wöhlerlinie (P _ü = 95 %)
var. = 1,55	10,2	-
fix = 3	56,2	-
fix = 5	117	-
n Details	n ausgewertet	n ausgeschlossen
4	3	1

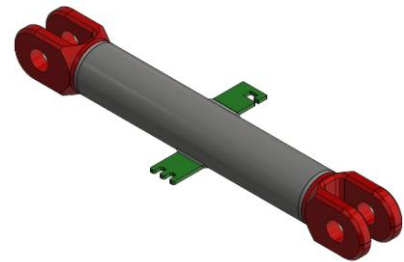


Abbildung 98: Wöhlerdiagramm für Großbauteil Typ 2 im Reparaturzustand (RZ)



Abbildung 99: Bruchflächen des Großbauteils Typ 4, Probekörper AW09 im reparierten Zustand

5.5 Eigenspannungsmessung an den Großbauteilen

5.5.1 Großbauteil Typ 1

Aufgrund von Interferenzen des Diffraktometers durch die ψ bzw. θ -Kippung mit der Kontur des Großbauteils Typ 1 war eine Messung im ermüdungskritischen Bereich an den innenliegenden Querstreifen am kompletten Probekörper nicht durchführbar. Aus diesem Grund wurde ein Probekörperausschnitt herausgetrennt, dargestellt in Abbildung 100. Um sicherzustellen, dass kein signifikanter Teil der Eigenspannungen durch das Trennen relaxiert, wurden zusätzlich im Bereich der Messstellen für die Eigenspannungsmessung Dehnungsmessstreifen appliziert. Die Differenz der Dehnungen vor und nach dem Trennprozess wurden über das Hook'sche Gesetz in Spannungen umgerechnet. Dabei wurde festgestellt, dass durch das Trennen lediglich eine geringe Spannung zwischen -27 MPa und

35 MPa zusätzlich im Bereich des Schweißnahtübergangs wirksam ist. Aufgrund dieser Beobachtung kann davon ausgegangen werden, dass durch den Trennprozess der Großteil der Eigenspannungen am Messbereich erhalten blieb.

Die Eigenspannungsmessung erfolgte anschließend durch Röntgenbeugungsmessung mit einem w -Diffraktometer unter Verwendung von Cr-K α -Strahlung, die an der {211}-Gitterebene aufgenommen wurde. Die Messungen erfolgten unter 11 verschiedenen ψ -Winkeln (13° , 18° , 24° , 27° , 30° , 33° , 36° , 39° , 42° , 45° und 48°) und bei einem 2θ -Winkelbereich von 150° - 162° . Die Eigenspannungen wurden aus den gemessenen Beugungswinkeln mit Hilfe des $\sin^2\psi$ -Verfahrens berechnet. Die verwendete röntgenographische Elastizitätskonstante $-1/2 S_2 = 6,08 \times 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$ wurde aus den mechanisch-elastischen Konstanten (E-Modul 206 000 MPa und $\nu = 0,28$) berechnet. Die dem Kollimator-durchmesser äquivalente Ortsauflösung betrug 2 mm.

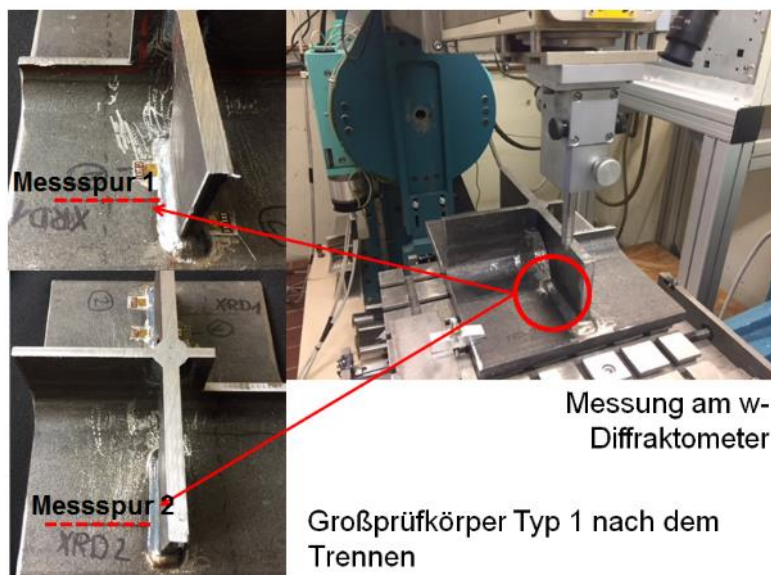


Abbildung 100: Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 1 aus S355J2+N

Die Eigenspannungsmessungen wurden sowohl im Grundzustand als auch im Reparaturzustand durchgeführt, wobei vor der Reparatur keine Belastung des Bauteils erfolgte. Die Ergebnisse dieser Messungen sind in Abbildung 101 zusammengefasst. Die Messungen zeigten lediglich geringe Zugeigenspannungen in Querrichtung in Höhe von 80 MPa. Deutlich höhere Zugeigenspannungen sind hingegen in Längsrichtung im Grundzustand festzustellen. Damit liegen die Eigenspannungen an der Prüfsteife des Großbauteils Typ 1 geringfügig oberhalb der Eigenspannungen der Kleinbauteile, jedoch deutlich unterhalb der Streckgrenzen des Grundwerkstoffes und der Wärmeeinflusszone. Im Reparaturzustand lag das Eigenspannungsniveau bei mehreren Messreihen noch niedriger als im Grundzustand. Dabei lagen die gemessenen Quereigenspannungen im Druckbereich zwischen -50 MPa und -65 MPa.

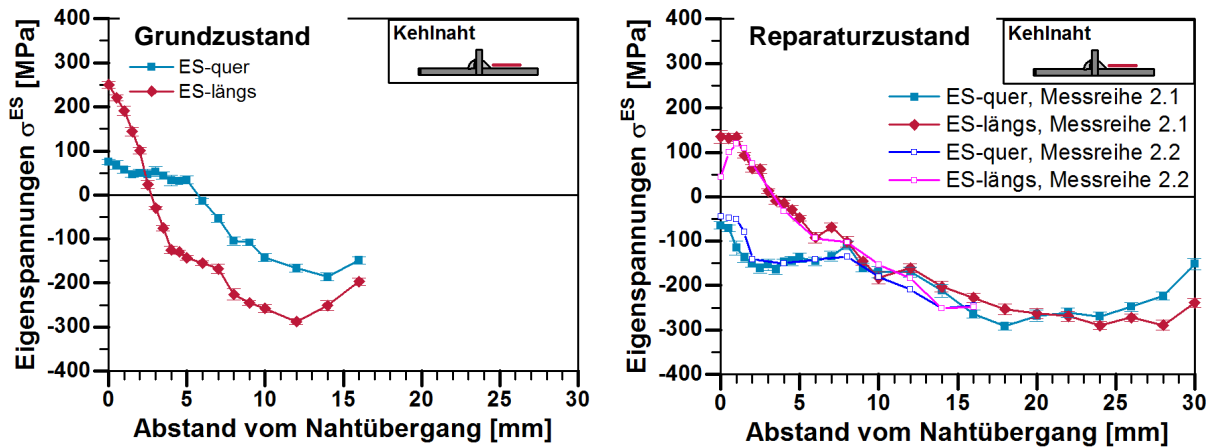


Abbildung 101: Ergebnisse der Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 1 aus S355J2+N

5.5.2 Großbauteil Typ 2

Beim originalen Schweißprozess des Großbauteils Typ 2 wurde auf eine korrekte, verzugsarme Schweißfolge geachtet, die in Anhang B.1.5 dargestellt ist und auch durch Temperaturmessungen begleitet wurde (siehe Abschnitt 2.6.2). Nach der schweißtechnischen Fertigung wurden die Träger jedoch unplanmäßig in der Sandstrahlanlage des Fertigungsbetriebs für den Korrosionsschutz vorbereitet. Eine Eigenspannungsmessung hätte in diesem Fall lediglich hohe Druckeigenspannungen infolge des Reinigungsstrahlens aufgezeigt. Bei der nachfolgenden Ersatzfertigung von drei weiteren Großbauteilen des Typs 2 wurde der untere Trägerflansch im Bereich der Stumpfnähte durch Flammrichten für den Zusammenbau des I-Querschnitts begradigt. Die daraus resultierende Veränderung der Eigenspannungen machte eine Messung im Zustand wie geschweißt (AW) ebenfalls obsolet. Die zunderbehaftete Oberfläche der Schweißnähte auf der Trägerunterseite ist in Abbildung 102 ganz links dargestellt. Darüber hinaus wurde die Oberflächentemperatur lokal unzulässigerweise bis zur Schmelztemperatur des Werkstoffs erhöht (Abbildung 102 mittig links). Eine Eigenspannungsmessung am reparierten Zustand wurde ebenfalls nicht durchgeführt, da einerseits die Zeitspanne zwischen der Reparatur des Typs 2 und dem Projektende durch die nicht mögliche Projektverlängerung nicht mehr ausreichte und andererseits, da der Eigenspannungszustand der Oberflächen nach der Reparatur durch blechebenes Abschleifen (Abbildung 102, rechts) der Stumpfnähtüberhöhung (Abbildung 102, mittig rechts) keine repräsentativen Ergebnisse erzeugt.



Abbildung 102: Großbauteil Typ 2, Zunderschicht nach dem Flammrichten, blechebenes Schleifen

5.5.3 Großbauteil Typ 3

Die Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 3 war ebenfalls nur mit Einschränkungen im liegenden Zustand am oberen Ende der Trapezsteife möglich, dargestellt in Abbildung 103. Durch die Störkontur des Diffraktometers konnte dabei allerdings nur ein Bereich in einem Abstand von 17 mm vom Nahtübergang aus gemessen werden. Die Messung in diesem Bereich quer zur Nahtrichtung zeigte durchgängig Druckeigenspannungen, die höchstwahrscheinlich auf das Reinigungsstrahlen der Bleche zurückzuführen sind.

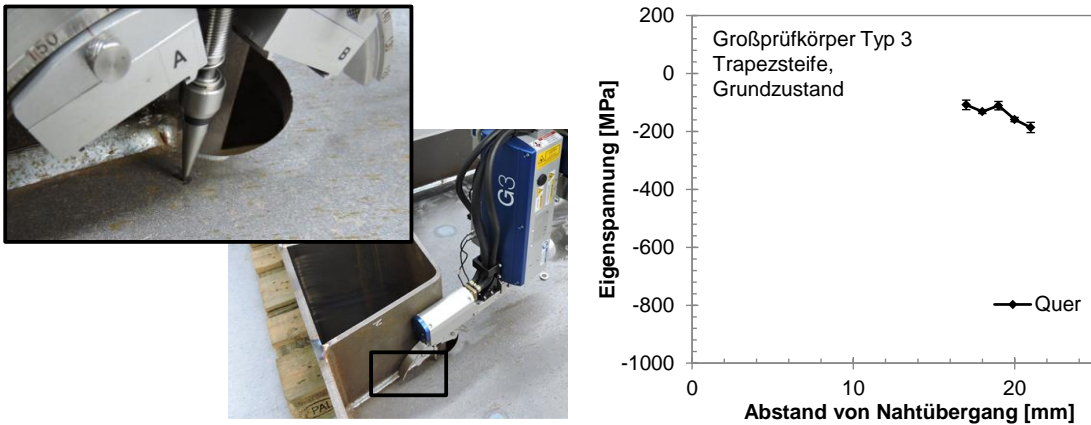


Abbildung 103: Eigenspannungsmessung am Großbauteil Typ 3

5.5.4 Großbauteil Typ 4

Am Rohr-Gabelkopf-Prüfkörper (Typ 4) wurden ebenfalls Eigenspannungsmessungen mit Hilfe der Röntgenbeugung im Reparaturzustand durchgeführt. Dabei erfolgte die Messung an der Längssteife in Prüfkörpermitte entlang einer Linie vom Nahtübergang quer zur Schweißnaht. Die Zugänglichkeit war bei diesem Prüfkörpertyp gegeben. Mit Ausnahme eines kleineren Kollimatordurchmessers und einer daraus genaueren resultierenden Ortsauflösung von 1 mm wurden dieselben Parameter wie bei den vorhergehenden Messungen verwendet. Die ermittelten Eigenspannungen sind in Abbildung 104 dargestellt und lagen bis auf einige Ausnahmen in Längsrichtung zur Naht fast ausschließlich im Druckbereich, wobei vor allem in Querrichtung sehr hohe Druckeigenspannungen am Nahtübergang zwischen -530 MPa und -800 MPa gemessen wurden.

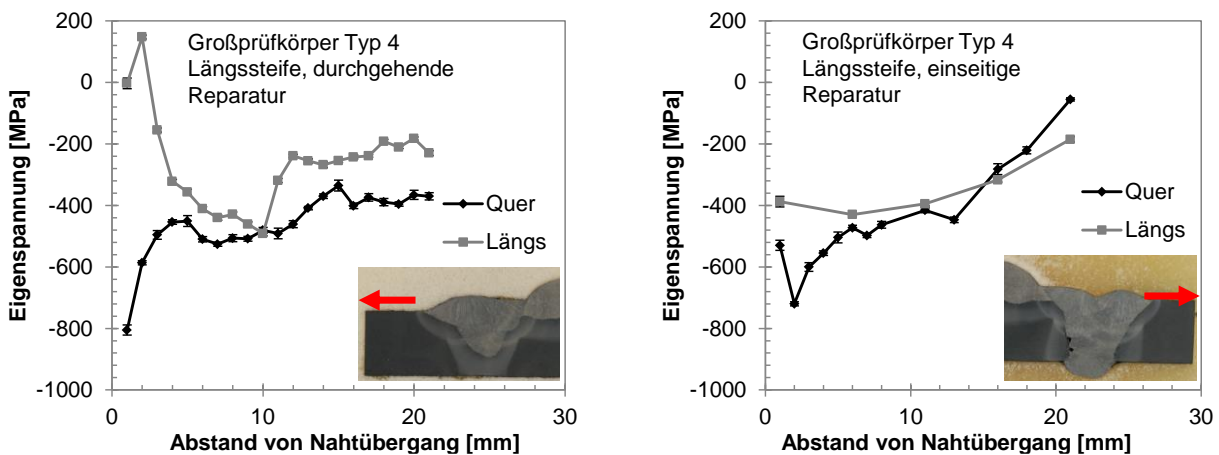


Abbildung 104: Eigenspannungsmessung am Großprüfkörper Typ 4

6 Schweißsimulation zur Bestimmung von Eigenspannungen und Verzug

6.1 Aufbau numerischer Modelle für die Kleinbauteilprobekörper und die Großbauteile

Kleinbauteile (SYSWELD):

Zur numerischen Eigenspannungsanalyse des Schweiß- und Reparaturprozesses der Kleinprüfkörper wurde eine gekoppelte thermo-mechanische Simulation mit dem SYSWELD 2016.5 Solver durchgeführt. Das Pre- und Postprocessing erfolgte mit Visual Weld 2016. Als Input wurden die in Arbeitspaket 2 ermittelten mechanischen und thermophysikalischen Werkstoffdaten verwendet. Die Werkstoffdaten werden dabei in Abhängigkeit des Gefüges (Ferrit, Perlit, Bainit, Martensit und Austenit) sowie der Temperatur angegeben und für jedes Element mit den Mischungsansätzen nach Gleichung (1) bestimmt.

$$\sigma_y(\theta) = [1 - f(x)] \sigma_y^\gamma(\theta) + f(x) \sigma_y^\alpha(\theta) \quad (1)$$

Die Werkstoffkennwerte, wie Streckgrenze σ_y , werden entsprechend des nicht-linearen Mischungsansatzes als Gemisch aus Ferrit (γ) und Austenit (α) abhängig von der Temperatur θ mit dem Ansatz $f(x)$ berechnet, wobei x dem Ferritanteil entspricht. Thermische ε^{th} und mechanische Dehnungen ε^{mech} werden nach dem linearen Mischungsansatz nach Gleichung (2) berechnet.

$$\varepsilon^{th}(P, \theta) = \sum P_i \varepsilon_i^{th}(\theta) \quad (2)$$

P_i entspricht darin dem jeweiligen Phasenanteil.

Die Umwandlungsplastizität wurde bei allen Berechnungen mit SYSWELD explizit entsprechend Gleichung (3) berücksichtigt

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{th} + \varepsilon^{pl} + \varepsilon^{tp} \quad (3)$$

Der Dehnungstensor ε besteht aus der Summe der Anteile aus elastischem Dehnungstensor ε^e , thermischen Dehnungstensor ε^{th} , plastischem Dehnungstensor ε^{pl} und umwandlungsplastischem Dehnungstensor ε^{tp} . Der zuletzt genannte Tensor ε^{tp} berechnet sich dabei entsprechend Gleichung (4).

$$\varepsilon_{ij}^{th} = -\frac{3}{2} k \ln(x) \delta_{ij} h(\sigma_y^\alpha / \sigma_y^\gamma) x \quad \text{mit} \quad k = 2 \Delta \varepsilon_{y \rightarrow \alpha}^{th} / \sigma_y^\gamma \quad (4)$$

Dabei entspricht k dem umwandlungsplastischen Koeffizienten, δ_{ij} dem Dehnungsdeviator und $\Delta \varepsilon_{y \rightarrow \alpha}^{th}$ dem Unterschied der thermischen Dehnungen ε^{th} von Phase γ zu Phase α .

Die komplexe Berechnung der Eigenspannungserzeugung und Umlagerung aufgrund der Schweiß- und Reparaturprozesse wurde zunächst vereinfacht, zweidimensional modelliert und danach auf ein 3D-Modell übertragen, siehe Abbildung 106. Die Modellierung eines Querschnitts in 2D führt dabei zu einem ebenen Dehnungszustand und zu einer Steifigkeitsüberschätzung der Randbedingungen in Längsrichtung. Sie zeigt aber dennoch eine gute Übereinstimmung von Quereigenspannungen mit der 3D-Rechnung und dem Experiment [82]. Die 2D-Simulation enthielt dabei 2 300 Elemente die 3D-Simulation 67 900 Elemente. Die minimale Elementkantenlänge lag bei 0,5 mm in Nahtquerrichtung und bei 1 mm in Nahtlängsrichtung. Als Wärmequelle für die Simulation wurde die Doppelellipsoid-

Wärmequelle nach Goldak [83], dargestellt in Abbildung 105, verwendet. Aufgrund der gleichzeitigen Ausführung der Schweißlagen auf jeweils der Ober- und Unterseite bei den S960QL Kleinbauteilen konnte für diesen Fall ein halbsymmetrisches FE-Modell verwendet werden.

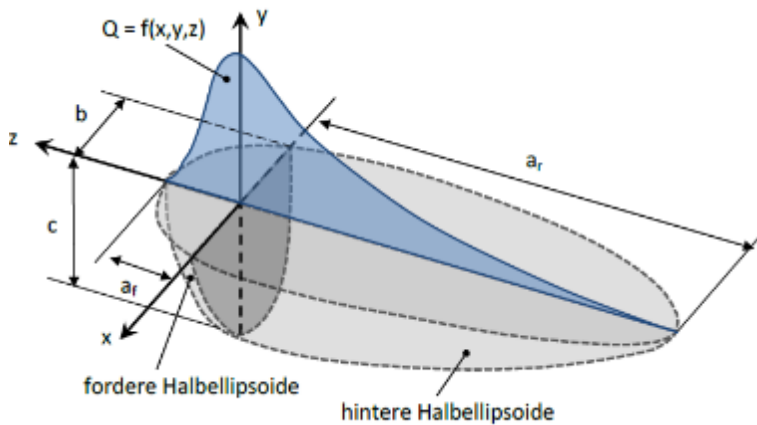


Abbildung 105: Wärmequelle nach Goldak [83]

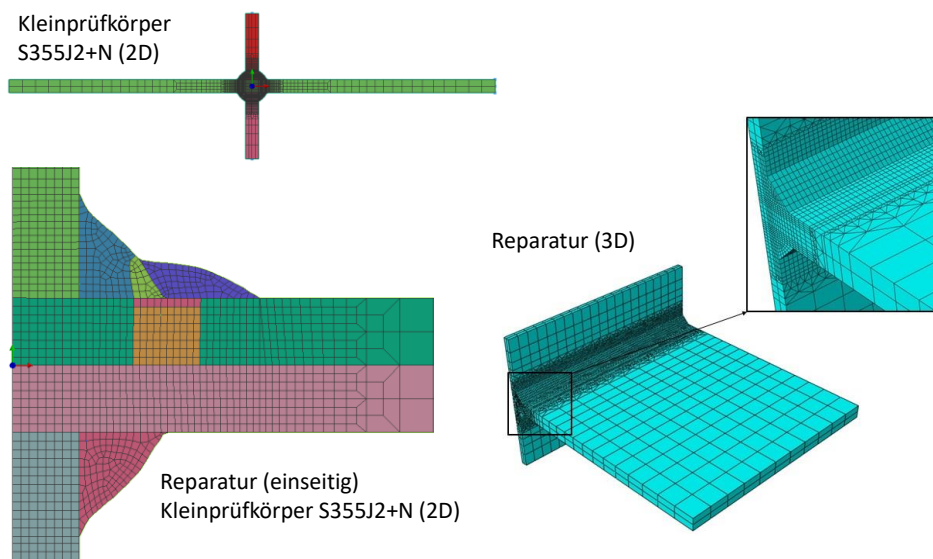


Abbildung 106: FE-Modell zur Simulation des Eigenspannungszustandes an Kleinprüfkörpern

6.2 Kleinbauteile

6.2.1 Modellierung in SYSWELD

Die Validierung der numerischen Modelle (Kleinbauteile) wurde zum einen über einen punktuellen Abgleich des Temperatur-Zeit-Verlaufs mit den experimentell ermittelten Temperaturprofilen, entsprechend bisherigen numerischen Studien [49], [84]–[86], durchgeführt und zum anderen über einen Abgleich des Schmelzbades mit den Schliffbildern, siehe Abbildung 107. Es wurde eine hohe Übereinstimmung mit den experimentell ermittelten Temperaturprofilen erzielt. Die errechneten Gefügeanteile aus der FE-Simulation wurden ebenfalls mit dem Gefüge der Schliffbilder aus Arbeitspaket 3 verglichen. Bei der FE-Simulation lag in der WEZ stets eine Mischung aus Bainit (ca. 75-90%)

und Martensit vor, während experimentell der Anteil von Bainit zwischen 95% und 100% ermittelt wurde.

Darüber hinaus erfolgte ein Abgleich der Oberflächeneigenspannung mit den in Arbeitspaket 4 ermittelten Werten. Die Quer- und Längseigenspannung aus der 3D-Simulation und dem Experiment ist in Abbildung 108 dargestellt. Wie zu erkennen ist, stimmen die Eigenspannungswerte sowohl in Quer- als auch in Längsrichtung am Nahtübergang weitestgehend überein. Mit einem größeren Abstand vom Nahtübergang ergeben sich teils größere Unterschiede. Dies lässt sich unter anderem darauf zurückführen, dass die oberflächennahen, initialen Druckeigenspannungen aufgrund des vorhergehenden Walz- oder Reinigungsstrahlprozesses in der Simulation nicht berücksichtigt wurden. Generell zeigt diese Untersuchung jedoch deutlich, dass das Eigenspannungsniveau aufgrund der fehlenden Fixierung in Querrichtung bei der Probekörperfertigung und der Simulation der Kleinbauteile in dieser Richtung im Grundzustand am Nahtübergang gering ist.

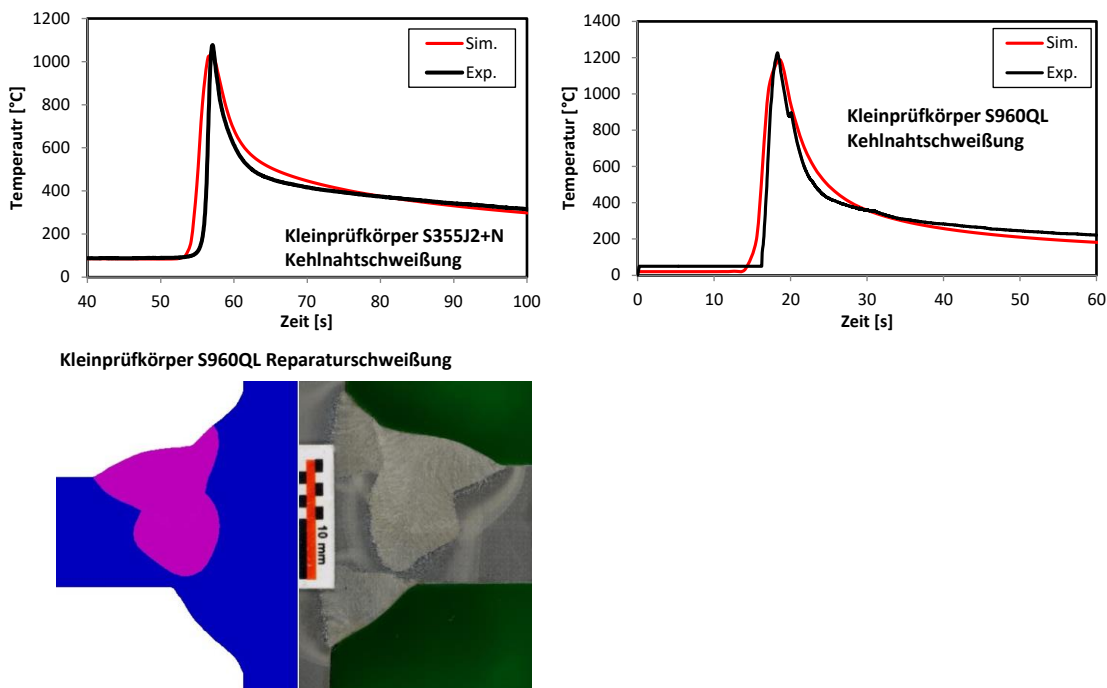


Abbildung 107: Abgleich der Wärmequelle mittels Temperaturprofilen und Schlibbild

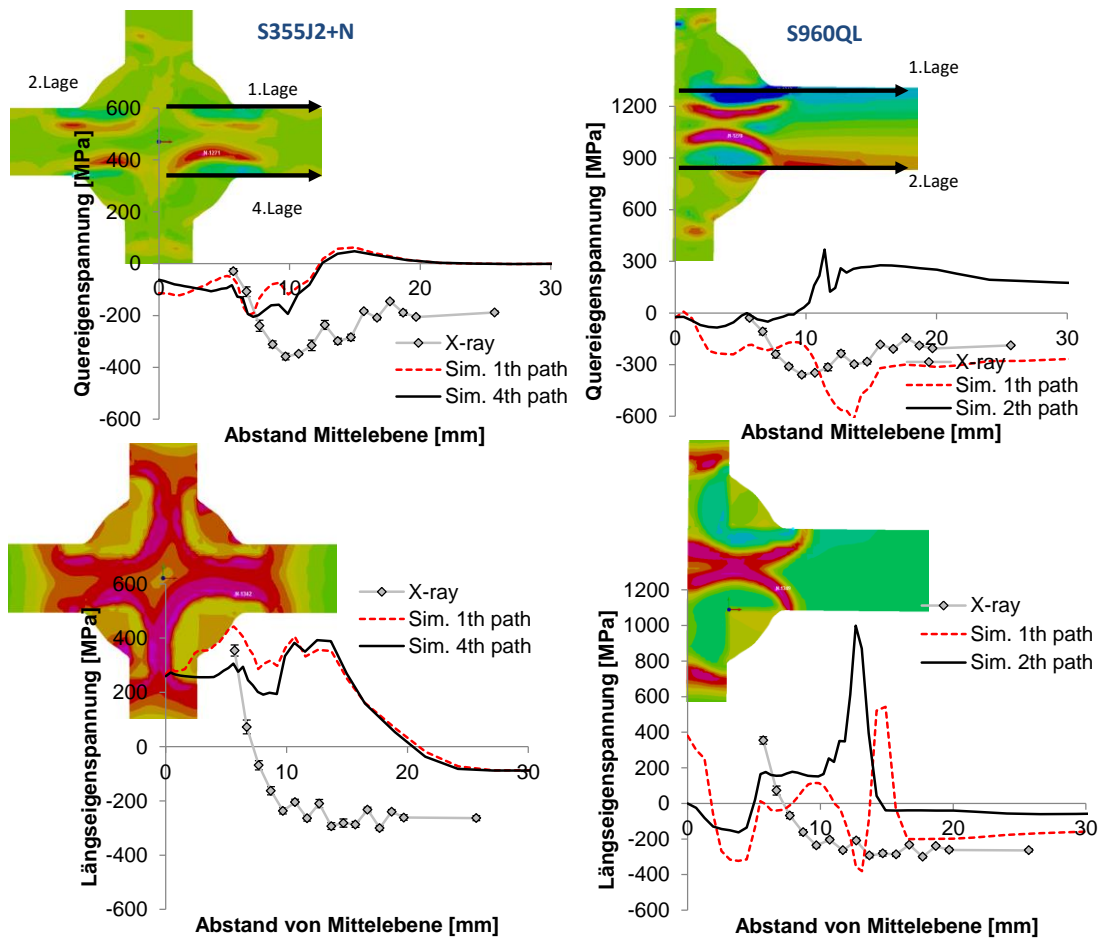


Abbildung 108: Vergleich zwischen numerisch und experimentell ermittelten Eigenspannungen am Nahtübergang der Kleinprüfkörper

Die entsprechenden Eigenspannungszustände im Grundzustand nach dem einseitigen und beidseitigen Vorbereiten und Reparieren wurde nachfolgend numerisch untersucht. Die Quereigenspannungen nach jedem Schritt sind dabei in Abbildung 109 dargestellt. Es konnte festgestellt werden, dass das Eigenspannungsniveau in Querrichtung nach der Reparatur deutlich höher liegt als im Grundzustand. Dabei lag das ermittelte Maximum der Quereigenspannung im Reparatur- und Grundzustand jedoch stets unter der Oberfläche und erreichte Werte von $\sigma_{xx} = 450$ MPa bei S355J+N und $\sigma_{xx} = 630$ MPa bei S960QL. Nach der einseitigen Reparatur war zudem stets eine starke Zunahme der Zugeigenspannung am Nahtübergang der Gegenseite zu beobachten. Diese Eigenspannungsumlagerung konnte aus Zeitgründen nicht experimentell validiert werden.

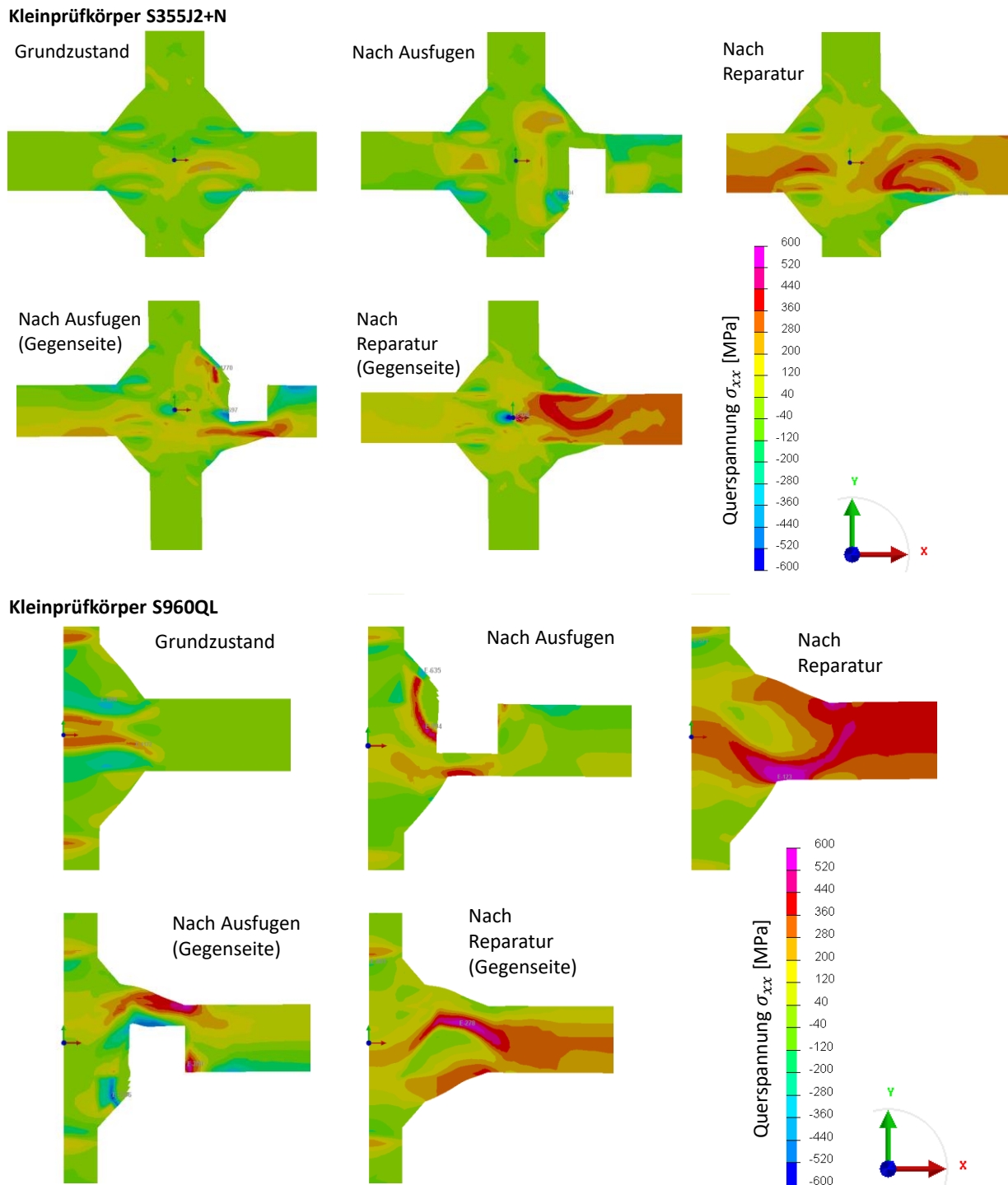


Abbildung 109: Konturplots der Querspannung der Kleinprüfkörper nach den einzelnen Fertigungsschritten

6.2.2 Modellierung in ANSYS

Für die Modellierung der Quersteife aus S355J2+N und S960QL in ANSYS APDL wurde ein im Rahmen des IGF-Vorhabens Nr. 19227 N / 2 [78] validiertes FE-Modell des Zustands AW unter Einbeziehung der Werkstoffparameter aus Abschnitt 3.4 verwendet. Die Reparaturahtvorbereitung wurde aus Vergleichbarkeitsgründen analog zu Abbildung 106 übernommen. Die Orientierung der ausgelesenen Pfade in Abbildung 110 entspricht Abbildung 108 rechts oben.

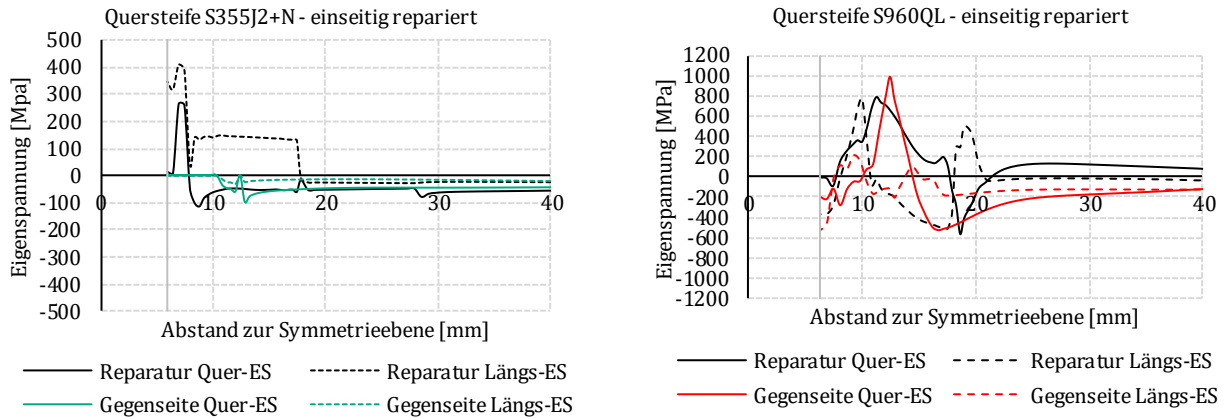


Abbildung 110: Quer- und Längseigenstressverläufe repariertes Kleinbauteil in S355J2+N und S960QL, Simulation mit ANSYS

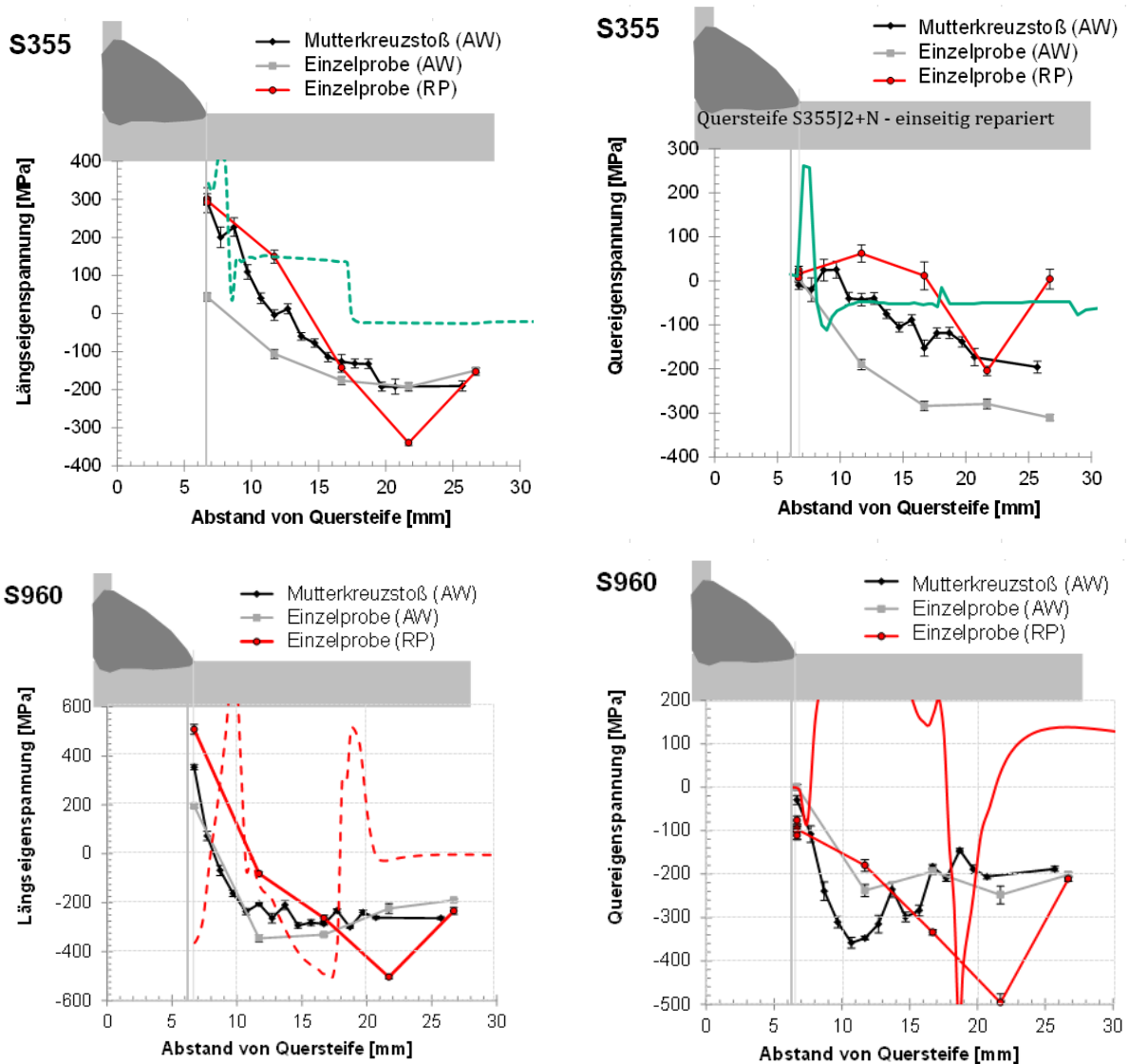


Abbildung 111: Vergleich der berechneten Eigenstressverläufe mit den numerischen Berechnungen aus ANSYS

Der Vergleich mit dem reparierten Zustand im linken Bereich von Abbildung 109 zeigt eine qualitative Übereinstimmung der Quereigenspannung hinsichtlich des Quereigenspannungsmaximums bei der Gegenlage (rote Kurven) sowie dem etwas niedrigen Quereigenspannungsniveau auf der Oberseite (schwarze Kurven). Der direkte Vergleich mit den Konturlinienplots gestaltet sich jedoch schwierig. Aus diesem Grund erfolgt der Vergleich der Ergebnisgüte aufgrund der röntgenografischen Eigenspannungsmessung.

Für den Werkstoff S355J2+N ergibt sich in Abbildung 111 für die grüne, gestrichelte Linie eine sehr gute Übereinstimmung der Simulation mit den experimentellen Ergebnissen aus der Eigenspannungsmessung in Querrichtung bis zu einem Abszissenwert von ca. 12 mm. Die Längseigenspannung wird jedoch in der Simulation direkt am Schweißnahtübergang überschätzt und bewegt sich mit zunehmendem Abstand zur Quersteife auf einem niedrigen Niveau von ca. -50 MPa. Die Simulation des hochfesten Werkstoffs zeigt durch die rote, gestrichelte Linie eine betragsmäßig gute Übereinstimmung mit den Minimalwerten der Längseigenspannungen in einem Abstand von ca. 12 bis 16 mm von der Quersteife. Der Verlauf der durchgezogenen, roten Linie trifft jedoch nicht die gemessenen Quereigenspannungen.

6.3 Großbauteile

6.3.1 Modellierung in SYSWELD

Im Anschluss an die Berechnung der Schweißeigenspannung der Kleinprüfkörper wurde eine strukturelle FE-Analyse zur Bestimmung von Verzug und Eigenspannungszustand nach der Fertigung der Großprüfkörper durchgeführt. Dabei wurden zunächst aufgrund der Vergleichbarkeit mit den Kleinprüfkörpern die Großprüfkörper des Typs 1 aus S355J2+N und S960QL berechnet. Werkstoffparameter und Schweißparameter waren dabei jeweils identisch wie bei der thermo-mechanischen Simulation der Kleinprüfkörper. Um die Berechnung jedoch in einer akzeptablen Laufzeit abzuschließen, wurde die Elementgröße in Querrichtung der Naht auf 5 mm und in Längsrichtung der Naht auf 10 mm bzw. auf 20 mm vergrößert. Dadurch wurde allerdings die empfohlene Elementgröße, die etwa bei $\frac{1}{4}$ der Wärmequellenbreite liegen sollte [SYSWELD], überschritten. Auf diese Weise wurde im FE-Modell eine Anzahl von 32 500 Elementen realisiert. Die Vernetzung erfolgte überwiegend mit Hexaederelementen. Im Bereich der Eckpunkte der Quersteifen mussten jedoch aufgrund der komplexen Geometrie Tetraederelemente verwendet werden, siehe Abbildung 112. Aufgrund der überwiegend parallel durchgeführten Schweißungen wurde das Modell zudem halbsymmetrisch, entlang der Längsachse des Trägers, aufgebaut.

Die Ergebnisse der FE-Simulation des Großbauteils Typ 1 aus S355J2+N und S960QL sind in Abbildung 113 und Abbildung 114 dargestellt. Man erkennt deutlich, dass das Eigenspannungsniveau in Belastungsrichtung (Z-Richtung) bzw. in Querrichtung zur Prüfsteife für beide Werkstoffe vergleichsweise gering ist. Für beide Werkstoffe wurden im Bereich der Prüfsteifen Spannungen von $\sigma_{zz} = 50$

MPa bis $\sigma_{zz} = 150$ MPa errechnet. Diese Werte korrelieren mit den Eigenspannungsmessungen, die im Ausgangszustand Spannungen von $\sigma_{zz} = 40$ MPa bis $\sigma_{zz} = 80$ MPa aufweisen. Damit liegt das erwartete Eigenspannungsniveau etwas oberhalb des Niveaus der Kleinbauteile und leicht über dem Wert von 20% der Streckgrenze gemäß der IIW-Empfehlung [13] nach der ein entsprechender Bonusfaktor angerechnet werden darf. Beide FE-Rechnungen zeigen deutlich, dass die Quereigenspannungen entlang des vertikalen Stegs deutlich höher liegen. Für den Probekörper aus S355J2+N wird in etwa die Streckgrenze des Grundwerkstoffes erreicht. Beim Werkstoff S960QL liegen die Spannungen in diesem Bereich bei $\sigma_{zz} = 500$ MPa bis $\sigma_{zz} = 600$ MPa. Der maximale Verzug in Y-Richtung lag bei der Berechnung des S355J2+N Großbauteils bei 11 mm und beim S960QL Großbauteil bei 16,5 mm. In den anderen Richtungen wurden keine nennenswerten Verzüge festgestellt.

Großprüfkörper Typ 1 (HAE260)
S355J2+N

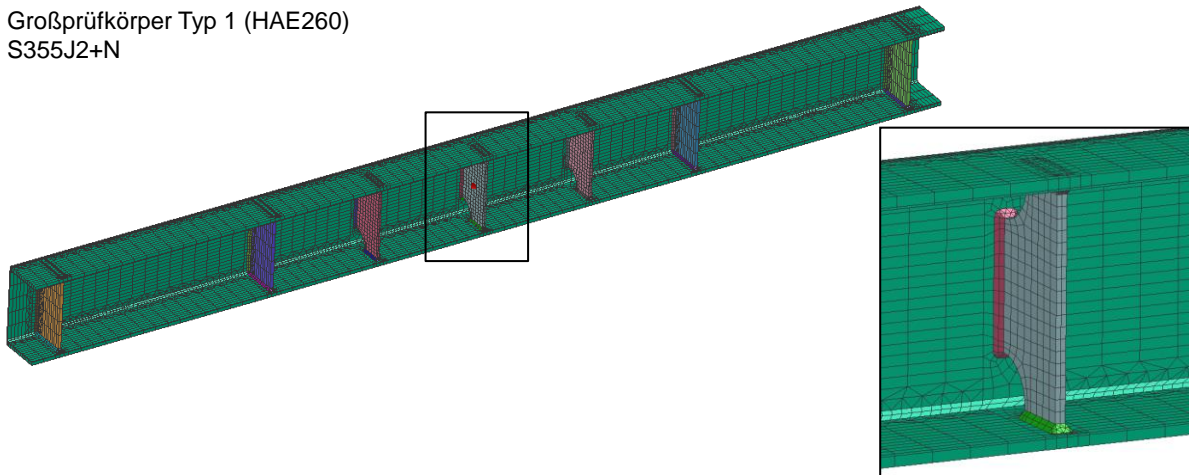


Abbildung 112: FE-Modell der Großprüfkörper Typ 1

Großprüfkörper Typ 1 (HAE260)
S355J2+N
Quereigenspannung σ_{zz}

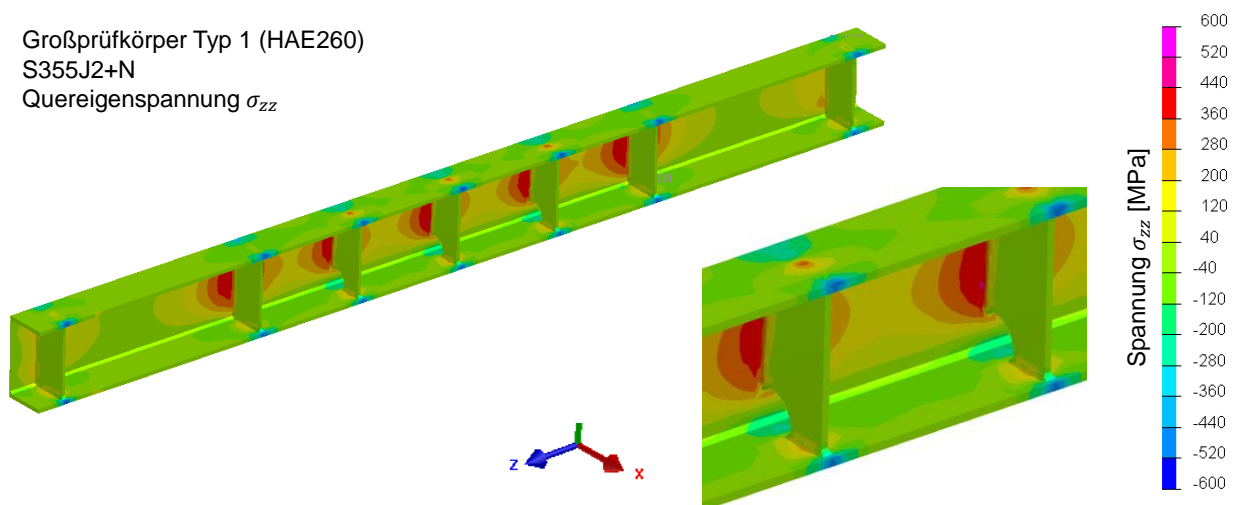


Abbildung 113: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ1 – S355J2+N

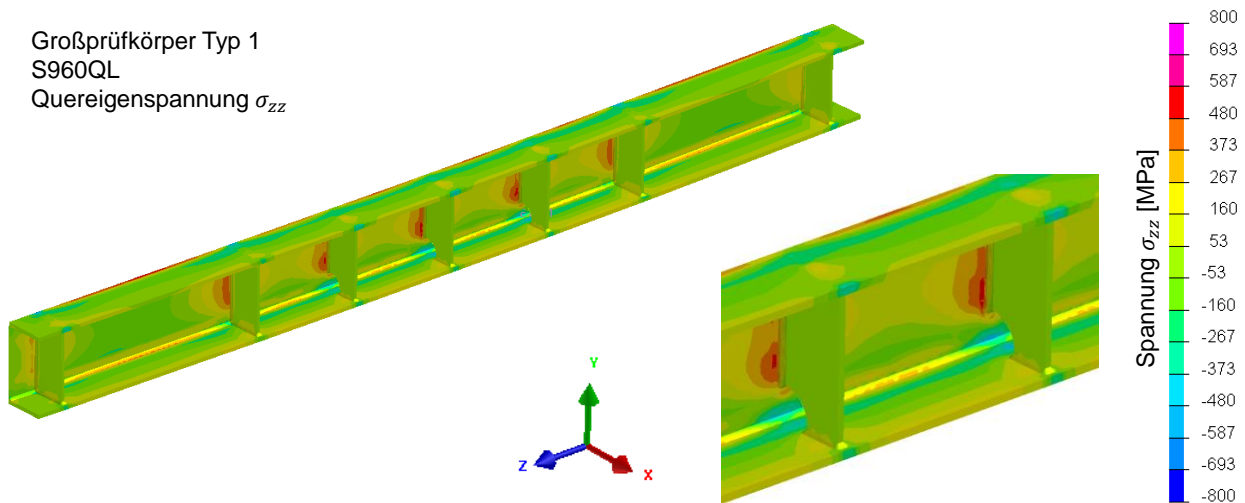


Abbildung 114: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ1 – S960QL

Im nächsten Schritt wurde eine numerische Analyse des Eigenspannungszustands nach dem Schweißprozess des Großbauteils Typ 2 durchgeführt. Die Modellierung erfolgte analog zur bisher beschriebenen Modellierung des Typ 1 Großbauteils mit der Software Visual Environment. Die Vernetzung erfolgte zuvor mit der Software ABAQUS mit einer Kombination aus Hexaeder- und Tetraederelementen. Das FE-Netz ist in Abbildung 115 dargestellt und enthält 38 272 Hexaeder- und 18 704 Tetraederelemente. Der Bereich der Stumpfnah mit Blechdickensprung in der Mitte des Großbauteils wurde fünf-lagig diskretisiert. Für jeden Schweißpfad wurde eine Lage der Elemente aktiviert. Die einzelnen Bereiche im FE-Modell wurden entsprechend der Schweißreihenfolge des Großbauteils aktiviert.

Der errechnete Eigenspannungszustand ist im Konturplot in Abbildung 116 dargestellt. Dabei wurden hohe Eigenspannungen quer zur Stumpfnah auf der Grundplatte im Bereich der Längsnähte des Großbauteils festgestellt. Im Bereich der Stumpfnah und der Quersteifen auf der Grundplatte hingegen wurden nur geringe Eigenspannungen ermittelt, die sich im Bereich von $\sigma_{yy} > 100$ MPa befinden. Eine Ausnahme bildet dabei der mittlere Bereich der linken Stumpfnah in Abbildung 116. In diesem Nahtabschnitt liegen Eigenspannungen in der Höhe der Streckgrenze des Grundwerkstoffes von $\sigma_{yy} > 400$ MPa vor, wie in Abbildung 117 dargestellt. Aufgrund der beschränkten Zugänglichkeit in diesem Bereich (siehe Abschnitt 5.5.1) konnte dieser Wert jedoch nicht experimentell mit Röntgenbeugungsmessung validiert werden.

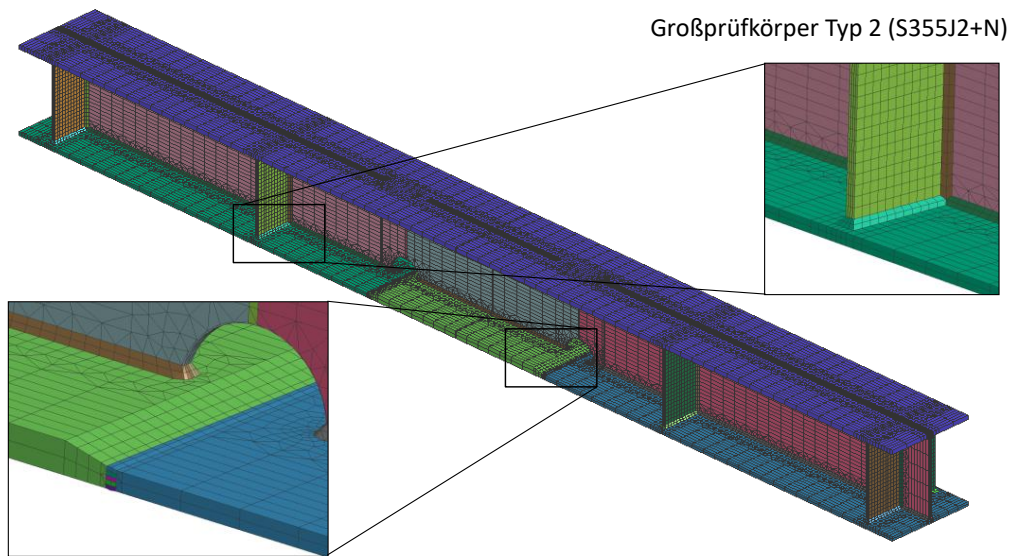


Abbildung 115: FE-Modell der Großprüfkörper Typ 2

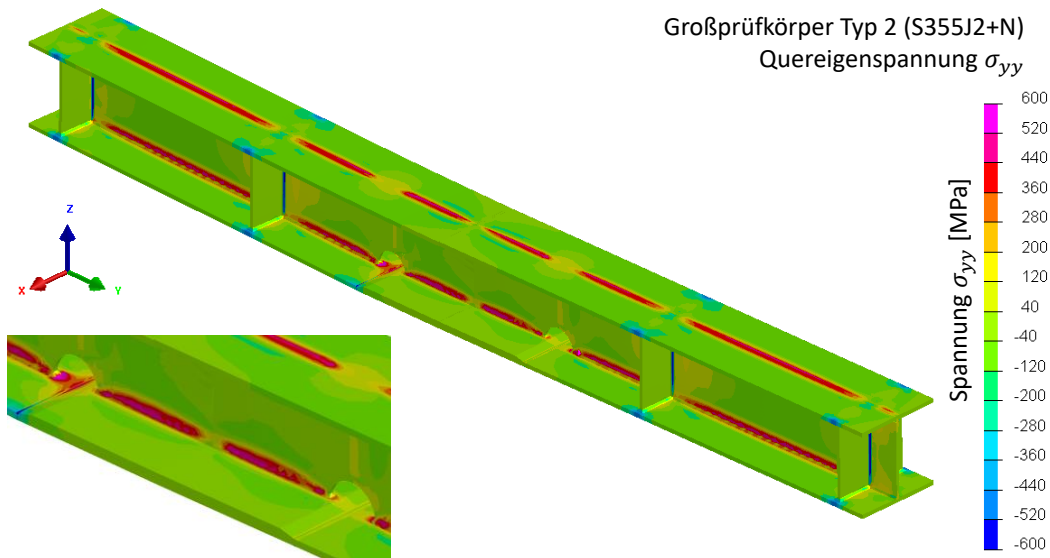


Abbildung 116: Konturplot der FE-Simulation des Großprüfkörpers Typ2

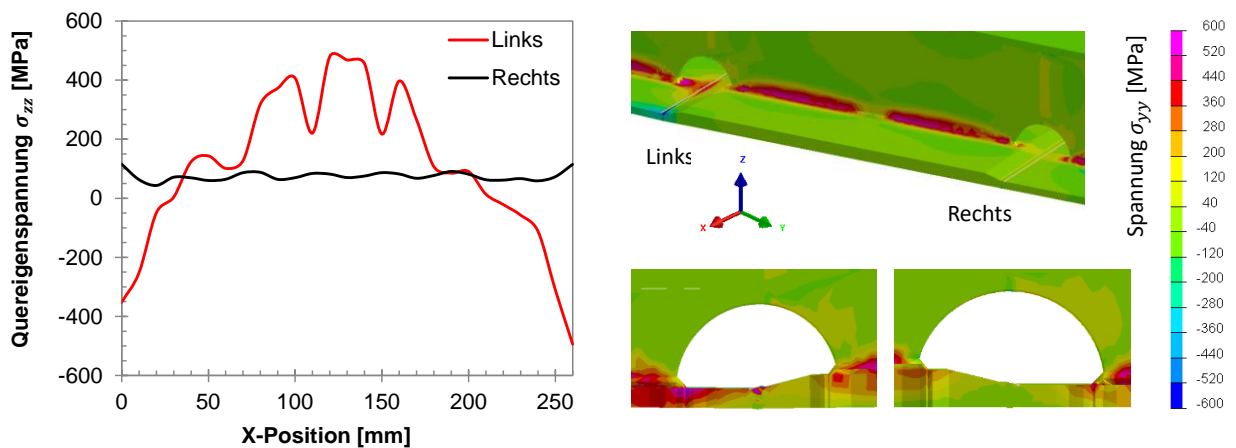


Abbildung 117: Eigenspannungsanalyse im Bereich der Stumpfnah (Großbauteil Typ 2)

6.3.2 Modellierung in ANSYS

Die Modellierung des Großbauteils Typ 1 des Werkstoffs S355J2 erfolgt in ANSYS Workbench unter Verwendung der Werkstoffbeziehungen aus Abschnitt 3.4. Es wurde eine äquivalente Wärmequelle nach Goldak [83] verwendet (siehe Abbildung 105). Neben dem Zustand AW wurden die Einflüsse unterschiedlicher Reparaturahtlängen Abbildung 118 in einem 3D-Volumenmodell unter Verwendung hexaederförmiger Elemente mit linearer Elementansatzfunktion von Baier [87] untersucht.

Die Tiefe Reparaturahtvorbereitung wurde mit der $\frac{1}{2} \times t = 6,25$ mm und alternativ mit $\frac{3}{4} \times t = 9,375$ mm angenommen. In beiden Varianten werden jeweils eine kurze und eine lange Reparatur untersucht. Das bedeutet zum einen eine Reparatur der Länge 20 mm in der Mitte der Quersteifen-Kehlnaht und zum anderen eine Reparatur der Länge 60 mm über die gesamte Breite der Quersteife (siehe Abbildung 118). Schließlich wird untersucht, ob sich ein Vorwärmen des Bauteils auf 150 °C vor dem Reparaturschweißen vorteilhaft auf den Eigenspannungszustand auswirkt. Das Vorwärmen wird im Modell vereinfacht durch die Vorgabe einer entsprechenden Anfangstemperatur implementiert.

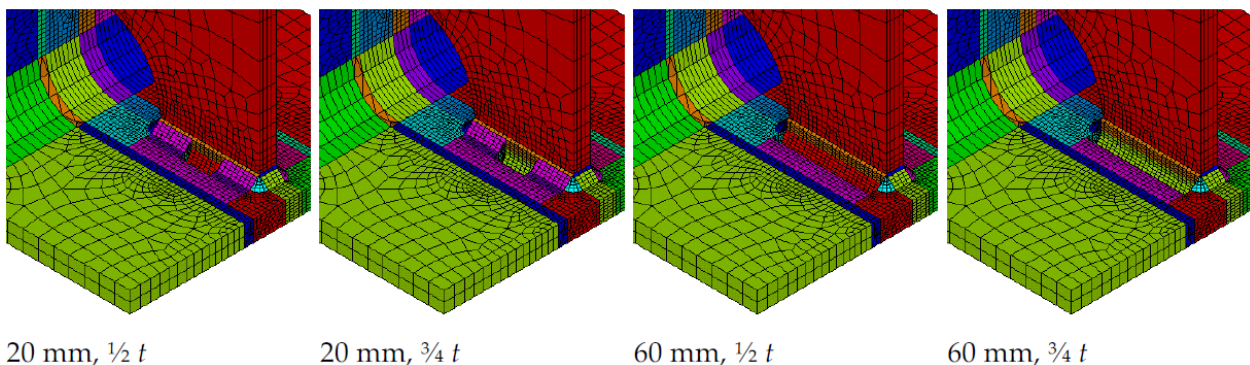


Abbildung 118: Geometrische Varianten der Reparaturahtvorbereitung, aus [87]

Die Ergebnisse der Reparaturahtsimulation sind in Abbildung 119 und Abbildung 120 für die fünf zuvor genannten Fälle dargestellt. Es ergaben sich in allen Fällen hohe Längseigenspannungen im Bereich der Reparaturaht (Abbildung 81). Den größten Betrag erreichten sie in den Varianten der langen Reparatur. Die berechneten Quereigenspannungen (Abbildung 82) sind für die kurze Reparatur höher als für eine lange Reparatur. Die hohen Druckspannungen beim Abszissenwert von 86 mm liegen an einzelnen, stark verzerrten Elementen am Übergang zwischen Reparatur und Grundwerkstoff und werden deshalb in Zweifel gezogen. Das Vorwärmen auf 150°C im Falle der kurzen Reparatur (20 mm) mit einer Tiefe von der halben Gurtdicke konnte die berechneten Eigenspannungen geringfügig reduzieren (violette Kurven im Vergleich zu den roten Kurven), jedoch sind die Spannungen nach wie vor sehr hoch.

Die Quereigenspannungen in Abbildung 120 liegen beim Abszissenwert von ca. 60 mm deutlich oberhalb des Quereigenspannungsniveaus aus den röntgenografischen Untersuchungen (Abbildung 101).

Eine Ursache hierfür könnte, wie zuvor bereits erwähnt, in den strahlprozessbedingten Eigenspannungen liegen. Ein weiterer Grund kann ebenso in den walzprozessbedingten Eigenspannungen zu finden sein.

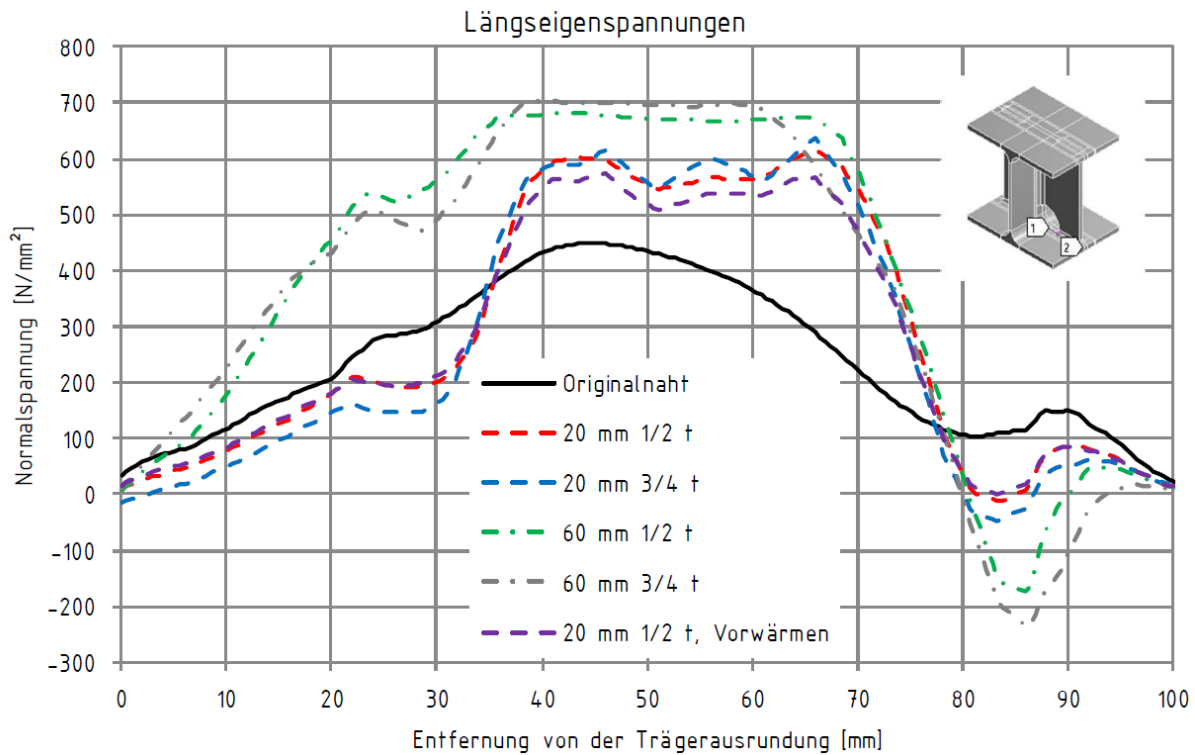


Abbildung 119: Längseigenspannungen im Abstand von 7 mm zur Quersteife nach Reparaturschweißung aus [87]

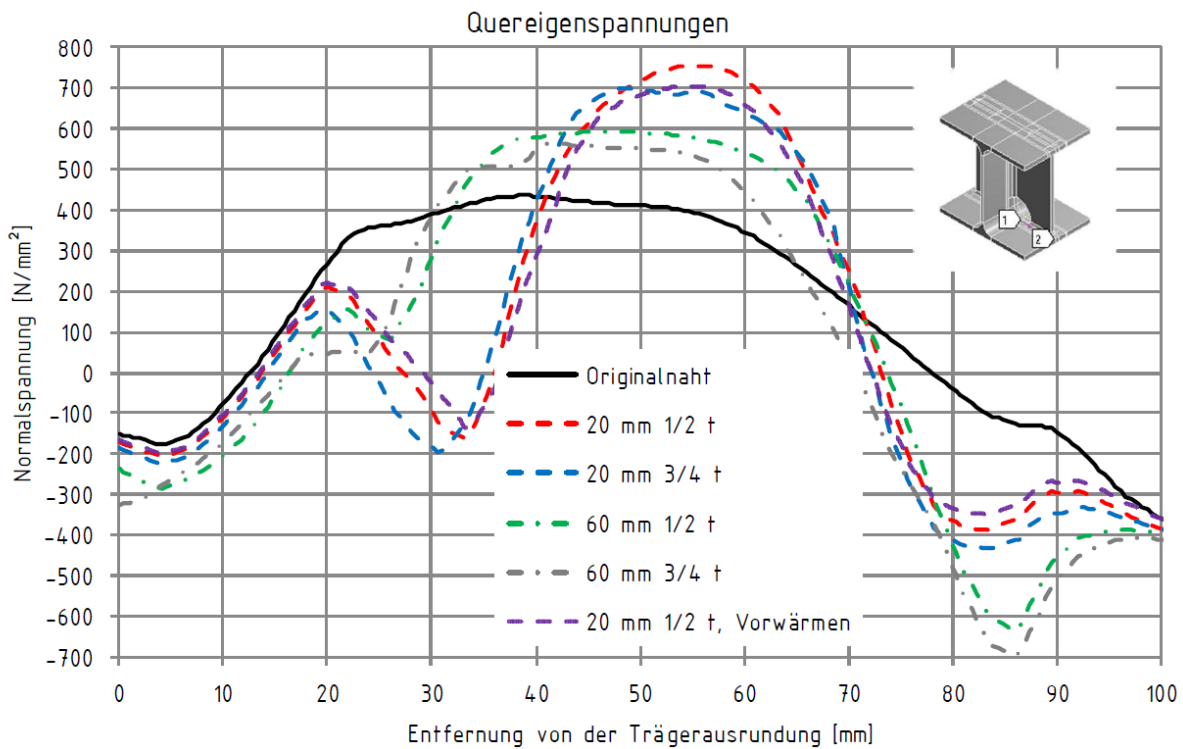


Abbildung 120: Quereigenspannungen im Abstand von 7 mm zur Quersteife nach Reparaturschweißung aus [87]

7 Berechnungsprozedur zur Lebensdauerabschätzung reparaturgeschweißter Bauteile

Ziel dieses Arbeitspaketes ist es, ein Vorgehen zur Abschätzung der Lebensdauer bzw. Anrisslastwechselzahl reparaturgeschweißter Bauteile zu entwickeln. Dabei sollte nach Möglichkeit der lokale Eigenspannungszustand in Betracht gezogen werden. Entsprechend den Ergebnissen aus Arbeitspaket 4 wurde jedoch festgestellt, dass das Eigenspannungsniveau der Kleinbauteile am Nahtübergang in allen untersuchten Zuständen gering war. Gleichzeitig wurde bei einem Großteil der reparierten Prüfkörper eine deutlich höhere Schwingfestigkeit als im Grundzustand festgestellt (Abschnitt 4.5). Härte- und Gefüge der Wärmeeinflusszone im Reparatur- und Grundzustand waren dabei weitestgehend identisch. Dies legte nahe, dass die tendenziell längere Lebensdauer auf die unterschiedliche Nahtgeometrie in beiden Zuständen zurückzuführen ist, da der Nahtanstiegswinkel der reparierten Naht gegenüber der ursprünglichen Kehlnaht deutlich kleiner ist. Dies ist auf die geringere Nahtüberhöhung im Reparaturzustand verbunden mit einer entsprechend geringeren Kerbformzahl [88], [89] zurückzuführen. Die Modellierung der realen Nahtgeometrie mit Hilfe von Oberflächenmodellen aus 3D-Scans [56], [90], [91] ist zwar prinzipiell möglich, aber nur mit großem Aufwand realisierbar und kommt daher für die industrielle Anwendung momentan nicht in Frage. Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurde daher in Abstimmung mit dem projektbegleitenden Ausschuss entschieden, die Abschätzung der Anrisslastwechselzahl anhand praxisnäherer, analytischer Konzepte der örtlichen Beanspruchung unter Berücksichtigung der lokalen Nahtgeometrie und Eigenspannungszustandes durchzuführen. Das nachfolgend beschriebene Konzept wurde dabei in der Software MATLAB implementiert und berechnet.

Dabei wurde die Berechnung der Anrisslebensdauer nach dem örtlichen Konzept nach Fiedler und Vormwald [92] durchgeführt, welches bereits in den Ermüdungsfestigkeitsnachweis gegen den Versagensfall „Technischer Anriss“ nach der FKM-Richtlinie „Nichtlinear“ [93] übernommen wurde. Ein Technischer Anriss ist dabei entsprechend der Richtlinie als Riss mit einer Länge zwischen 0,25 mm und 3,5 mm zu verstehen. Der verwendete Ansatz basiert dabei auf dem modifizierten Schädigungsparameter P_{RAM} nach Fiedler und Vormwald [92], basierend auf dem Schädigungsparameter nach Smith, Watson und Topper [94] erweitert durch den Mittelspannungsparameter k nach Bergmann [95] zur Verbesserung des Mittelspannungseinflusses bei hohen Mittelspannungen, dargestellt in Gleichung (5) und Gleichung (6).

$P_{RAM} = \sqrt{(\sigma_a + k (\sigma_m + \sigma_{ES})) \varepsilon_a E}$	(5)
$k = \begin{cases} M_\sigma (M_\sigma + 2) & \text{for } \sigma_m \geq 0 \\ \frac{M_\sigma}{3} (\frac{M_\sigma}{3} + 2) & \text{for } \sigma_m < 0 \end{cases}$	(6)

Darin entspricht σ_a der lokalen Spannungsamplitude, ε_a der lokalen Dehnungsamplitude, σ_m der Mittelspannung, E dem Elastizitätsmodul und M_σ die Mittelspannungsempfindlichkeit nach Schütz [96]. Des weiteren entspricht σ_{ES} dem Eigenspannungswert in Lastrichtung und ist in der ursprünglichen

Definition von P_{RAM} nicht enthalten, wurde jedoch von Schubnell et al. [97] verwendet, um den Einfluss von Eigenspannungen auf die Anrisslebensdauer zu quantifizieren. Bei der Berücksichtigung von Eigenspannungen im Einklang mit neueren Forschungsergebnissen [98], [99] darauf geachtet werden, dass nach Möglichkeit nur der Teil der Eigenspannung berücksichtigt wird, welcher unter zyklischer Last erhalten bleibt.

Für die Umrechnung der Nennspannung S in örtliche Spannungen σ oder Dehnungen ε wird ein Kerbnäherungsverfahren verwendet. Vorherige Untersuchungen [59] zeigten, dass der Ansatz nach Neuber [100] auf Basis der Kerbformzahl K_t , siehe Gleichung (7), zu einer Überschätzung der örtlichen Dehnung führt. Deshalb wurde hier der neuere Ansatz nach Neuber [75] entsprechend Gleichungen (8), (9) und (10) verwendet, der in der FKM-Richtlinie [93] Anwendung findet.

$$\sigma \varepsilon = \frac{S^2}{E} K_t^2 \quad (7)$$

$$\sigma \varepsilon = \left(\frac{\sigma_{el}^2}{E} \right) * \left(\frac{e^* E}{S^*} \right) \quad (8)$$

$$\text{with } S^* = \sigma_{el} / K_p \quad (9)$$

$$\text{and } e^* = \frac{S^*}{E} + \left(\frac{S^*}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (10)$$

Dabei entspricht σ_{el} als Eingangsgröße der Spannung aus der linear-elastischen FE-Berechnung, sowie K_p der Traglastformzahl. Die Gleichung wird in Kombination mit dem Ramberg-Osgood-Ansatz [101] zur Beschreibung der zyklisch stabilisierten, elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Hysterese nach Gleichung (11) gelöst. Dabei wurde das Mansing-Gesetz hinsichtlich der Belastungsgeschichte des Werkstoffs berücksichtigt.

$$\text{and } \varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (11)$$

Die Materialparameter K' und n' wurden basierend aus den zyklischen Versuchen für Grundwerkstoff und Wärmeeinflusszone (Abschnitt 3.3) nach ASTM E646-16 [102] bestimmt. Zur Korrelation der Schädigung P und Anrisslebensdauer N wurden die Materialparameter σ_f' , ε_f' , b und c entsprechend der Korrelation nach Smith-Watson-Topper [94] in Gleichung (12) nach ASTM E739-10 [103] verwendet. Alternativ können die Materialparameter K' und n' mit Hilfe der Lopez-Fatemi-Korrelation [104] und die Materialparameter σ_f' , ε_f' , b und c durch die Roessle-Fatemi-Korrelation über die Härte abgeschätzt werden [53]. Alle ermittelten Werkstoffparameter sind in Tabelle 17 zusammengefasst.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_f')^2 (2N)^{2b} + E \varepsilon_f' (2N)^{2b}} \quad (12)$$

Die Korrelation des P_{RAM} Schädigungsparameters mit der Anrisslebenslastwechselzahl erfolgte nach Fiedler und Vormwald [92] nach den Gleichungen (13), (14) und (15) mit zwei Stützstellen bei $N_1 = 10^3$ und $N_2 = 10^5$.

$$N = C_i (P_{RAM} (f_{RAM})^{-1})^{k_i} \quad (13)$$

$$k_i = \frac{\log(N_{i-1}) - \log(N_i)}{\log(P_i) - \log(P_{i-1})} \quad (14)$$

$$C_i = 10^{\log N_i + k_i \log P_{RAM}(N_i)} \quad (15)$$

Zusätzlich wurden nicht-lokale Einflussgrößen [92] basierend auf der FKM-Richtlinie [67] berücksichtigt. Dies waren unter anderem der Größeneinfluss über die statistische Stützziffer n_{st} , (Gleichung (16)), der Einfluss der Oberflächenrauheit R_z über den Faktor $K_{R,P}$ (Gleichung (17)) sowie die Stützwirkung aufgrund des Spannungsgradienten G über die bruchmechanische Stützzahl n_{bm} (Gleichung (18)).

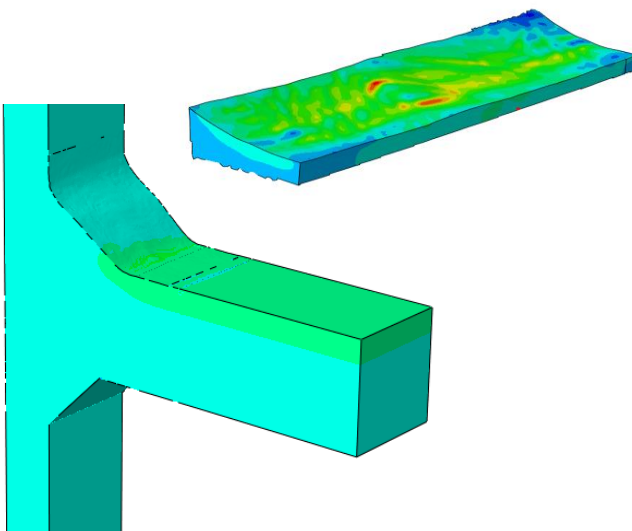
$$n_{bm} = \frac{5 + \sqrt{G}}{5 n_{st} + \frac{R_m}{430} \sqrt{\frac{15 + 2\sqrt{G}}{5 + \sqrt{G}}}} \quad (16)$$

$$n_{st} = \left(\frac{A_{ref}}{A_\sigma} \right)^{\frac{1}{k_{st}}} \quad (17)$$

$$K_{R,P} = (1 - 0.27 \log(R_z)) \log \left(2 \frac{R_m}{400} \right) \quad (18)$$

Die Abschätzung des Spannungsgradienten G nach FKM-Richtlinie [67] erfolgt dabei auf Basis von 2D-FE Rechnungen mit realer Nahtgeometrie aus 3D-Scans [56]. Die Abschätzung der höchstbelasteten Oberfläche A_σ im Vergleich zur Referenzprobenfläche A_{ref} erfolgte auf Basis von 3D-FE Simulationen mit einer Nahtgeometrie aus 3D-Scans [90] entsprechend dem Vorgehen nach Müller et al. [105] bzw. nach der FKM-Richtlinie [67], dargestellt in Abbildung 121. Die Zugfestigkeit der Wärmeeinflusszone wurde aus Härtemessungen gemäß DIN EN ISO 18265 [106] ermittelt. Die Parameter zur Anwendung des örtlichen Konzepts zur Bestimmung der Anrisslastspielzahl ist in Tabelle 18 zusammengefasst.

3D-Nahtgeometrie
aus Scan



2D-Nahtgeometrie
aus Scan

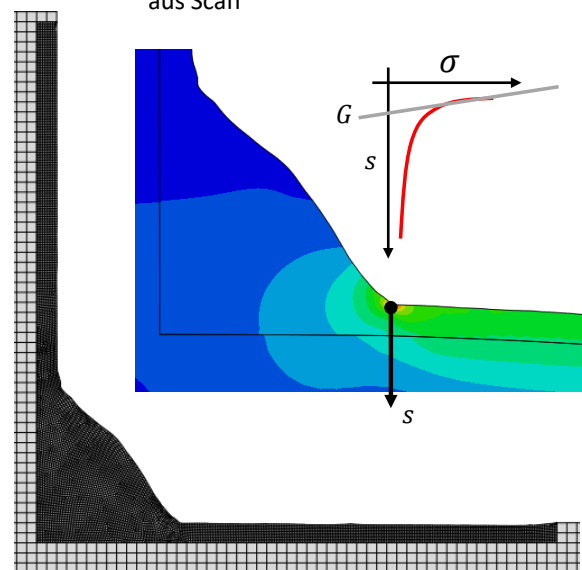


Abbildung 121: 3D-Nahtgeometrie [28] zur Bestimmung von A_{ref} nach Müller u.a. [46] und 2D-Nahtgeometrie [12] zur Bestimmung von G nach FKM-Richtlinie [44].

Tabelle 17: Zyklische Materialparameter für Grundwerkstoff und Wärmeeinflusszone [52]

*nach [31], ** nach [7], *** nach [43]

Parameter	S355J2+N		S960QL		FGS 100 WV
	GW	WEZ	GW	WEZ	WEZ
σ'_f [MPa]	1082	927	2626	3668	1831**
ϵ'_f [-]	0.165	0.375	-	-	0.255**
b [-]	-0.113	-0.055	-0.107	-0.154	-0.093**
c [-]	-0.435	-0.559	-	-	-0.53**
K' [MPa]	1325	1001	1201	1433	2159***
n' [-]	0.221	0.090	0.048	0.049	0.18***
E [MPa]	204933	198968	227316	199956	206000*

Da eine Ermittlung der Traglastformzahl aufwändig ist, wurde als Alternative die örtliche Spannung und Dehnung mit Hilfe der sogenannten Neuber-Hyperbel [100] nach Gleichung (7) ermittelt. Dies birgt den Vorteil, dass die Kerbformzahl K_t als Funktion des Flankenwinkels θ_t und des Nahtübergangsradius ρ durch Anwendung der Approximationsformeln nach Anthes, Köttgen und Seeger [107] oder nach Rainer [108], sowie nach Lawrence, Ho und Mazumadar [109] für verschiedene Nahtgeometrien abgeschätzt werden kann. In der Praxis gestaltet sich jedoch vor allem die Bestimmung des Nahtübergangsradius ρ schwierig. Deshalb wurden die Kehlnähte der Kleinbauteile beider Grundwerkstoffe im Rahmen einer Round-Robin Studie des International Institut of Welding (IIW) von verschiedenen Forschungsstellen untersucht [55]. Die Ergebnisse dieser Studie sind in Tabelle 19 zusammengefasst. Dabei wurde festgestellt, dass der Verzug der Kleinbauteile im Grund- und Reparaturzustand vergleichsweise gering ist ($< 0,6^\circ$). Entsprechend experimenteller Untersuchungen zum Einfluss des Verzugswinkels auf die Schwingfestigkeit von Quersteifen [110] wird daher angenommen, dass dieser Einfluss gering ist und der Verzugswinkel daher nicht weiter berücksichtigt. Für die nachfolgenden Berechnungen mit dem örtlichen Konzept stellte sich heraus, dass eine Abschätzung der Kerbformzahl K_t nach Anthes, Köttgen und Seeger [107] mit Hilfe des Mittelwerts μ des Radius ρ und des Flankenwinkels θ_t zu einer optimistischen Abschätzungen der Anrisslebensdauer führt. Eine Berücksichtigung der kleinsten gemessenen Radien, die bei $\rho_{min} = \rho(\mu) - 2 \rho(s)$ lagen, führte jedoch zu einer konservativen Abschätzung der Anrisslastwechselzahl.

Tabelle 18: Parameter für das örtliche Konzept nach FKM-Richtlinie

1) bezogen auf eine Nahtlänge von 130 mm

	R_z	C_2	k_2	R_m	G	A_σ	A_{ref}	k_{st}	K_p	K_t
	[μm]	[-]	[-]	[MPa]	[1/mm]	[mm^2]	[mm^2]	[-]	[-]	[-]
Kleinprüfkörper S355J2+N	25	1,27E+20	5,583	850	8	12.8 ¹⁾	125	30	2,8 (GZ) / 3,5 (RZ)	2,61 (GZ) / 2,14 (RZ)
Kleinprüfkörper S960QL	23	1,38E+26	6.607	1280						

Tabelle 19: Geometrische Parameter der Kehlnähte der Kleinprüfkörper [55] μ ... Mittelwert, σ ... Standardabweichung auf Basis der Gauß-Verteilung

Weld	Nahtübergangsradius ρ [mm] [52]		Flankenwinkel θ_t [°] [52]		Verzugswinkel [°]	
	μ	s	μ	s	μ	s
S355J2+N (GZ)	0.915	0.356	39.93	11.28	0.12	0.051
S960QL (GZ)	1.286	0.689	45.89	7.098	0.14	0.041
S355J2+N (RP)	0.802	0.209	18.54	7.170	0.52	0.125
S960QL (RP)	0.879	0.134	19.08	5.212	0.56	0.114

7.1 Abschätzung der Anrisslastwechselzahl an Kleinbauteilen

Der Vergleich der ermittelten Anrisslebensdauer mit dem örtlichen Konzept und der experimentell ermittelten Lebensdauer für die Kleinbauteile ist in Abbildung 122 für alle Versuchsreihen dargestellt. Dazu sei angemerkt, dass die experimentell ermittelte Lastwechselzahl über der berechneten Anrisslastwechselzahl liegt, da die Risslänge beim Ermüdungsversuch (Abbildung 37) deutlich über dem Richtwert von $2c = 0,25$ mm bis 3 mm der FKM-Richtlinie [31] liegt. Im direkten Vergleich sollte die errechnete Anrisslastspielzahl konservative Werte aufweisen. Dabei wurden die Eigenspannungen σ_{ES} aufgrund ihres geringen Niveaus vernachlässigt.

Die Anrisslastspielzahl wurde zum einem das in der FKM-Richtlinie [31] empfohlene Kerbnäherungsverfahren gemäß Gleichungen (8), (9) und (10) berechnet und zum anderen mit der Kerbnäherung unter Verwendung der Neuber-Hyperbel (N-H) [75]. Beim direkten Vergleich wurde festgestellt, dass die Kerbnäherung mit der Neuber-Hyperbel zu stark konservativen Ergebnissen für alle untersuchten Versuchsreihen führt. Durch die Anwendung des FKM-Kerbnäherungsverfahrens konnten hingegen für die Kleinbauteile aus S355J2+N sowohl für den Reparaturzustand als auch den Grundzustand Anrisslastwechselzahlen errechnet werden, die überwiegend in einem Streuband mit den Faktoren +1,5 / -3, ausgehend von den experimentellen Werten, liegen. Darüber hinaus konnten mit dem örtlichen Konzept, unabhängig von der Mittelspannung ($R = 0,1$ und $R = 0,5$), ähnliche Ergebnisse erzielt werden.

Die große Streuspanne der Ermüdungsversuche der Kleinprüfkörper aus S960QL führt zu einer schwierigen Interpretierbarkeit der Ergebnisse. Der Unterschied der beiden verwendeten Kerbnäherungsverfahren ist bei diesem Grundwerkstoff stärker ausgeprägt. Ähnlich wie bei den S355J2+N Kleinbauteilen führt das Kerbnäherungsverfahren mit Hilfe der Neuber-Hyperbel zu einer konservativeren Abschätzung der Abrisslastwechselzahl. Für den Reparaturzustand (RZ) jedoch führt das FKM-Kerbnäherungsverfahren zu einer deutlichen Überschätzung der Anrisslastwechselzahl.

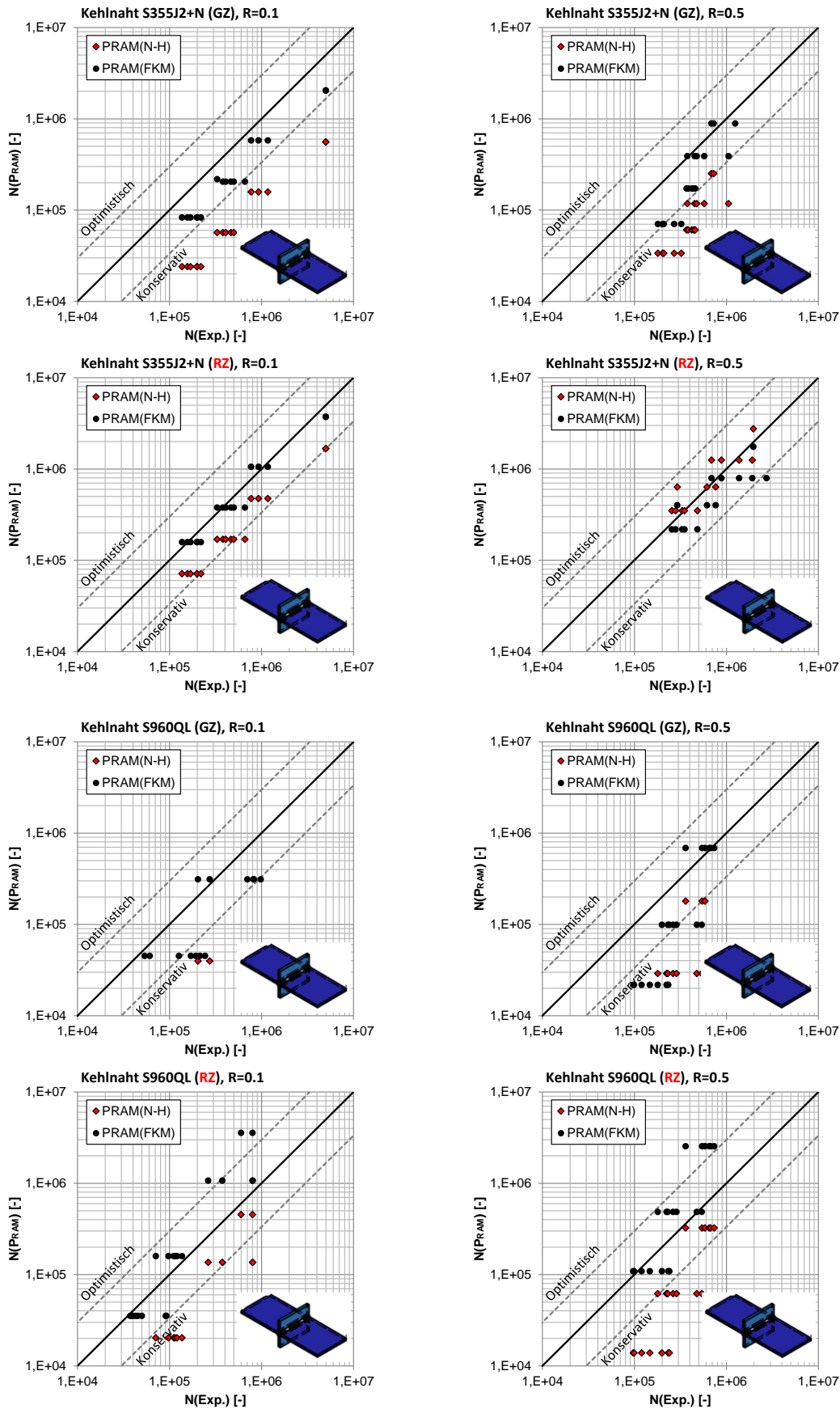


Abbildung 122: Vergleich der Lebensdauer, ermittelt mit dem PRAM Schädigungsparameter mit der Kerbnäherung auf Basis der Neuber-Hyperbel (N-H) und nach der FKM-Richtlinie

7.2 Berechnungsprozedur zur Lebensdauerbewertung instandgesetzter Bauteile unter Anwendung lokaler Konzepte

Die Berechnungsprozedur zur Abschätzung der Anrisslebensdauer nach dem örtlichen Konzept wurde an den Großbauteilen des Typs 1 (aus S355J2+N und S960QL), des Typs 2 (aus S355J2+N) und des Typs 4 (aus FGS100 WV) entsprechend der Vorgehensweise aus Abschnitt 7.1 durchgeführt. Dies diente der weiteren Validierung der Berechnungsprozedur, sowie der Untersuchung inwiefern sich diese auf größere, praxisnähere Strukturen übertragen lässt. Zunächst wurde dabei das Großbauteil des Typs 1 aus S355J2+N bzw. aus S960QL in Bezug auf die Vergleichbarkeit mit den Kleinbauteilen untersucht. Die entsprechenden Materialparameter für die Wärmeeinflusszone der Großbauteile der Typen 1 und 2 sind in Tabelle 17 zusammengefasst. Aufgrund identischer Grundwerkstoffe sowie ähnlicher Schweißparameter und ähnlichen ermittelten $t_{8/5}$ -Zeiten, wurden die gleichen Materialparameter bei den Klein- und Großbauteilen (Typ 1 und Typ 2) verwendet. Für die Wärmeeinflusszone des Rohr-Gabelkopfprüfkörpers (Großprüfkörper Typ 4) aus dem Werkstoff FGS100WV wurden die zyklischen Werkstoffkennwerte K' und n' der Lopez-Fatemi Korrelation [104], sowie die Parameter σ_f' , ε_f' , b und c mit der Roessle-Fatemi-Korrelation [53] bestimmt. Die Härtewerte mussten dafür von der Härteskala HV10 in Brinell-Härte nach DIN EN ISO 18265 [106] umgerechnet werden. Alternativ können diese zyklischen Materialparameter auch nach Wächter [111] bzw. nach der FKM-Richtlinie [93] auf Basis der Zugfestigkeit des Werkstoffs ermittelt werden.

Da eine Ermittlung der Parameter zur Bestimmung der bruchmechanischen und statistischen Stützzahl aufgrund unterschiedlicher reparierter Nähte sehr aufwändig ist, wurden diese Parameter im Sinne einer konservativen Abschätzung auf $n_{bm} = 1$ bzw. auf $n_{st} = 1$ festgelegt. Die Rauheit der Großbauteile mit $R_z=30 \mu\text{m}$ wurde in der folgenden Berechnung berücksichtigt. Ebenfalls berücksichtigt wurde in diesem Fall die gemessene Quereigenspannung aus Abschnitt 4.3.2 für den Grundzustand von $\sigma_{ES} = 70 \text{ MPa}$ und im Reparaturzustand von $\sigma_{ES} = -50 \text{ MPa}$. Da keine experimentellen Schweißeigenspannungen am Großbauteil Typ 2 ermittelt werden konnten, wurden für die Berechnung keine Eigenspannungen berücksichtigt. Die hohen ermittelten Druckeigenspannungen für das Großbauteil Typ 4 wurden ebenfalls nicht in der Berechnung berücksichtigt. Für die Großbauteile des Typs 3 (orthotrope Fahrbahnplatte) wurde keine Anrisslastspielzahl ermittelt, da die Ermüdungsrisse an diesem Prüfkörpertyp in allen Fällen an den Wurzelkerben der Kehlnähte im Bereich der Trapezsteifen auftraten und eine Modellierung der Kerbformzahl nur mit unverhältnismäßig hohem Aufwand möglich gewesen wäre.

Die Wöhlerkurven für die errechnete Anrisslastspielzahl für die Großbauteile Typ 1, Typ 2 und Typ 4 sind in Abbildung 123 zusammengefasst. Bei einem Vergleich mit den experimentellen Lastspielzahlen ist allerdings darauf zu achten, dass die experimentellen Lastspielzahlen teilweise bei deutlich größeren Risslängen als bei der Annahme der FKM-Richtlinie [93] von ca. 0,25 mm bis 3,5 mm ermittelt wurden. Dies legt die Annahme nahe, dass zusätzlich zur Anrissphase eine entsprechend lange Phase des stabilen Risswachstums folgt, welches im örtlichen Konzept nicht explizit berücksichtigt

wird. Es ist somit davon auszugehen, dass die berechneten Anrisslastspielzahlen deutlich unter den experimentell ermittelten Werten liegen sollten. Wie in Abbildung 123 dargestellt, liegen die berechneten Anrisswöhlerlinien für den Reparaturzustand, aufgrund der Annahme der geringeren Kerbschärfe bei ähnlichem Eigenspannungszustand, konstant über den Anrisswöhlerlinien im Grundzustand. Experimentell bestätigte sich dies allerdings nicht bei jedem Prüfkörpertyp. Speziell beim Großbauteil Typ 4 lag der Reparaturzustand hinsichtlich der ertragbaren Schwingspiele deutlich unter dem Grundzustand, da die großen, vorhandenen Lagenbindefehler einen signifikanten Einfluss hatten (5.4.4). Generell lagen die errechneten Anrisslastspielzahlen um den Faktor 3 – 12 unter den experimentell ermittelten Werten.

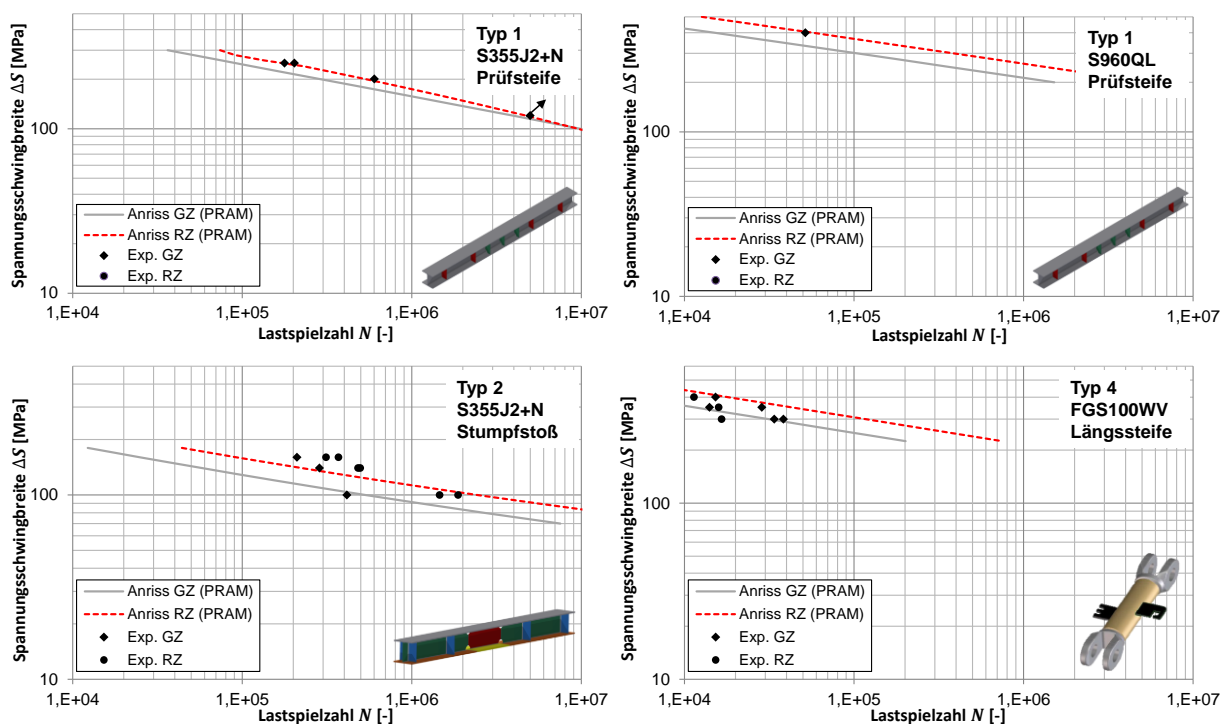


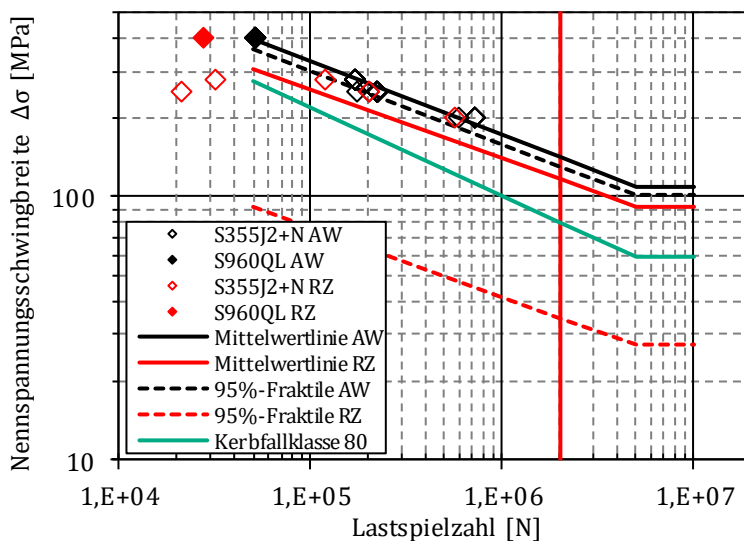
Abbildung 123: Ermittelte Anrisslastspielzahl nach dem örtlichen Konzept [30] der Großprüfkörper im Vergleich mit experimentellen Werte

8 Ingenieurmäßige Bemessungsprozedur für Reparaturschweißungen

8.1 Auswertung auf der Grundlage des Nennspannungskonzeptes

8.1.1 Unbelastete Quersteife - Großbauteile

Bei Betrachtung aller bis zum Versagen geprüften Großbauteile des Typs 1 lässt sich feststellen, dass die reparierten Proben, sofern sie ordnungsgemäß und ohne innere Fehlstelle instandgesetzt wurden, im Streuband des Zustands „wie geschweißt“ liegen (siehe Abbildung 124). Für den Fall, dass innere Fehlstellen vorliegen, wie z.B. bei Rissen, die nicht vollständig ausgeschliffen wurden, bei Lagenbindefehler aufgrund einer falschen Brennerhaltung bzw. wegen vorlaufendem Schweißgut, liegt die Lebensdauer lediglich zwischen 10 und 50 % der originalen Lebensdauer. Das aus den sechs Versuchsergebnissen im Zustand RZ resultierende Streuband führt zu einem 5 % - Quantil von lediglich 14,2 MPa bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen unter Vorgabe einer festen Neigung von $m = 3$. Im vorliegenden Fall besteht die Hälfte der bis zum Abschaltkriterium geprüften Details aus fehlerbehafteten Schweißnähten. Unter diesen Randbedingungen ist auf Basis der Großbauteilversuche keine zuverlässige Aussage über die Wirksamkeit einer ordnungsgemäßen Reparaturschweißung möglich.



m	$\Delta\sigma_{AW}$	$\Delta\sigma_{RZ}$
var.	124	152,2
fix = 3	96,2	8,6
fix = 5	137	125,1
	n ausgewertet	n ausgewertet
	32	6

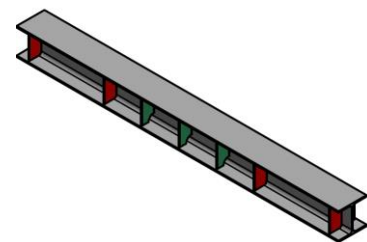


Abbildung 124: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 1 im Zustand AW und RZ

Unter der Voraussetzung einer fehlerfreien Schweißnaht, der Absicherung einer Instandsetzungsmaßnahme durch eine vorgezogene Arbeitsprüfung nach DIN EN ISO 15613 [112] oder einer Verfahrensprüfung DIN EN ISO 15614-1 [113], einer vollständigen zerstörungsfreien Prüfung im Sinne von Oberflächenrissprüfungen durch Farbeindring- und Magnetpulverprüfung sowie durch Absicherung der inneren Fehlerfreiheit durch bspw. eine Ultraschallprüfung mit Phased Array Techniken kann von einer signifikanten Lebensdauererlängerung des Details ausgegangen werden.

Der direkte Vergleich der Ermüdungsfestigkeit des Zustands AW und des reparierten Zustands (RZ) der Großbauteile des Typs 1 erfolgt durch eine Gegenüberstellung in Tabelle 20. Damit es nicht zu einem spröden Gewaltbruch kam, wurden die Versuche beendet, wenn ein Schweißnahtübergang eine Risslänge von ca. 60 mm aufwies. Dies ermöglichte es, den Probekörper ohne signifikante, plastische Verformungen im Bereich des Stegs zu reparieren und nach wie vor ein maßhaltiges Bauteil zu gewährleisten. Dieses Vorgehen führte jedoch auch dazu, dass die Schweißnahtübergänge, die zwar repariert wurden, aber noch keinen Anriss zeigten, am Ende nicht in die Auswertung einfließen konnten (siehe auch Anhang C).

Tabelle 20: Vergleich zwischen den Lebensdauern der Großbauteile des Typs 1

1) BFL...Bindefehler

Probekörper	Steife	$\Delta\sigma$ [MPa]	ΔN_{AW} [-]	ΔN_{RZ} [-]	$\Delta N_{RZ} / \Delta N_{AW}$	Nahtzustand RZ an Rissausgangsort	Grund für Versuchsende ¹⁾	$\Delta N_{RZ} / \Delta N_{KF80}$
1 - 1	4R	250	203 501	21 116	10,4 %	AW, Gr. B	Durchriss 5L	32,2 %
1 - 1	5L	250	203 501	21 116	10,4 %	AW, Gr. D	Durchriss 5L, BFL	32,2 %
1 - 1	6R	250	224 617	202 000	89,9 %	AW	Durchriss 6R	308 %
1 - 3	5R	200	722 778	473 050	65,4 %	AW	Durchriss HFH 1R	370 %
1 - 4	1L	280	174 015	32 382	18,6 %	AW	Durchriss 1L BFL	69,4 %
1 - 4	5L	280	174 015	119 273	68,5 %	blechen geschliffen	Durchriss 5L	256 %
1 - 5	4L	400	51 787	9 037	17,5 %	blechen geschliffen	Durchriss 4L bei 28 054	56,5 %

Aus Tabelle 20 geht hervor, dass beim Vorliegen innerer Fehlstellen eine signifikant geringere Lebensdauer zu erwarten ist. Sofern jedoch von einem ordnungsgemäßen Lagenaufbau ausgegangen werden kann, erreicht die Reparaturschweißung mindestens 65 % der originalen Lebensdauer. Aufgrund der geringen Datenanzahl lässt sich diese Aussage nicht verallgemeinern; jedoch lässt sich zumindest eine zusätzliche Verlängerung der Lebensdauer erreichen, die den Einsatz des Reparaturschweißens rechtfertigt.

Darüber hinaus ist die Lebensdauer des Zustands RZ auch auf dem Hintergrund der hohen Ermüdungsfestigkeit der Versuchsergebnisse des Zustands AW zu betrachten. Beim direkten Vergleich mit dem Kerbfall 80 auf Basis des Eurocodes [12] ohne Berücksichtigung von Teilsicherheitsbeiwerten wird deutlich, dass alle ordnungsgemäßen Reparaturschweißungen mindestens das 2,5-fache der theoretischen Lebensdauer erreichen.

Sofern also nach dem Reparaturschweißen keine geeigneten ZfP-Verfahren zum Nachweis einer inneren Fehlerfreiheit eingesetzt werden, muss dies in den Überwachungsintervallen, bspw. nach DIN 1076 [30] entsprechend durch kürzere Überwachungsintervalle berücksichtigt werden.

8.1.2 Unbelastete Quersteife – Kleinbauteile

Anhand der auf Basis von DIN 50100 [72] ermittelten Balkendiagramme in Abschnitt 4.5 wurde bereits erläutert, dass die Ermüdungsfestigkeit der unbelasteten Quersteife im Reparaturzustand für die meisten Fälle mindestens dem Zustand AW entspricht und oft eine höhere Lebensdauer auf demselben Spannungsschwingbreitenniveau aufweist. Abweichend zu Abschnitt 4.5 bildet das Hintergrunddokument des Eurocodes 3 Teil 1-9 [64] (nachfolgend abgekürzt mit EC-3-1-8-Hgd) in Verbindung mit [79] die Auswertungsgrundlage der folgenden Differenzierung nach der Mittelspannung. Die statistische Auswertung liefert ähnliche, jedoch leicht abweichende Ergebnisse (siehe Abbildung 125). Auch bei dieser Säulendiagrammdarstellung ist ersichtlich, dass die Mittelspannung einen Einfluss auf den charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit besitzt.

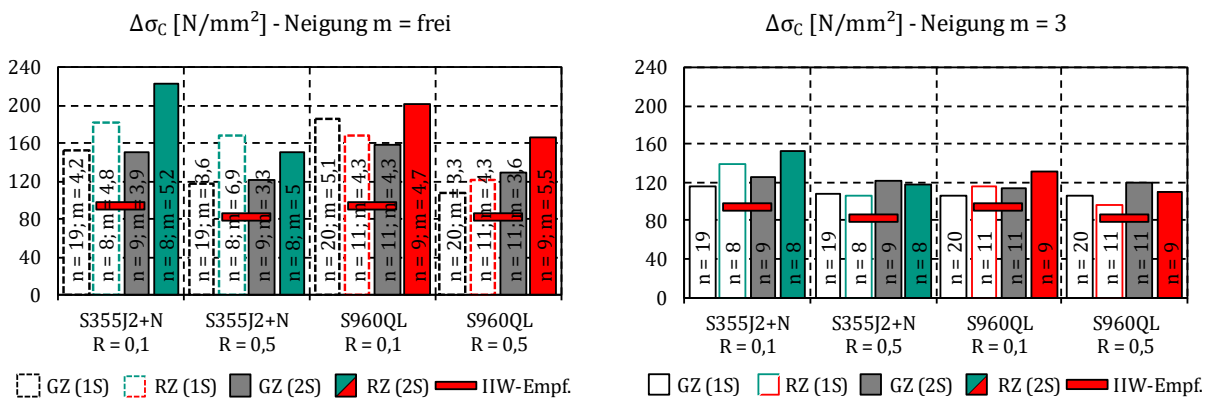


Abbildung 125: Ergebnisse der statistischen Auswertung nach [64] in Verbindung mit [79]

Es ist eine leichte Diskrepanz zwischen den Ergebnissen der beiden statischen Auswertemethoden festzustellen. Die prozentualen Abweichungen in Abbildung 126 kommen durch einen Bezug des charakteristischen Wertes der Ermüdungsfestigkeit des EC 3-1-9-Hgd $\Delta\sigma_{c,EC3-1-9}$ auf den der DIN 50100 $\Delta\sigma_{c,DIN50100}$ zustande und betragen mit variabler Neigung zwischen -9 % und 14 % und bei fixierter Neigung von m = 3 zwischen -5 % und -1 %.

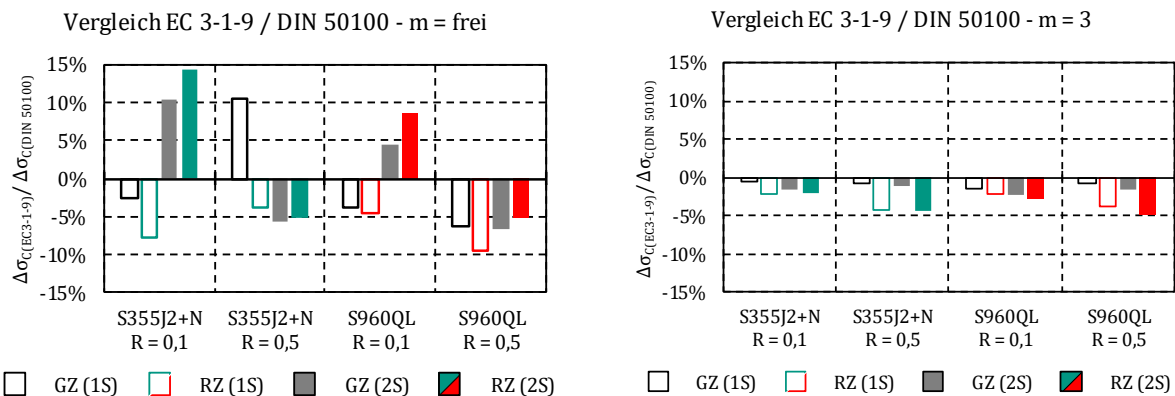


Abbildung 126: Unterschied zwischen den statistischen Auswertungen nach EC 3-1-9 Hintergrunddokument [64] in Verbindung mit [79] und DIN 50100 [72]

Der Unterschied lässt sich beim Perlenschnurverfahren nach DIN 50100 [72] einerseits dadurch erklären, dass bei kleinen Stichproben von $n < 10$ eine korrigierte Standardabweichung mit $n - 2$ Freiheitsgraden verwendet wird. Andererseits wurde zur Schätzung des Prognoseintervalls der 5 % Quantilwert der Gauß-Verteilung für eine unendlich große Stichprobe mit einem resultierenden k -Wert von 1,6445 angenommen. Die statistische Auswertung des EC 3-1-9 Hintergrunddokuments basiert jedoch auf der einen Seite auf der *Student t* Verteilung in Kombination mit dem gewählten Signifikanzniveau $\alpha = 0,95$ als Eingangswert für die Schätzung des Prognoseintervalls und auf der anderen Seite erfolgte die Schätzung der Standardabweichung mit $n-1$ Freiheitsgraden. Ein weiterer Grund liegt in der Verrechnung des Erhöhungsfaktors f_R^{II} gemäß IIW-Richtlinie [13] mit den in Abbildung 46 und Abbildung 47 dargestellten charakteristischen Werten der Ermüdungsfestigkeit. Der Mittelspannungseinfluss wird in Abbildung 127, abhängig von einer einseitigen (1S) und beidseitigen Reparatur (2S), in Form eines modifizierten Haigh-Diagramms dargestellt, bei welchem die Mittelspannung und die Spannungsamplitude nicht auf der Dauerfestigkeit basieren, sondern dem charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen zugeordnet sind.

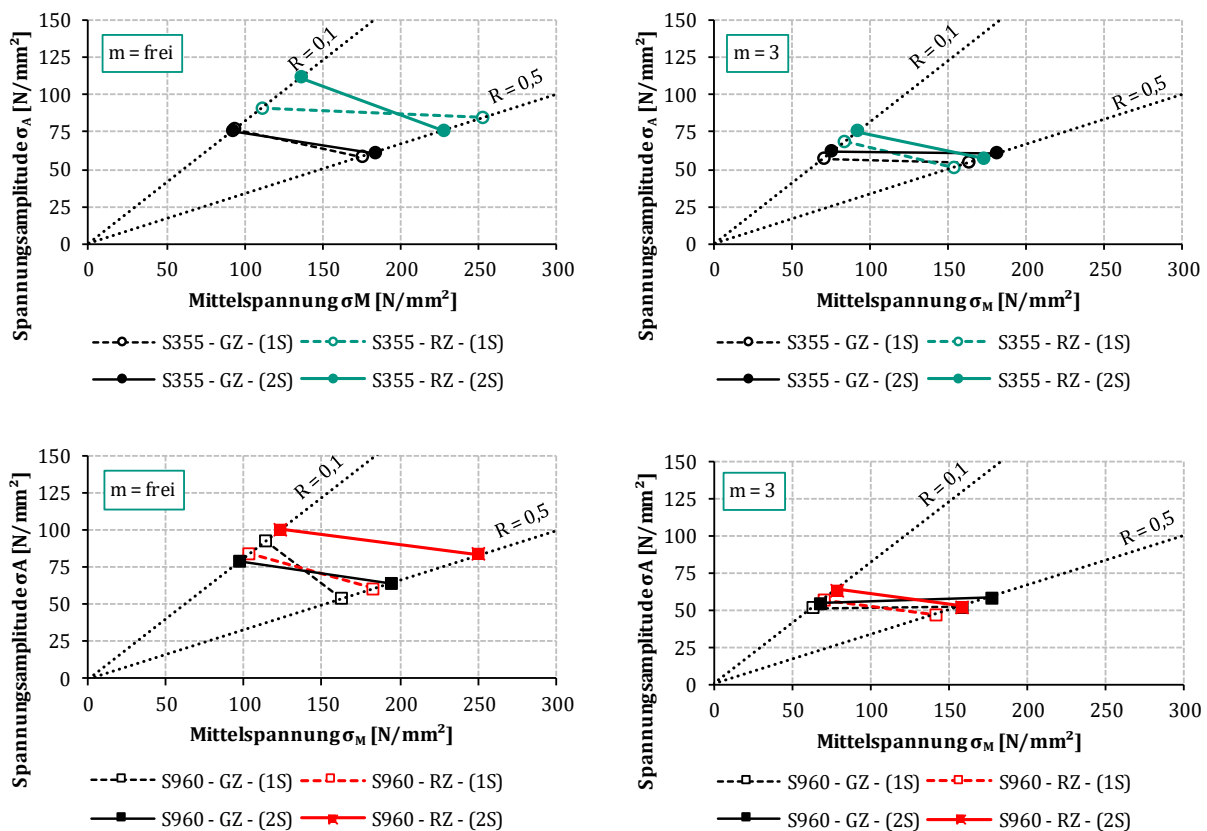


Abbildung 127: Kleinbauteile, Modifiziertes Haigh-Diagramm mit $m = \text{frei}$ und $m = 3$

Es ist deutlich zu erkennen, dass die Versuchsserien der Kleinbauteile sowohl bei einer statistischen Auswertung mit freier als auch fixierter Neigung von $m = 3$ eine Mittelspannungsabhängigkeit aufweisen. Während die Auswertung mit freier Neigung eine größere Mittelspannungsabhängigkeit bei beiden Werkstoffen zeigt, nimmt die Mittelspannungsabhängigkeit bei der Vorgabe einer fixierten Neigung ab.

Beim Vergleich des reparierten Zustands (RZ) mit dem Grundzustand (GZ) auf Basis von beiden Auswertungsmethoden in Abbildung 128 können die folgenden Aussagen auf Grundlage der Auswertung mit freier Neigung abgeleitet werden:

- Der Unterschied zwischen beiden Auswertemethoden fällt hier deutlich geringer aus, da die statistischen Randbedingungen jeweils in den Ermüdungsfestigkeitswerten des GZ und RZ gleichermaßen enthalten sind. Unterschiede treten hier lediglich durch die unterschiedlichen Standardabweichungen zu Tage, da die Versuchsserien GZ und RZ jeweils einen unterschiedlichen Stichprobenumfang aufweisen (siehe Datenbeschriftungen in Abbildung 125).
- Der Effekt einer beidseitigen Reparatur (2S) ist mit Ausnahme der Versuchsserie S355J2+N – R = 0,5 positiver zu bewerten, als die einseitige Reparatur (1S).
- Abgesehen von der Versuchsserie S960QL – R = 0,1 besitzt der reparierte Zustand stets eine höhere Ermüdungsfestigkeit, als der Grundzustand.
- Bei der Versuchsserie S355J2+N - R = 0,5 liegt die Ermüdungsfestigkeit der einseitigen Reparaturschweißung deutlich höher als im beidseitig reparierten Zustand.

Bei Betrachtung der Auswertung mit fixierter Neigung im rechten Teil der Abbildung 128 zeigt sich ein homogeneres Bild:

- Die Versuchsserie S355J2+N – R = 0,1 zeigt für die ein- und beidseitige Reparatur eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von ca. 20 %.
- Bei der Serie 960QL – R = 0,1 ergibt sich eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von mindestens 10 % gegenüber dem Grundzustand.
- Bei beiden Serien mit R = 0,5 bezieht die Auswertung gemäß EC 3-1-9-Hgd die Abweichung des Reparaturzustands zwischen -2 und -10 % gegenüber dem Grundzustand. Die Auswertung nach DIN 50100 zeigt hier lediglich für die Serie S960QL, R = 0,5 eine negative Abweichung.

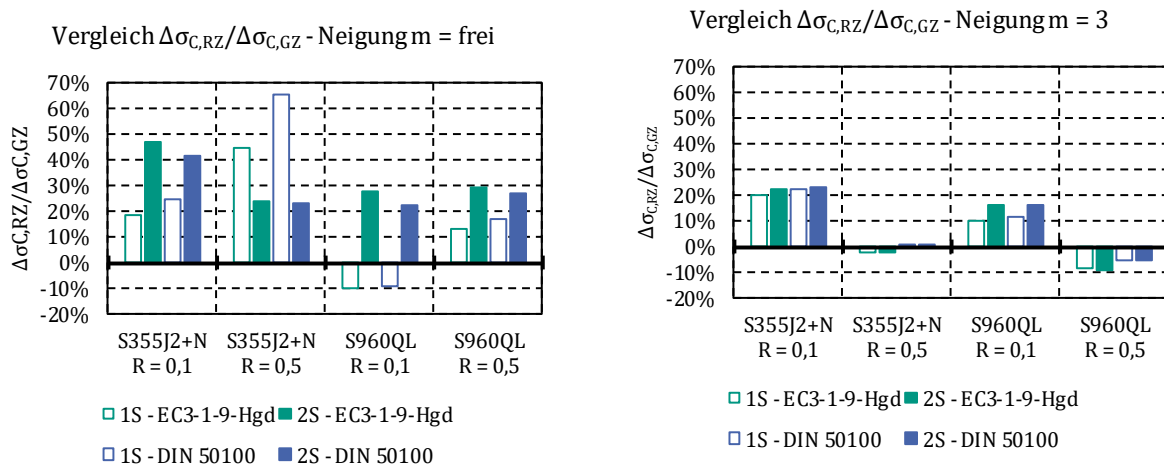


Abbildung 128: Direkter Vergleich der Versuchsserien der Kleinbauteile untereinander

Beim direkten Bezug der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse auf die Kerbfallempfehlungen des IIW [13] unter Berücksichtigung des Faktors $f(R) = -0,4 \cdot R + 1,2 = 1,16$ für $R = 0,1$ ergibt sich die Darstellung in Abbildung 129.

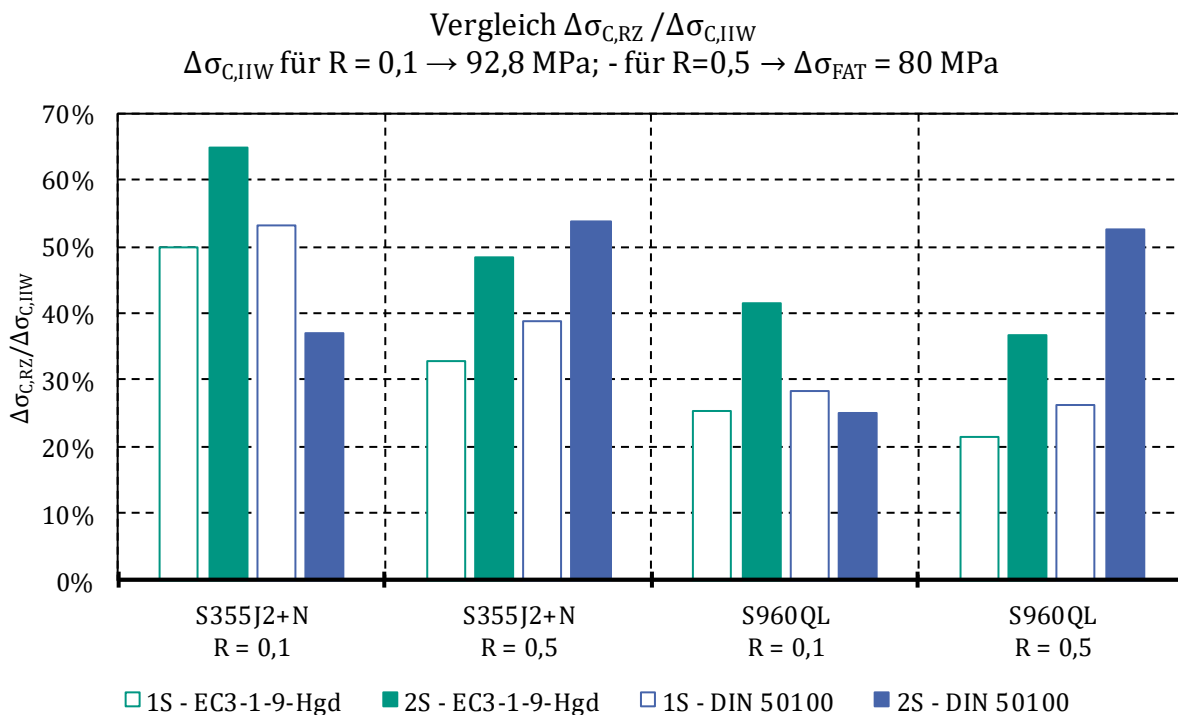


Abbildung 129: Vergleich der ermittelten Wöhlerlinien mit den IIW-Empfehlungen [13]

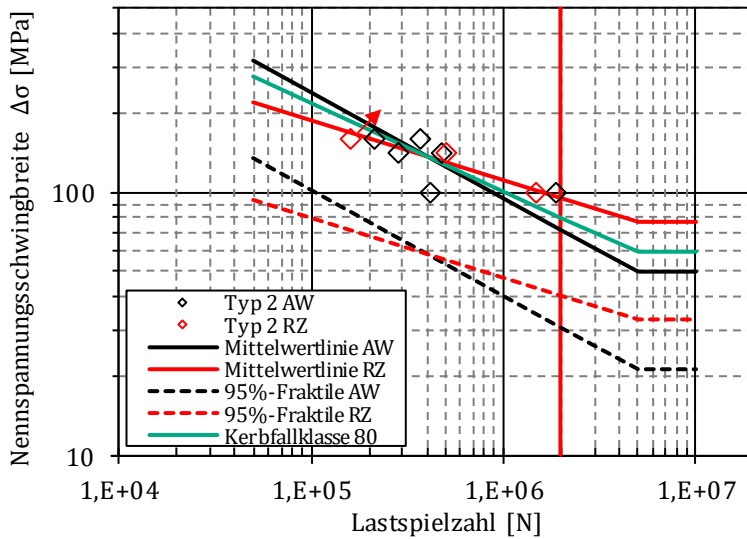
Alle ermittelten Ermüdungsfestigkeiten der reparierten Details liegen deutlich über den Empfehlungen des IIW. Auf Basis dieser Versuchsserien kann von einer möglichen Erhöhung der Bemessungsermüdungsfestigkeit um 10 % ausgegangen werden.

8.1.3 Querstoß mit Dickensprung und Stegfreischnitt

Die Versuchsergebnisse der Probekörper des Großbauteils Typ 2 sind in Abbildung 11 in einem gemeinsamen Wöhlerdiagramm des wie geschweißten und des reparierten Zustands aufgetragen. Der erste Versagensort des Zustands AW lag in allen Fällen an einem der beiden Stumpfnähtübergänge auf der rechten Seite des jeweiligen Probekörpers. Auffällig ist dabei, dass die Stumpfnähte auf den linken Seiten der Probekörper eine signifikant höhere Lebensdauer erreichen. Eine Ursache dafür könnte in unterschiedlichen Temperaturzyklen beim Flammrichten liegen, die auch aufgrund des Aussehens der Anlauffarben einen deutlichen Unterschied zwischen linker und rechter Trägerseite vermuten lassen. In Abbildung 131 sind die Anlauffarben der Trägerflanschunterseiten aller Probekörper des Großbauteils Typ 2 dargestellt. Die Probekörper 2 - 2 und 2 - 3 wiesen eine starke Unterscheidung in der Ausdehnung der Anlauffarben auf.

Eine weitere Ursache für die geringere Lebensdauer der rechten Stumpfnähte könnte in der Schweißfolge der Halskehlnähte zwischen Steg und Flansch liegen. Aus Abbildung 116 und Abbildung 117 lässt sich schlussfolgern, dass die Eigenspannungszustände in Querrichtung der Stumpfnähte einen

großen Unterschied aufweisen. Da die Zuordnung der rechten und linken Seiten der Typ 2 - Großbauteile zufällig erfolgte und bei der Nachfertigung keine Schweißreihenfolge angezeichnet wurde, ist eine direkte Korrelation zwischen der geringen Lebensdauer und der zuletzt geschweißten Seite der Stegumschweißungen unglücklicherweise nicht möglich.



m	$\Delta\sigma_{AW}$	$\Delta\sigma_{RZ}$
var.	30,5	40,5
fix = 3	41,6	7,5
fix = 5	61,7	44,1
n	n	
ausgewertet	ausgewertet	
6	3	

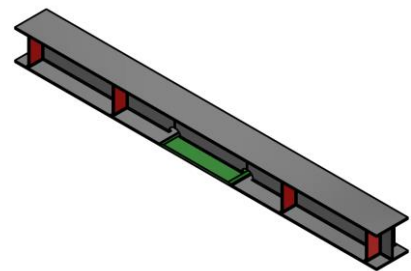


Abbildung 130: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 2 im Zustand AW und RZ

Bei der Betrachtung des Wöhlerdiagramm fällt ebenso auf, dass der Kerbfall von 80 MPa unter der Betrachtung einer fixierten Neigung von $m = 3$ weder für den wie geschweißten noch für den reparierten Zustand zutreffend ist. Dabei sei angemerkt, dass dieses konkrete Detail in dieser Form nicht im Eurcode 3, Teil 1-9 [12] enthalten ist und der geringe Stichprobenumfang die Ermittlung eines zuverlässigen Quantilwerts nicht zulässt.

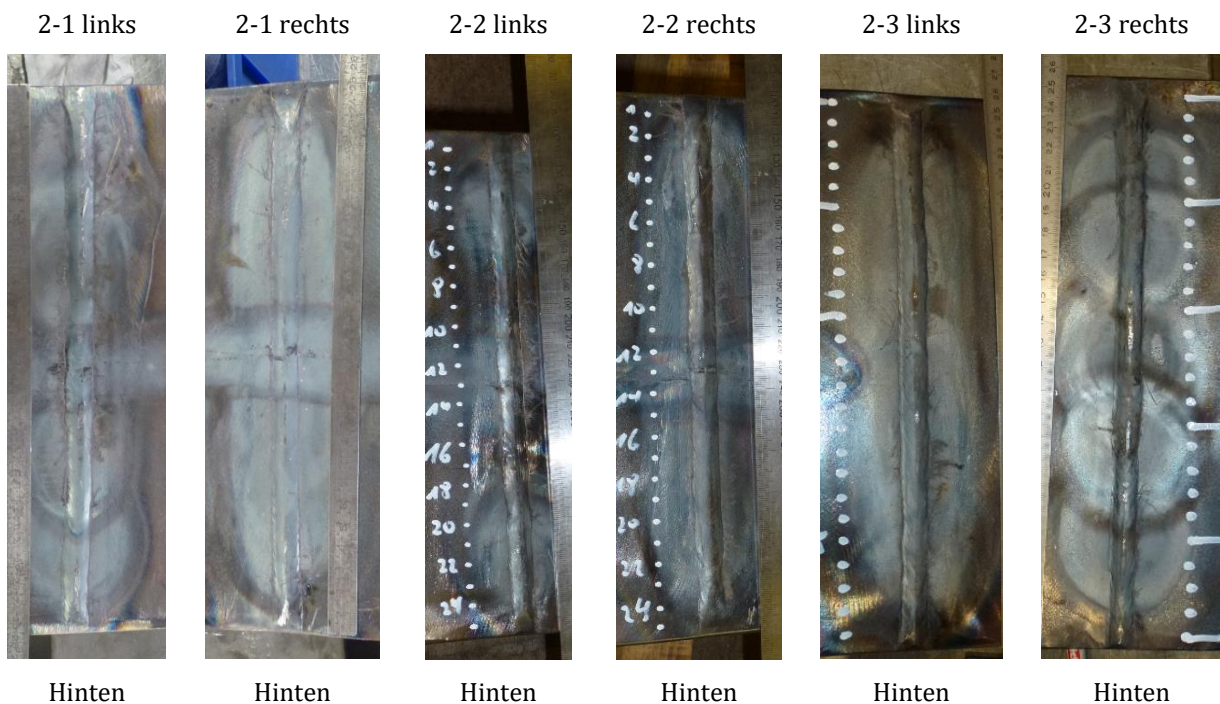


Abbildung 131: Anlauffarben der Wärmestriche und -punkte an Großbauteil Typ 2

8.1.4 Stumpfstöße dickwandiger Bleche aus den Werkstoffen S460 und S690

Zur Erweiterung des Datenbestands des Stumpfnahtdetails werden auf Basis des FOSTA Forschungsprojektes P864 [25] weitere Versuchsdaten des wie geschweißten und des reparierten Zustands von stumpfgeschweißten Kleinbauteilprobekörpern in S460 und S690 mit einer Blechdicke von 30 mm verglichen. Das Ziel des Vorhabens P864 lag unter anderem in der Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens reparaturgeschweißter und daran anschließend HFH-nachbehandelter Stumpfnahverbindungen. Aus diesem Grund wurde eine Versuchsserie durchgeführt, die den reparierten, wie geschweißten Zustand vor einer HFH-Nachbehandlung abbildet. Die verwendeten Schweißverfahren zur Instandsetzung der Details waren das manuelle Elektroden-Handschweißen sowie das manuelle MAG-Schweißen. Der Ermüdungsriss im Zustand AW wurde dabei durch eine definierte Wegzunahme erzeugt. Das Ausräumen der Bereiche mit Ermüdungsrissen wurde mit Hilfe einer Fräsmaschine durchgeführt. Zur Kontrolle der vollständigen Rissentfernung kam primär die MT-Prüfung nach [27], [37] zum Einsatz. Dabei wurden lediglich die Nahtübergänge ausgeräumt und reparaturgeschweißt, die eine Anzeige in der MT-Prüfung lieferten.

Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche im Zustand „wie geschweißt“ (AW) sowie im reparierten, „wie geschweißten“ Zustand (R_AW) sind in Abbildung 132 dargestellt. Zu beachten ist, dass als Abschaltkriterium nicht das zuvor beschriebene Kriterium der Wegzunahme verwendet wurde, sondern das vollständige Bauteilversagen. Aufgrund des kleinen Stichprobenumfangs von $n = 5$ (S460) bzw. $n = 6$ (S690) je Zustand ist eine statistisch abgesicherte Aussage nicht möglich. Darüber hinaus versagten die Proben mit Ausnahme von einem Probekörper je Serie an den Nahtübergängen, die sich noch im originalen Zustand AW befanden. Bei den Probekörpern, die an der reparierten Schweißnaht versagten, waren ein nicht vollständig entfernter, in der MT-Prüfung nicht angezeigter Ermüdungsriss und ein Lagenbindefehler ursächlich.

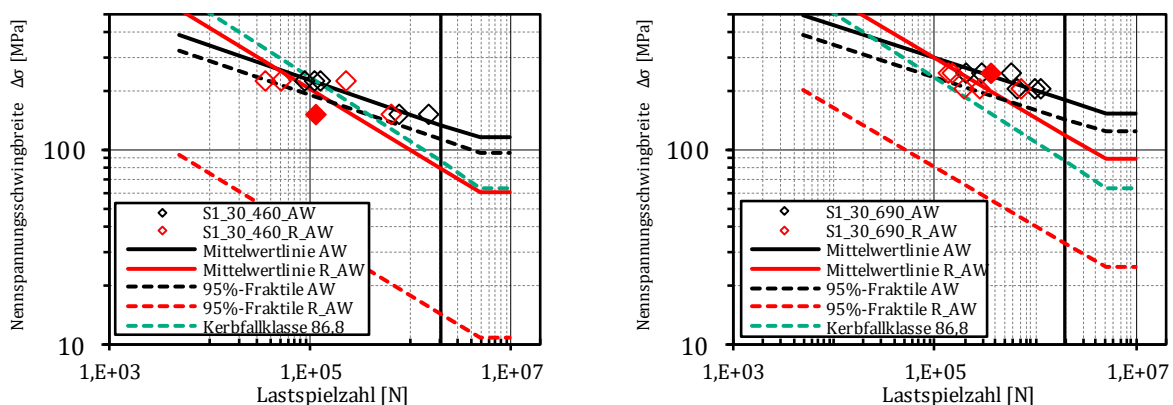


Abbildung 132: Wöhlerdiagramme für die Probekörperserien S1_30_460/_690 in AW und R-AW

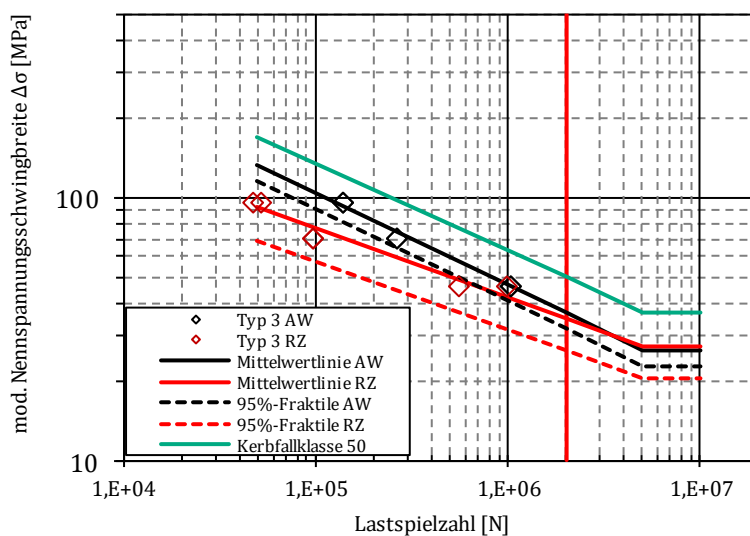
Der direkte Vergleich der beiden Probekörper, die aufgrund innerer Ungängen versagten, zeigt für die Probe S1_30_460-R-AW (rot markiert in Abbildung 132, links) eine prozentuale Lebensdauer von

15,3 % im Vergleich zum Zustand AW. Der Probekörper S1_30_690_R_AW zeigte hingegen eine prozentuale Lebensdauer von 64,2 % bezogen auf den Zustand AW.

Auch diese Proben wurden nach der Reparaturschweißung nicht mit einer zerstörungsfreien Prüfmethode zur Überprüfung innerer Ungängen untersucht. Im Hinblick auf den bei einer Reparaturschweißung anfallenden Aufwand beim Ausräumen und wiederholten zerstörungsfreien Prüfen, der Reparaturahtvorbereitung und dem anschließenden Vorwärmen und Schweißen erscheint es angebracht, eine ZfP zur Auffindung innerer Fehlstellen zu empfehlen.

8.1.5 Querträger einer orthotropen Platte unter Biegung und Schub

Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche im Zustand AW und RZ am Detail eines Querträgers einer orthotropen Platte sind gemeinsam in Abbildung 133 dargestellt. Obwohl für die Ermittlung der Nennspannung bereits die Messwerte von Dehnungsmessstreifen zugrunde gelegt wurden, erscheint die Abschätzung der einwirkenden Nennspannung als sehr konservativ. Der geringe Unterschied zwischen der Mittelwertlinie und dem 5 %-Quantil sprechen bei beiden Versuchsserien für eine vergleichsweise geringe Streuung der Versuchsergebnisse, obwohl der reparierte Zustand aufgrund der erwähnten Lagebindefehler im Bereich der Schweißnahtwurzel zwischen Deckblech und Trapezrippe deutlich geringere Lebensdauern aufweist.



m	$\Delta\sigma_{AW}$	$\Delta\sigma_{RZ}$
var.	31,8	26,3
fix = 3	32,8	17,3
fix = 5	32,0	30,1
n	n	
ausgewertet	ausgewertet	
6	6	

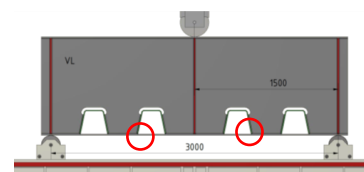
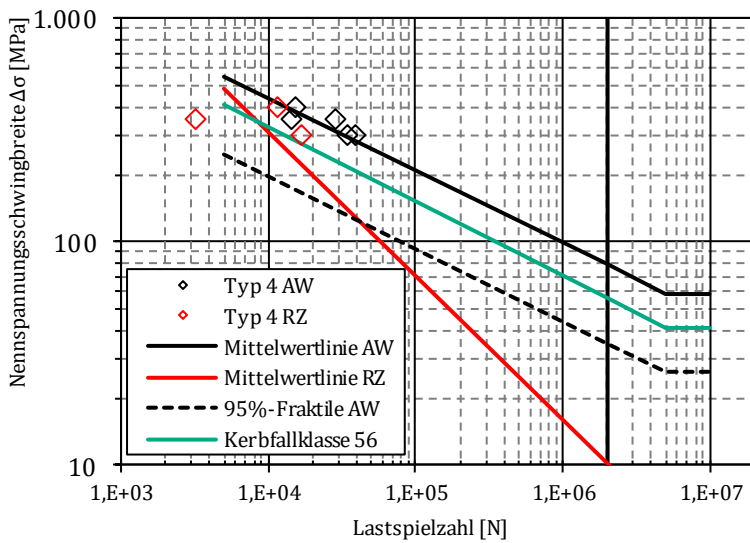


Abbildung 133: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 3 im Zustand AW und RZ

8.1.6 Längssteife an höchstfestem Hohlprofil mit kreisförmigem Querschnitt

Für dieses Detail lässt sich auf Basis der vorliegenden Untersuchungen keine Abschätzung über die Wirksamkeit einer Reparaturschweißung treffen. Dies liegt zum einen an der Existenz innerer Ungängen mit großer räumlicher Ausdehnung und zum anderen am Vorhandensein eines Durchläufers. Die gemeinsame Ergebnisdarstellung erfolgt in Abbildung 134.



m	$\Delta\sigma_{AW}$	$\Delta\sigma_{RZ}$
var.	35,3	-
fix = 3	32,5	-
fix = 5	90,0	-
	n ausgewertet	n ausgewertet
	5	3

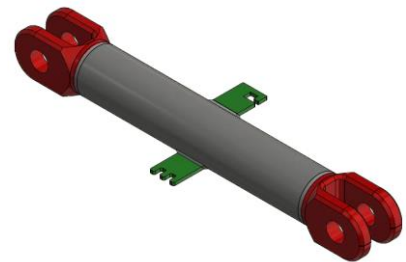
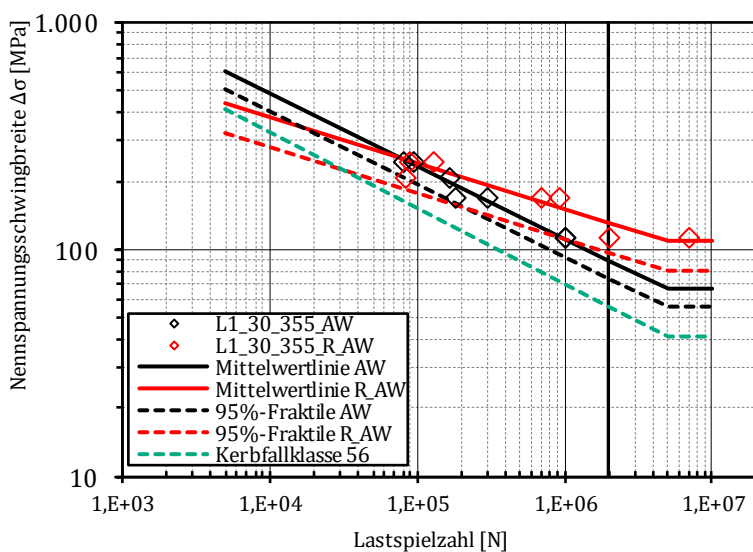


Abbildung 134: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Großbauteil Typ 4 im Zustand AW und RZ

8.1.7 Längssteife an dickwandigem Blech aus S355

Zur Ergänzung der Versuchsdaten reparierter Längssteifen wurden die Daten aus dem Forschungsprojekt P864 [25] verwendet. Das Detail unterscheidet sich jedoch grundlegend bei der beidseitigen Zugänglichkeit für die Reparaturschweißung und dem verwendeten Werkstoff vom Rohr-Gabel-Prüfkörper. Um jedoch den Effekt einer einwandfreien Reparatur ohne Bindefehler darzustellen, wurde die Längssteife in S355 der Blechdicke 30 mm näher betrachtet. Die gemeinsame Darstellung der Einzelauswertungen erfolgt in Abbildung 135 für den Zustand AW und den reparierten Zustand (R_AW).



m	$\Delta\sigma_{AW}$	$\Delta\sigma_{RZ}$
var.	75,0	97,1
fix = 3	71,7	50,7
fix = 5	81,9	97,9
	n ausgewertet	n ausgewertet
	7	7

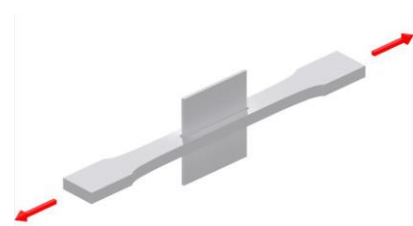


Abb. Aus [25]

Abbildung 135: Wöhlerdiagramm, gemeinsame Darstellung Detail Längssteife aus [25]

Bei der Betrachtung der statistischen Auswertung unter Ansatz einer variablen Neigung der Wöhlerlinie zeigt sich für den reparierten Zustand eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit. Sofern eine fixierte Neigung von $m = 3$ verwendet wird, kehrt sich das Bild jedoch aufgrund der flachen Neigung des reparierten Zustands um. Als Gründe für die erhöhte Ermüdungsfestigkeit, im Vergleich zum Zustand AW, werden in [25] ein flacherer Nahtanstiegswinkel sowie eine Verlagerung des Anrissortes weg vom Schweißnahtübergang der Längssteife hin zur Schweißnahtwurzel zwischen Grundblech und Längssteife identifiziert.

8.2 Entwicklung eines praxisnahen Ingenieurkonzeptes

Ziel dieses Arbeitspaketes war die Ableitung eines praxisnahen Ingenieurkonzeptes auf Basis des Nennspannungskonzeptes unter Verwendung von Bonus- oder Malusfaktoren, abhängig vom jeweiligen, stabilisierten Eigenspannungszustand der Großbauteile. Aufgrund der in Abschnitt 5.5 erläuterten Störkonturen und wegen gängiger, stahlbauspezifischer Fertigungsschritte (Strahlen / Flammrichten) konnten an zwei von vier Bauteilen von vorneherein keine Eigenspannungsmessungen durchgeführt werden. Darüber hinaus stellte der Anrissort von Großbauteil Typ 3 ebenfalls einen nicht zugänglichen Bereich für die röntgenographische Untersuchung dar. Des Weiteren lagen die Eigenspannungen von Großbauteil Typ 4 in einem sehr hohen Druckspannungsbereich, der keinen negativen Einfluss erwarten lässt. Aus diesem Grund können an dieser Stelle keine konkreten Untersuchungen zur Ableitung eines eigenspannungsabhängigen Bonus- oder Malusfaktors über die Untersuchungen von [60] hinaus angegeben werden.

Auf Basis aller Untersuchungen können jedoch bezogen auf das Nennspannungskonzept die folgenden Aussagen getroffen werden:

- Die statistische Auswertung der Versuchsdaten an den Kleinbauteilen (siehe 4.5 sowie 8.1.2) liefert für den reparierten Zustand bei fast allen Versuchsserien einen höheren charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswert, als im Zustand AW.
- Der direkte Vergleich mit den IIW-Empfehlungen [13] und damit indirekt mit dem Kerbfall des Eurocode EC3-1-9 [12] ermöglicht mindestens eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit des reparierten Zustands im Vergleich zum Zustand AW um 10 %, sodass bei einer ordnungsgemäßen Reparatur ein Wert $f_{Rep} = 1,1$ vorgeschlagen wird, der als Bonusfaktor auf die Ermüdungsfestigkeit des Details der unbelasteten Quersteife angesetzt werden kann.

9 Zusammenfassung und Ausblick

Im Hinblick auf die Prognose eines immer höheren Verkehrsaufkommen bei gleichzeitig steigenden Brückenzustandsnoten sowohl im Bereich der Straßen- [3] als auch der Eisenbahnbrücken (Abbildung 4) wird das Reparaturschweißen ermüdungsgeschädigter, rissbehafteter Konstruktionen aus Stahl immer wichtiger. Der vorliegende Abschlussbericht zum Forschungsprojekt „Entwicklung einer verifizierten Prozedur für die zuverlässige schweißtechnische Instandsetzung von Großbauteilen: Ausführung, Bemessung und Lebensdauerbewertung“ leistet dabei einen Beitrag zur Einordnung einer ordnungsgemäßen Reparaturschweißung und zeigt gleichzeitig die Gefahren einer fehlerbehafteten Instandsetzung auf.

Auf der Grundlage einer Literaturrecherche wurden zunächst die in der Praxis eingesetzten, jedoch normativ nicht geregelten, Leit- und Richtlinien analysiert und auf dieser Grundlage in Abschnitt 2 das im Zuge des Forschungsprojekts verwendete Reparaturkonzept abgeleitet. Häufig werden bei Ermüdungsrissen das Abbohren der Rissspitze und eine Sanierungsmaßnahme empfohlen, die nicht notwendigerweise das Reparaturschweißen darstellt. Aus diesem Grund wurde untersucht, wie sich eine Instandsetzung eines nicht durch die Wandung reichenden Ermüdungsrisses äußert, unter der Prämisse, dass kein neuer Vollanschluss hergestellt wird, sondern ein einseitiges Ausräumen des Risses unter zuverlässigem Einsatz der zur Verfügung stehenden zerstörungsfreien Prüftechnik (Farbeindring- und Magnetpulverprüfung) als Vorbereitung der Reparaturschweißung durchgeführt wird. Darüber hinaus wurde jedoch auch der Reparaturfall von Wandungsdurchrissen untersucht.

Die statistische Basis der Untersuchungen zur Wirksamkeit des Reparaturkonzepts wurde dabei durch eine Vielzahl an Kleinbauteilversuchen am für den Brücken- und Stahlbau relevanten Werkstoff S355J2+N gebildet und durch den zukünftig immer wichtiger werdenden, höchstfesten Stahl der Sorte S960QL erweitert (siehe Kapitel 4). Da die Untersuchungen an Spannungsschwingbreitenverhältnissen mit $R = 0,1$ und $R = 0,5$ durchgeführt wurden, ist hier eine Einordnung der Details im wie geschweißten aber auch im reparierten Zustand für die kritischsten, praxisrelevanten Bemessungsfälle gegeben.

Aus dem Grundwerkstoff der Kleinbauteilversuche wurde darüber hinaus eine umfangreiche Werkstoffcharakterisierung durchgeführt, mit dem Ziel, das zyklische und das thermophysikalische Werkstoffverhalten für beide Werkstoffe zu bestimmen (Abschnitt 3). Diese Kennwerte bildeten einerseits die Grundlage für die Ableitung des Expertenkonzepts (Abschnitt 7) und andererseits die Grundlage für die thermisch-transienten, strukturmechanischen Berechnungen in Abschnitt 6 zur numerischen Abbildung des Eigenspannungszustands im wie geschweißten und reparierten Zustand der Klein- und Großbauteile.

Die Großbauteilversuche repräsentierten dabei Details des Brücken- und Kranbaus. Während das Großbauteil des Typs 1 das Äquivalent zum Kleinbauteil des Kerbdetails der unbelasteten Quersteife bildete, wird der Stumpfstoß mit Dickensprung und Freischnitt des Großbauteils Typ 2 häufig im Brückenbau eingesetzt. Die Großbauteile der Typen 1 und 2 wurden im 4-Punkt-Biegeversuch geprüft. Das Großbauteil Typ 3 stellte einen Querträger einer orthotropen Platte dar und wurde im 3-Punkt-Biegeversuch geprüft. Den Abschluss des Untersuchungsumfangs bildete ein kranbauspezifisches Detail eines kreisförmigen Hohlprofils aus einem S960QL-Äquivalent mit angeschweißten Längssteifen, welches aus einem bereits durchgeführten Forschungsprojekt im Zustand AW vorlag. Die Großbauteilversuche des Zustands AW und des reparierten Zustands sind in Abschnitt 5 beschrieben.

Während die Kleinbauteilversuche nicht nur eine überwiegende Wirksamkeit des Reparaturkonzepts nachweisen, kann auf der Grundlage der statistischen Auswertung gefolgert werden, dass die aus dem Reparaturprozess resultierende Abflachung des Nahtanstiegswinkels einen positiven Effekt auf die Ermüdungsfestigkeit besitzt. Der Reparaturzustand weist bezogen auf den Referenzkerbfall des IIW eine zwischen 15 und 60 % höhere Ermüdungsfestigkeit. Auf der konservativen Seite liegend wird auf Basis der statistischen Auswertung des vorliegenden Abschlussberichts eine Erhöhung des Kerbfalls um 10 % für den reparierten Zustand empfohlen, sofern eine vollständige Rissentfernung mit der Farbeindring- und Magnetpulverprüfung während der Instandsetzung nachgewiesen werden kann.

Im Gegensatz zu den Kleinbauteilversuchen zeigten die Großbauteilversuche die Komplexität des Vorgangs einer Instandsetzung mit Hilfe des Reparaturschweißens auf. Die primäre Herausforderung bestand dabei in der zuverlässigen Entfernung des Risses unter Verwendung von Schleif- und Fräsmitteln, die lediglich geringe Abtragsleistungen erlaubten. Darüber hinaus stellte jede einzelne vorbereitete Reparaturaht eine einzigartige Schweißaufgabe hinsichtlich Schweißrichtung, Fugenöffnungswinkel, Brennerführung und Zugänglichkeit dar.

Auf diesem Hintergrund fällt die Bewertung der Großbauteilversuche des Typs 1 verhalten positiv aus, da der direkte Vergleich zwischen Grund- und Reparaturzustand – mit Ausnahme von inneren Ungängen – mindestens zu einer Verlängerung der Lebensdauer um die Hälfte der originalen Lebensdauer führt.

Beim Großbauteil Typ 2 konnte gezeigt werden, dass die Reparaturschweißung samt blechebenem Abschleifen zu einer höheren Lebensdauer führt, als im Zustand AW. Dabei ist jedoch zu beachten, dass auch die Bereiche im Zustand AW, die sich neben der sanierten Stumpfnah befinden, ebenfalls blecheben abgearbeitet werden sollten, um dort das Risiko einer erneuten Ermüdungsrissinitiierung aufgrund der bereits vorhandenen Vorschädigung zu minimieren.

Da die Ermüdungsrisse des Großbauteils Typ 3 von der Schweißnahtwurzel der Längsrippe ausgingen und in das Deckblech hineinwuchsen, stellte die Zugänglichkeit in diesem Bereich bei der Reparaturschweißung der Wurzel eine große Herausforderung dar. Auch bei diesem Großbauteil wurden lediglich zwischen 34 und 94 % der originalen Lebensdauer erreicht. Durch großflächige Lagebindefehler stellten hingegen die Ergebnisse des von einem Fachbetrieb reparaturgeschweißten Großbauteils Typ 4 keine Basis für eine Auswertung zur Verfügung.

Das Potential zukünftiger Untersuchungen liegt, aufbauend auf den gewonnenen Ergebnissen an den Kleinbauteilversuchen, auch in der zusätzlichen Nachbehandlung des reparaturgeschweißten Schweißnahtübergangs im Zustand R-AW (repariert und wie geschweißt), wie einige Untersuchungen (z.B. [25], [114]) bereits gezeigt haben.

10 Wissenschaftlich-technischer und wirtschaftlicher Nutzen der Ergebnisse für KMU

10.1 Wissenschaftlich-technischer Nutzen

Durch die Kleinbauteilversuche konnte eine Instandsetzungsprozedur rissbehafteter Konstruktionen validiert werden, die zu einer Ableitung eines Expertenkonzepts zur Berechnung der Anrisslebensdauer im reparierten Zustand geführt hat und die Angabe eines Bonusfaktors für die Ermüdungsfestigkeit der unbelasteten Quersteife nach dem Nennspannungskonzept ermöglicht. Aufgrund des reinigungsgestrahlten Zustands der Groß- und Kleinbauteile geben die Ergebnisse jedoch nur begrenzt Aufschluss über zu erwartende Eigenspannungszustände bei instandgesetzten Großbauteilen. Bei den Kleinbauteilen konnte hingegen ein geringer Eigenspannungszustand nachgewiesen werden, was sich mit bisherigen in die Praxis eingeflossenen Erkenntnissen deckt [13].

10.2 Wirtschaftlicher Nutzen

Die Ergebnisse der Kleinbauteilversuche ermöglichen, unter der Voraussetzung einer gleichbleibenden Schweißaufgabe, eine realitätsnahe und validierte Bewertung von durch Reparaturschweißen instandgesetzter Details. Die Ergebnisse sind darüber hinaus vor allem überall dort interessant, wo auftretende Ermüdungsschäden eine Sanierung erforderlich machen und tragen neben der Festlegung eines geeigneten Reparaturverfahrens dazu bei, die durch das Reparaturschweißen zu erwartende Lebensdauererlängerung abzuschätzen. Auf Basis der statistischen Auswertungen der Versuchsdaten der Kleinbauteile ist eine zuverlässige Abschätzung der Restlebensdauer für das Kerbdetail der unbelasteten Quersteife möglich.

10.3 Innovativer Beitrag

Durch den direkten Vergleich desselben Instandsetzungskonzepts an Klein- und Großbauteilen mit demselben Kerbdetail der unbelasteten Quersteife wurde einerseits der Unterschied zwischen Klein- und eigenspannungsbehafteten Großbauteilen aufgezeigt und andererseits die Datenbasis neben der Ergänzung des normalfesten Werkstoffs S355J2+N um die Untersuchung des höchstfesten Werkstoffs S960QL erweitert. Auf Basis der Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Ermüdungsfestigkeit eines reparaturgeschweißten Details aus S960QL mit der Ermüdungsfestigkeit eines S355J2+N vergleichbar ist.

10.4 Industrielle Anwendungsmöglichkeiten

Das auf Basis der Kleinbauteilversuche abgesicherte Reparaturkonzept kann in Verbindung mit der bereitgestellten Berechnung der Restlebensdauer instandgesetzter Details auf Grundlage des vorliegenden Schlussberichtes verwendet werden. Dies gilt sowohl für die Ergebnisse des in der Praxis häufig eingesetzten Stahls S355J2+N wie auch gleichermaßen für den höchstfesten Stahl der Sorte S960QL, der in der Regel im Kran-, Maschinen- und Anlagenbau zum Einsatz kommt. KMU profitieren dabei in besonderem Maße von der Bereitstellung des an den Kleinbauteilen validierten Reparatur-

konzepts, da die baupraktisch relevantesten ZfP-Verfahren, die Farbeindring- und Magnetpulverprüfung in Kombination als geeignet bei der Verwendung während einer Instandsetzung identifiziert wurden. Darüber hinaus sind die meisten am Markt agierenden Stahlbaubetriebe, die ermüdungsbeanspruchte Tragwerke ausführen, für die Ausführungsklasse EXC3 nach EN 1090 zertifiziert. Diesen Unternehmen steht in der Regel eine ausreichende Anzahl qualifizierten ZfP-Personals zur Verfügung. Die Anwendbarkeit des Reparaturkonzeptes ist somit vollumfänglich gegeben.

Darüber hinaus wird Ingenieurbüros eine Methodik zur Berechnung der Anrisslastwechselzahl im wie geschweißten und im reparierten Zustand gereicht, die eine realistische Bewertung der Lebensdauer einer ordnungsgemäß instandgesetzten Konstruktion ermöglicht.

Zur industriellen Umsetzung der Forschungsergebnisse ist kein großer finanzieller Aufwand erforderlich. Es müssen lediglich die Fertigungsabläufe in den Fachbetrieben an die definierte Vorgehensweise zur Anwendung des Reparaturkonzeptes angepasst werden.

11 Ergebnistransfer in die Wirtschaft

11.1 Maßnahmen während der Projektlaufzeit

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Maßnahme A: Projektbegleitender Ausschuss PbA	A1 Projektstart, Meeting zur Präsentation des Projektes	20.10.2016
	A2 Vorstellung der ersten erzielten Ergebnisse und Diskussion des weiteren Vorgehens	14.03.2017
	A3 Vorstellung der ersten erzielten Ergebnisse und Diskussion des weiteren Vorgehens	25.10.2017
	A4 Vorstellung der Ergebnisse im Rahmen der Sitzung des PA in Wolfsburg	27.11.2018
	A5 Darstellung der erzielten Ergebnisse auf der PA Sitzung in Karlsruhe	28.01.2019
	A6 Abschlusspräsentation und Diskussion der bis dato erzielten Ergebnisse	25.06.2019
Maßnahme C: Publikation der Ergebnisse durch Beiträge bei Tagungen und Kongressen	C1 Stahlbauforum Karlsruhe	16.03.2018
	C2 70 th IIW Annual Assembly and International Conference 2017	25.-30.06.2017
	C3 DVS Studentenkongress 2017 (Große Schweißtechnische Tagung)	25.-29.09.2017
	C4 Stahlbauforum Karlsruhe 2019	15.03.2019
	C5 DVS Congress 2019 in Rostock (Große Schweißtechnische Tagung)	17.09.2019
Maßnahme D: Publikation der Ergebnisse auf der Projekt-homepage	D1 projektbegleitende, passwortgeschützte Homepage zur Information der Projektteilnehmer	Okt. 2016, März 2017, Okt., Jan. 2019, Juni 2019
	D2 Dokumentation der Forschungsergebnisse auf einer frei zugänglichen Homepage (stahl.vaka.kit.edu/i2_021.php)	05.03.2020
Maßnahme E: Übernahme in Lehre und Ausbildung	E1 Masterarbeit: Marina Walter, M.Sc., Untersuchungen zum Reparaturschweißen von Großbauteilen, Juli 2017, FS1 KIT, Karlsruhe	Juli 2017
	E2 Masterarbeit Michael Baier, M.Sc., Untersuchungen zum Reparaturschweißen an Großbauteilprobekörpern, Mai 2018, FS1 KIT, Karlsruhe	Mai 2018
	E3 Masterarbeit Robert Buffler, M.Sc., Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Großbauteilprobekörpern mit spezifischen Details des Brückenbaus, September 2018, FS1 KIT, Karlsruhe	Sept. 2018
Maßnahme F: Ansprache interessierter Unternehmen außerhalb des PA	F1 Informationen im Rahmen der regelmäßig stattfindenden Fremdüberwachungen bzw. anderer Industriekontakte	Seit III / 2019
	F2 Ausgabe des Abschlussberichtes an interessierte Unternehmen, die im Bereich der Forschungsschwerpunkte tätig sind	05.03.2020
Maßnahme I: Übernahme in Lehre und Ausbildung	I1 Übernahme in die akademische Lehre (FS1 KIT, Vorlesungen Grundlagen des Stahlbaus (B.Sc.) sowie Bauwerkserhaltung im Stahlbau (M.Sc.))	WS 18/19 WS 19/20

11.2 Maßnahmen nach Projektende

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Maßnahme B: Veröffentlichungen	B1 Veröffentlichung in „Schweißen und Schneiden“	II / 2020
	B2 Veröffentlichung im "Stahlbau"	IV / 2020
	B3 Veröffentlichung im "Bauingenieur"	III / 2020
Maßnahme E: Übernahme in Lehre und Ausbildung	E4 geplante Masterarbeit Lukas Schneider, B.Sc., Numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten reparaturge- schweißter Großbauteilprobekörper	Mai 2020
	E5 Promotion	ab IV/2020
Maßnahme G: Publikation	G2 Veröffentlichung in "Welding in the World"	II / 2020
Maßnahme H: eintägiges Symposium	H1 Nach Projektabschluss soll ein eintägiges Symposium mit Präsentation der Forschungsergebnisse stattfinden	III / 2020
Maßnahmen J: Normenarbeit	J1 Mitarbeit der Forschungsstellenleiter in verschiedenen na- tionalen und internationalen Normungsgremien	II / 2020

11.3 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts

Aufgrund der oben genannten vielfältigen Transfermaßnahmen in die Wirtschaft werden die Anforderungen zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft und insbesondere zu kleinen und mittleren Unternehmen erfüllt.

12 Literaturverzeichnis

- [1] SCHUBERT, M., T. KLUTH, G. NEBAUER, R. RATZENBERGER, S. KOTZAGIORGIS, B. BUTZ, W. SCHNEIDER und M. LEIBLE. *Verkehrsverflechtungsprognose 2030. Zusammenfassung der Ergebnisse*. Bundesministerium für Verkehr und digitale Infrastruktur. München, 11. Juni 2014.
- [2] REFERAT STB 17. *Bericht „Stand der Modernisierung von Straßenbrücken der Bundesfernstraßen“*. Bericht an den Ausschuss für Verkehr und digitale Infrastruktur des Deutschen Bundestages. Berlin, 13. September 2018.
- [3] BUNDESANSTALT FÜR STRAßENWESEN. *Brücken an Bundesfernstraßen, Brückenstatistik 09/2018*. Bergisch-Gladbach, 1. September 2018.
- [4] ZINKE, T. *Nachhaltigkeit von Infrastrukturbauwerken*. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 2016.
- [5] BUNDESANSTALT FÜR STRAßENWESEN. *Zustandsnoten der Brücken (Einzeldaten)* [online], 2019 [Zugriff am: 10. Juli 2019]. Verfügbar unter: https://www.bast.de/BASSt_2017/DE/Ingenieurbau/Statistik/statistik-node.html
- [6] MELZ, T., B. MÖLLER, J. BAUMGARTNER, T. UMMENHOFER, S. HERION, J. HRABOWSKI, J. HENKEL, B. BOOS und E. BAIER. *P900 – Erweiterung des örtlichen Konzeptes zur Bemessung von LCF-beanspruchten geschweißten Kranstrukturen aus hochfesten Stählen*. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2015. ISBN 978-3-942541-76-3.
- [7] KUHLMAN, U., S. BREUNIG, T. UMMENHOFER und P. WEIDNER. Entwicklung einer DASt-Richtlinie für höherfrequente Hämmerverfahren - Zusammenfassung der durchgeführten Untersuchungen und Vorschlag eines DASt-Richtlinien-Entwurfs. *Stahlbau*, 2018, **10**(87).
- [8] Deutsches Institut für Normung. DIN 1025-3, *Warmgewalzte I-Träger; Breite I-Träger, leichte Ausführung, IPBI-Reihe; Maße, Masse, statische Werte*, 1. März 1994. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [9] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 10034, *I- und H-Profile aus Baustahl; Grenzabmaße und Formtoleranzen; Deutsche Fassung EN 10034:1993*, 1. März 1994. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [10] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 10025-2, *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Deutsche und Englische Fassung prEN 10025-2:2018*, 1. April 2011. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [11] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 12944-3, *Beschichtungsstoffe – Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme – Teil 3: Grundregeln zur Gestaltung (ISO 12944-3:2017); Deutsche Fassung EN ISO 12944-3:2017*, 1. April 2018. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [12] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 1993-1-9, *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*, 1. Dezember 2010. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [13] HOBACHER, A.F. *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*. 2. Auflage. Cham: Springer International Publishing Switzerland, 2016. ISBN 78-3-319-23757-2.
- [14] Bundesanstalt für Straßenwesen (BASt), *Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Ingenieurbauten (ZTV-ING) - Gesamtfassung April 2019*, 1. April 2019. Bergisch-Gladbach.

- [15] ROBERT BUFFLER. *Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Großbauteilprobekörpern mit spezifischen Details des Brückenbaus*. Masterthesis. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 1. September 2018.
- [16] DIN EN ISO 5817, *Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:2014); Deutsche Fassung EN ISO 5817:2014*, 1. Juni 2014. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [17] ALBRECHT, G. *Entwicklungsgeschichte der orthotropen Fahrbahnplatte*. Bergisch-Gladbach, 19. Oktober 2005. Expertengespräch Instandsetzung orthotroper Fahrbahnplatten.
- [18] Deutsches Institut für Normung. DIN EN 1993-2, *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 2: Stahlbrücken; Deutsche Fassung EN 1993-2:2006 + AC:2009*, 1. Dezember 2010. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [19] MANG, F., Ö. BUCAK und D. KARCHER. *Untersuchungen an Querträgern einer Orthotropen Platte. SFB 210*. Universität Karlsruhe. Karlsruhe, 1994.
- [20] NEYER, M. *Ausarbeitung eines Sanierungskonzeptes für Straßenbrücken mit orthotroper Fahrbahn*. Diplomarbeit. Fachhochschule München. München, 1. Juli 2003.
- [21] DEUTSCHE BAHN AG. *Eisenbahnbrücken (und sonstige Ingenieurbauwerke) planen, bauen und instand halten: Richtlinie 804*. Karlsruhe: DB Services Technische Dienste, 2003.
- [22] JAHRE, H. *Instandsetzungsschweißen — Anleitungen für den Betrieb*. Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 1989. Fachbuchreihe Schweißtechnik. 89. ISBN 3-87155-1074.
- [23] FAHRENWALDT, H.J. und V. SCHULER. *Praxiswissen Schweißtechnik*. Dordrecht: Springer, 2012. ISBN 9783834815231.
- [24] MIKI, C. *Retrofitting engineering for fatigue damaged steel structures*. International Institute of Welding. Tokyo, 2009.
- [25] UMMENHOFER, T., P. WEIDNER und M. MEHDIANPOUR. *Forschungsprojekt FOSTA P864. Fertigungs- und Instandhaltungsoptimierung bei Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen*. Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, 2015.
- [26] KUHLMANN, U., T. UMMENHOFER, K. KUDLA und P. WEIDNER. *Bericht zum Forschungsprojekt: Untersuchungen zur Anwendung höherfrequenter Hämmervverfahren im Stahlwasserbau*. Universität Stuttgart. Stuttgart, 2013.
- [27] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 17638, *Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen - Magnetpulverprüfung (ISO 17638:2016); Deutsche Fassung EN ISO 17638:2016, 2016-03*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [28] RUSCH, H.-J. *Reparaturschweißen*. Würzburg: Vogel, 2005. Vogel Fachbuch Service Fibel. ISBN 3834330191.
- [29] FARAJIAN, M. *Stability and relaxation of welding residual stresses*. Dissertation. TU Braunschweig. Braunschweig, 2008.
- [30] Deutsches Institut für Normung. DIN 1076, *Ingenieurbauwerke im Zuge von Straßen und Wegen - Überwachung und Prüfung*, 1. November 1999. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [31] Deutsche Gesetzliche Unfallversicherung e.V. (DGUV). DGUV Vorschrift 53, *Unfallverhütungsvorschrift Krane mit Durchführungsanweisungen vom Juli 2001*. Berlin.
- [32] Deutscher Verband für Schweißen DVS e.V. DVS MB 1709, *Instandsetzung und Verstärkung orthotroper Fahrbahnplatten*, 1. Mai 2008. Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH.

- [33] DEXTER, R.J. und J.M. OCEL. *Manual for Repair and Retrofit of Fatigue Cracks in Steel Bridges, FHWA-IF-13-020*. Minneapolis.
- [34] WYLDE, J.G. *The fatigue performance of repaired fillet welds*. The Welding Institute. Cambridge, 1983.
- [35] KELLY, B.A. *Fatigue performance of repair welds*. Master Thesis. Lehigh University. Bethlehem, 1997.
- [36] HAMME, M. *Rheinbrücke Leverkusen*. Bergisch-Gladbach, 23. September 2014. Expertengespräch Stahlbrückenbau.
- [37] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 9934-1, *Zerstörungsfreie Prüfung - Magnetpulverprüfung - Teil 1: Allgemeine Grundlagen (ISO 9934-1:2016); Deutsche Fassung EN ISO 9934-1:2016*, 1. März 2017. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [38] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 3452-1, *Zerstörungsfreie Prüfung - Eindringprüfung - Teil 1: Allgemeine Grundlagen (ISO 3452-1:2013, korrigierte Fassung 2014-05-01); Deutsche Fassung EN ISO 3452-1:2013*, 1. September 2014. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [39] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 23277, *h) Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen - Eindringprüfung von Schweißverbindungen - Zulässigkeitsgrenzen (ISO 23277:2015); Deutsche Fassung EN ISO 23277:2015*, 1. Juni 2015. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [40] PLUM, R.M. *Fatigue crack detection on structural steel members by using ultrasound excited thermography*. Karlsruhe: KIT Scientific Publishing, 2015. Berichte zum Stahl- und Leichtbau. 84. ISBN 9783731504177.
- [41] TOASA CAIZA, P.D. und T. UMMENHOFER. Lock-in thermography applied to real time crack detection in constructional steelwork. In: ISTITUTO PER LE TECNOLOGIE DELLE COSTRUZIONI, Hg. *Proceedings of the 13th International Workshop on Advanced Infrared Technology and Applications*. Pisa, 2015, S. 270-274.
- [42] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 6507, *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 6507-1:2018); Deutsche Fassung EN ISO 6507-1:2018*, 1. Juli 2018. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [43] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 14577-1, *Metallische Werkstoffe - Instrumentierte Eindringprüfung zur Bestimmung der Härte und anderer Werkstoffparameter - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 14577-1:2015); Deutsche Fassung EN ISO 14577-1:2015*. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [44] SEYFFARTH, P., B. MEYER und A. SCHARFF. *Großer Atlas Schweiß-ZTU-Schaubilder*. 2. Auflage. Düsseldorf: DVS Media, 2018. Fachbuchreihe Schweißtechnik. 110. ISBN 978-3-96144-010-8.
- [45] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 17639, *Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen - Makroskopische und mikroskopische Untersuchungen von Schweißnähten (ISO 17639:2003); Deutsche Fassung EN ISO 17639:2013*, 1. Dezember 2013. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [46] ASTM International. E112-13, *Standard Test Methods for Determining Average Grain Size*, 1. Oktober 2013. West Conshohocken: ASTM International.
- [47] Deutsches Institut für Normung. DIN 50125, *Prüfung metallischer Werkstoffe - Zugproben*, 1. Dezember 2016. Berlin: Beuth Verlag GmbH.

- [48] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 6892-1, *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2016); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2016*, 1. Februar 2017. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [49] BRAND, M.C. *Weiterentwicklung von Methoden in der numerischen Schweißsimulation*. Dissertation. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 23. April 2012.
- [50] SAUNDERS, N. und A.P. MIODOWNIK. *CALPHAD (Calculation of Phase Diagrams). A Comprehensive Guide*. Oxford: Pergamon, 1998. Pergamon materials series. 1. ISBN 0080421296.
- [51] TRZASKA, J. Calculation of Critical Temperatures by Empirical Formulae [online]. *Archives of Metallurgy and Materials*, 2016, **61**(2B), 981-986. Verfügbar unter: doi:10.1515/amm-2016-0167
- [52] SCHUBNEL, J., D. DISCHER und M. FARAJIAN. Determination of the static, dynamic and cyclic properties of the heat affected zone for different steel grades [online]. *Materials Testing*, 2019, **61**(7), 635-642. ISSN 0025-5300. Verfügbar unter: doi:10.3139/120.111367
- [53] ROESSLE, M.L. und A. FATEMI. Strain-controlled fatigue properties of steels and some simple approximations [online]. *International Journal of Fatigue*, 2000, **22**(6), 495-511. ISSN 01421123. Verfügbar unter: doi:10.1016/S0142-1123(00)00026-8
- [54] BERGER, C., J.G. BLAUDEL, L. HODULAK, B. PYTTEL und I. VARFOLOMEEV. *FKM-Richtlinie: Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 6. Auflage. Frankfurt: VDMA Verlag, 2006.
- [55] SCHUBNEL, J., M. JUNG, C.H. LE, M. FARAJIAN, M. BRAUN, S. EHLERS, W. FRICKE, M. GARCIA, A. NUSSBAUMER und J. BAUMGARTNER. Influence of the optical measurement technique and evaluation approach on the determination of local weld geometry parameters for different weld types [online]. *Welding in the World*, 2019. ISSN 0043-2288. Verfügbar unter: doi:10.1007/s40194-019-00830-0
- [56] JUNG, M. *Entwicklung und Implementierung eines Algorithmus zur Approximation und Bewertung von Kerbfaktoren an Kehlnähten auf Basis berührungsloser 3D-Vermessung*. Master Thesis. Karlsruhe Institut of Technology, 2018.
- [57] RADAJ, D. *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Meßverfahren*. Düsseldorf: Verl. für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verl., 2002. Fachbuchreihe Schweißtechnik. 143. ISBN 9783871551949.
- [58] RADAJ, D. *Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*. Zweite, neubearbeitete und erweiterte Auflage. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2003. ISBN 9783662071083.
- [59] VARFOLOMEEV, I., S. MOROZ, M. BRAND und D. SIEGELE. *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen*. Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM; Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik. Freiburg im Breisgau, 2011.
- [60] KREBS, J., P. HÜBNER und M. KARNER. *Eigenspannungseinfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen*. 2. überarb. und erw. Aufl. Düsseldorf: Verl. für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verl., 2012. DVS-Berichte. 234. ISBN 978-3-87155-294-6.

- [61] ARBEITSGEMEINSCHAFT INDUSTRIELLER FORSCHUNGSVEREINIGUNGEN OTTO VON GUERICKE und TECHNISCHE UNIVERSITÄT BRAUNSCHWEIG. *Anwendungsnahe Schweißsimulation komplexer Strukturen. AiF-IGF-Verbundprojekt, Laufzeit: 01.07.2007 bis 31.12.2009 (verlängert bis 30.04.2010)*. Düsseldorf: DVS Media, 2010. DVS-Berichte. 282. ISBN 9783871552908.
- [62] HAIBACH, E. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3rd. Wiesbaden: Springer, 2006.
- [63] HOBACHER, A. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. New York: Welding Research Council, 2009.
- [64] SEDLACEK, G., A. HOBACHER, A. NUSSBAUMER und J. STÖTZEL. *Background Document prEN 1993-1-9, Draft version (unveröffentlicht)*. RWTH. Aachen.
- [65] ISO Internationale Organisation für Normung. ISO/TR 14345, *Schwingfestigkeitsprüfung von geschweißten Bauteilen*, 1. Juni 2012: ISO copyright office.
- [66] KUHLMANN, U. *Stahlbau-Kalender 2012. Eurocode 3 - Grundnorm, Brücken*. 2. Auflage. Berlin: Wilhelm Ernst & Sohn, Verlag für Architektur und technische Wissenschaften GmbH & Co. KG, 2012. Stahlbau-Kalender. ISBN 978-3433029886.
- [67] RENNERT, R., E. KULLIG, M. VORMWALD, A. ESDERTS und D. SIEGELE. *FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 6. Auflage. Frankfurt: VDMA Verlag, 2012. ISBN 9783816306054.
- [68] British Standards Institution. BS 7910, *Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*, 31. Dezember 2013. London: BSI Standards Limited.
- [69] BARTHELEMY, J.Y. und J.J. JANOSCH. *Structural Integrity Assessment Procedures for European Industry (SINTAP) Compendium of Residual Stress Profiles. BRITE-EURAM SINTAP*, 1999. BRPR-CT95-0024.
- [70] ZERBST, U. und P. HÜBNER, Hg. *Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen. Merkblatt DVS 2401 (August 2004)*. 3., veränd. und erw. Aufl. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verl., 2004. Merkblatt / DVS. 2401. ISBN 978-3-87155-213-7.
- [71] MÜLLER, P. und E. MACHERAUCH. Das $\sin^2\psi$ -Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung. *Zeitschrift für angewandte Physik*, 1961, **13**, 305-312.
- [72] Deutsches Institut für Normung. DIN 50100, *Schwingfestigkeitsversuch - Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile*, 1. Dezember 2016. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [73] ZHU, S.-P., Z.-Y. YU, J. CORREIA, A. de JESUS und F. BERTO. Evaluation and comparison of critical plane criteria for multiaxial fatigue analysis of ductile and brittle materials [online]. *International Journal of Fatigue*, 2018, **112**, 279-288. ISSN 01421123. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2018.03.028
- [74] British Standards Institution. BS 7608, *Code of practice for fatigue design and assessment of steel structures*, 1993. London: BSI Standards Limited.
- [75] NEUBER, H. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. *Konstruktion*, 1968, **20**(7), 245-151.
- [76] RADAJ, D., C. SONSINO und W. FRICKE. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2. Auflage. Cambridge: Woodhead Publishing Ltd, 2006. ISBN 1845691881.

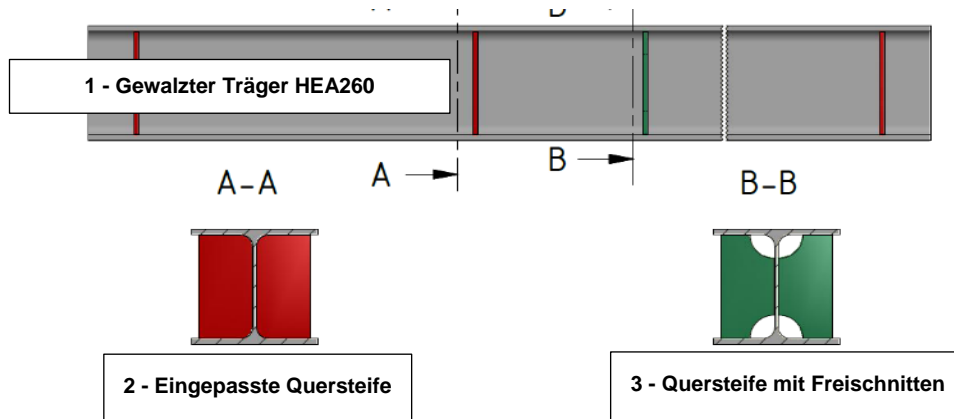
- [77] DVS, AUSSCHUSS FÜR TECHNIK, ARBEITSGRUPPE "KONSTRUKTION UND BERECHNUNG". *Merckblatt DVS 0905: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen*. DVS Media GmbH. Düsseldorf, 2017.
- [78] UMMENHOFER, T. und M. FARAJIAN. *IGF-Vorhaben Nr. 19277 N. Rechnergestütztes Bewertungstool zum Nachweis der Lebensdauererlängerung von mit dem Hochfrequenz-Hämmerverfahren (HFM) behandelten Schweißverbindungen aus hochfesten Stählen*. DVS – Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. Freiburg, (bisher unveröffentlicht).
- [79] DREBENSTEDT, K. und M. EULER. Statistical Analysis of Fatigue Test Data according to Eurocode 3. In: N. POWERS, Hg. *Maintenance, Safety, Risk, Management and Life-Cycle Performance of Bridges. Proceedings of the Ninth International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management (IABMAS 2018)*: CRC Press, 2018. ISBN 9781315189390.
- [80] FELDMANN, M., U. KUHLMANN und T. UMMENHOFER. *IGF-Vorhaben Nr. 19178 N. Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen*. Aachen, 19. Dezember 2019.
- [81] UMMENHOFER, T., H. PASTERNAK und M. FELDMANN. *IGF-Vorhaben Nr. 19032 BG, Einsatz von geklebten Kohlestoff-Faserverbundwerkstoffen zur Sanierung ermüdungsgeschädigter Stahlkonstruktionen. Abschlussbericht*. DVS – Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V. Karlsruhe, 28. Juni 2019.
- [82] LINDGREN, L.E. Finite element modeling and simulation of welding part 1: Increased complexity [online]. *Journal of Thermal Stresses*, 2001, **24**(2), 141-192. ISSN 1521074X. Verfügbar unter: doi:10.1080/01495730150500442
- [83] GOLDAK, J., A. CHAKRAVARTI und M. BIBBY. A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. *Metallurgical Transactions B*, 1984, **15B**(2), 299-305.
- [84] JOSHI, S., J. HILDEBRAND, A.S. ALORAIER und T. RABCZUK. Characterization of material properties and heat source parameters in welding simulation of two overlapping beads on a substrate plate [online]. *Computational Materials Science*, 2013, **69**, 559-565. ISSN 09270256. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.commatsci.2012.11.029
- [85] SCHENK, T. *Modelling Welding Distortion, Influence of Clamping and Sequencing*. Dissertation. Technische Universität Delft, 2011.
- [86] KNÖDEL, P., S. GKATZOGIANNIS und T. UMMENHOFER. Practical aspects of welding residual stress simulation [online]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2017, **132**, 83-96. ISSN 0143974X. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.jcsr.2017.01.010
- [87] BAIER, M. *Untersuchungen zum Reparaturschweißen an Großbauteilprobekörpern*. Masterarbeit. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 1. Mai 2018.
- [88] KOU, S. *Welding Metallurgy*. 2. Auflage. Hoboken, N.J.: Wiley, 2003. ISBN 9780471434917.
- [89] LEE, Y.-L., H.-T. KANG und M.E. BARKEY. *Metal fatigue analysis handbook. Practical problem-solving techniques for computer-aided engineering*. Waltham, Massachusetts: Butterworth-Heinemann, 2012. ISBN 1283198304.
- [90] LE, C.-H. *Numerische Untersuchung von Approximationsformeln von Kerbformzahlen an der realen Schweißnahtgeometrie von Querstreifen*. Bachelor Thesis. Karlsruher Institut für Technologie (KIT). Karlsruhe, 2018.

- [91] STASIUK, P., A. KAROLCZUK und W. KUCZKO. Analysis of correlation between stresses and fatigue lives of welded steel specimens based on real three-dimensional weld geometry [online]. *Acta Mechanica et Automatica*, 2016, **10**(1). ISSN 18984088. Verfügbar unter: doi:10.1515/ama-2016-0002
- [92] FIEDLER, M. und M. VORMWALD. Berechnung von Anrisslebensdauern auf Basis des Örtlichen Konzepts [online]. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik*, 2016, **47**(10), 887-896. ISSN 09335137. Verfügbar unter: doi:10.1002/mawe.201600616
- [93] FIEDLER, M., M. WÄCHTER, I. VARFOLOMEEV, M. VORMWALD und A. ESDERTS. *FKM-Richtlinie: Rechnerischer Festigkeitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoffverformungsverhaltens Für Bauteile aus Stahl, Stahlguss und Aluminiumknetlegierungen*. Frankfurt am Main: VDMA Verlag, 2019. ISBN 9783816307297.
- [94] SMITH, K.N., P. WATSON und T.H. TOPPER. A stress-strain function for the fatigue of metals. *Journal of Materials*, 1970, **5**(4), 776-778.
- [95] BERGMANN, J.W. *Zur Betriebsfestigkeitsbemessung gekerbter Bauteile auf der Grundlage der örtlichen Beanspruchungen*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt. Darmstadt, 1983.
- [96] SCHÜTZ, W. Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen. *Zeitschrift für Flugwissenschaft*, 1967, **15**, 407-419.
- [97] SCHUBNELL, J., P. PONTNER, R.C. WIMPORY, M. FARAJIAN und V. SCHULZE. The Influence of Work Hardening and Residual Stresses on the Fatigue Behavior of High Frequency Mechanical Impact Treated Surface Layers [online]. *International Journal of Fatigue*, 2020, **134**, 105450. ISSN 01421123. Verfügbar unter: doi:10.1016/j.ijfatigue.2019.105450
- [98] FARAJIAN, M., T. NITSCHKE-PAGEL und K. DILGER. Mechanisms of residual stress relaxation and redistribution in Welded high-strength steel specimens under mechanical loading. *Welding in the World, Le Soudage Dans Le Monde*, **54**(11-12), 2010.
- [99] HENSEL, J., T. NITSCHKE-PAGEL und K. DILGER. Engineering model for the quantitative consideration of residual stresses in fatigue design of welded components [online]. *Welding in the World*, 2017, **61**(5), 997-1002. ISSN 0043-2288. Verfügbar unter: doi:10.1007/s40194-017-0467-4
- [100] NEUBER, H. Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies With Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law [online]. *Journal of Applied Mechanics*, 1961, **28**(4), 544-550. ISSN 0021-8936. Verfügbar unter: doi:10.1115/1.3641780
- [101] RAMBERG, W. und W.R. OSGOOD. *Description of Stress-Strain Curves by Three Parameters*. Technical Note No. 902. National Advisory Committee for Aeronautics (NACA). Washington, D.C, 1. Juli 1943.
- [102] ASTM E646 - 16: *Standard test method for tensile strain-hardening exponents (n-values) of metallic sheet materials*. West Conshohocken: ASTM International, 2017.
- [103] ASTM: E739 - 10: *Standard Practise for Statistical Analysis of Linear or Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (e-N) Fatigue data*. West Conshohocken: ASTM International, 2015.
- [104] LOPEZ, Z. und A. FATEMI. A method of predicting cyclic stress-strain curve from tensile properties for steels [online]. *Materials Science and Engineering: A*, 2012, **556**, 540-550. ISSN 0921-5093. Verfügbar unter: doi:10.1016/J.MSEA.2012.07.024

- [105] MÜLLER, C., M. WÄCHTER, R. THUMSER, A. DÖRHNÖFER, P. HEULER und A. ESDERTS. Bestimmung der statistischen Stützzahl mithilfe von FE-Simulationen für die Praxis. In: *Neue Entwicklungen für Bauteilfestigkeitsnachweise, DVM-Tagung*. Berlin, 2018.
- [106] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 18265, *Metallische Werkstoffe - Umwertung von Härtewerten (ISO 18265:2013); Deutsche Fassung EN ISO 18265:2013*, 10. Februar 2014. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [107] ANTHES, R., V. KÖTTGEN und T. SEEGER. Kerbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen. *Schweißen und Schneiden*, 1993, **45**(12), 685-688.
- [108] RAINER, G. *Errechnen von Spannungen in Schweißverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente*. Dissertation. Technische Universität Darmstadt. Darmstadt, 1978.
- [109] LAWRENCE, F.V., P.F.V. MAZUMADAR und H.F.V. HO. Predicting the fatigue resistance of welds. *Annual Review of Material Science*, 1981, (11).
- [110] OTTERSBOCK, M., M. LEITNER und M. STOSCHKA. Impact of Angular Distortion on the Fatigue Performance of High-Strength Steel T-Joints in as-Welded and High Frequency Mechanical Impact-Treated Condition [online]. *Metals*, 2018, **8**(5), 302. ISSN 2075-4701. Verfügbar unter: doi:10.3390/met8050302
- [111] WÄCHTER, M. *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwählerlinien*. Dissertation. Technische Universität Clausthal. Clausthal, 2016.
- [112] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 15613, *Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Qualifizierung aufgrund einer vorgezogenen Arbeitsprüfung (ISO 15613:2004); Deutsche Fassung EN ISO 15613:2004*, 1. September 2004. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [113] Deutsches Institut für Normung. DIN EN ISO 15614-1, *Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Schweißverfahrensprüfung - Teil 1: Lichtbogen- und Gasschweißen von Stählen und Lichtbogenschweißen von Nickel und Nickellegierungen (ISO 15614-1:2017); Deutsche Fassung EN ISO 15614-1:2017*, 1. Dezember 2017. Berlin: Beuth Verlag GmbH.
- [114] UMMENHOFER, T., S. HERION, J. HRABOWSKY, S. RACK, I. WEICH und G. TELLJOHANN. *Forschung für die Praxis D 761. REFRESH - Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen*. Düsseldorf: FOSTA – Research Association for Steel Application Association in Germany, 2011.

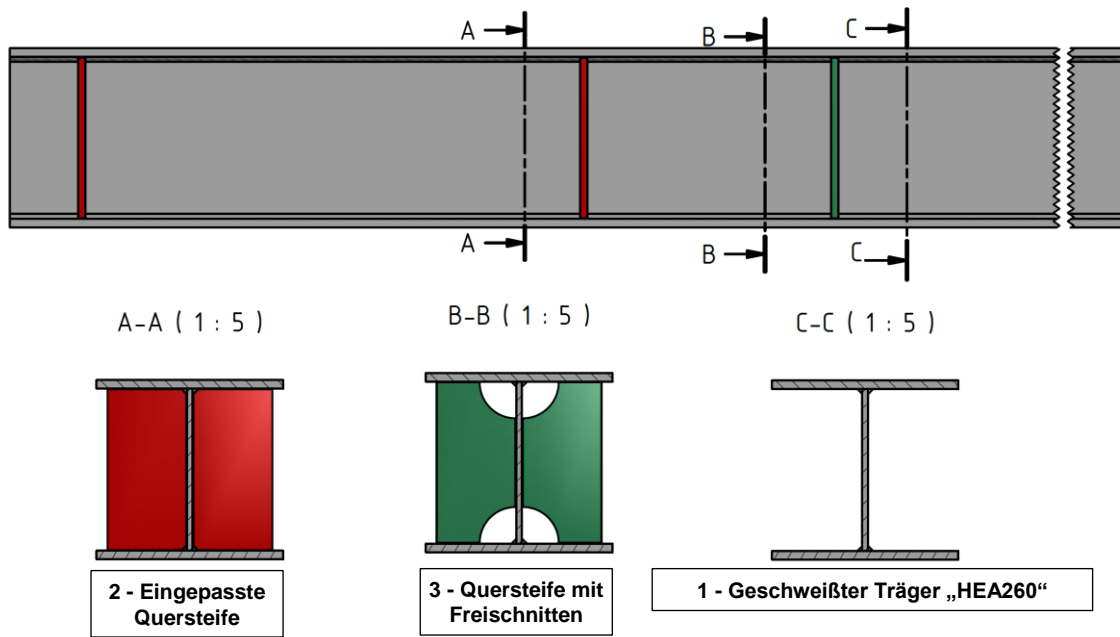
A Kerbfälle für das Nennspannungskonzept

A.1 Großbauteil Typ 1 mit gewalztem Trägerquerschnitt



Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	Zusätzl. ZfP-Anforderungen	Bemerkung
1	EC3-1-9	8.1-2	160	gewalzter Träger, Längsspannung	Normalspannung	---	---	---	keine scharfen Kanten, Walzfehler ausschleifen
		8.1-6	100	gewalzter Träger, Schubspannung	Schubspannung	---	---		$m = 5; \tau = \frac{V \cdot S}{I \cdot t}$
	IIW 1823-07	111	160	gewalzter Träger	Normalspannung	---	---	---	$m = 5$, Scharfe Kanten und Fehler ausschleifen. Alle Riefen parallel zu σ
2+3	EC3-1-9	8.4-7	80	Quersteife $l \leq 50 \text{ mm}$	Normalspannung	---	Nahtenden sorgfältig schleifen	---	---
			71	Quersteife $50 \text{ mm} < l \leq 80 \text{ mm}$		---	---		
	IIW 1823-07	511	100	Quersteife, $t_{st} \leq t_f, t_s$	Normal	DHV-Naht	Nahtübergang geschliffen	---	Schleifriefen senkrecht zum Nahtübergang (= parallel zu σ)
			100			FW bs	Nahtübergang geschliffen	---	
			80			FW bs Wurzel erfasst	wie geschweißt	---	
			71	$t_{st} > t_f, t_s$		FW bs Wurzel erfasst	wie geschweißt	---	

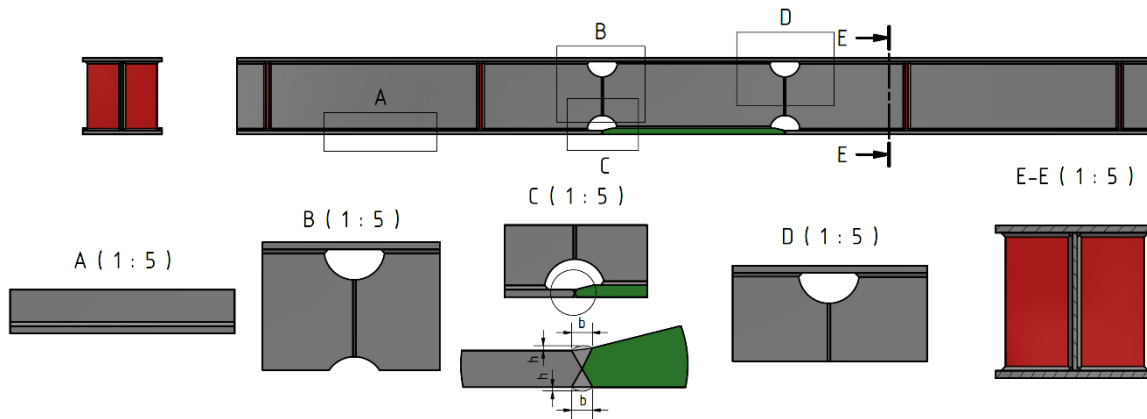
A.2 Großbauteil Typ 1 als geschweißter Querschnitt



Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	ZfP	Bemerkung	
1	EC 3-1-9	8.2-1	125	Autom./voll mech. beidseitig durchgeschweißte Nähte	Normalspannung	DHV	AW	---	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr.	
		8.2-2	125	Autom./voll mech. durchgeschweißte Kehlnähte	Normalspannung	FW bs	AW	---	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr.	
		8.2-3	112	Autom./voll mech. durchgeschweißte/Doppel-FW	Normalspannung	DHV/ FW bs	AW	---	mit Ansatzstellen	
		8.2-5	100	DHV-FW manuell	Normalspannung	DHV FW bs	AW	---	sehr gute Passgenauigkeit zw. St. u Fl. Nahtvorbereitung so, dass Wurzel erfasst wird	
		8.2-7	100	wie 8.2.5, bei Ausbesserung durch Spezialisten kann der ursprüngliche Kerbfall (8.2-1/2/3) wiederhergestellt werden						
		8.5-8	80	durchgeh. Kehlnaht Längsnaht	Schubspannung	HV/DHV/FW bs	AW	---	$\Delta\tau = f(a_w)$ m=5	

Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	ZfP	Bemerkung
1	IIW 1823-07	321	125	Autom./voll mech. beidseitig durchgeschweißte DHV-Nähte	Normalspannung	DHV	---	VT	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr., $\Delta\sigma = \Delta\sigma_{Fl}$
		322	100	Autom./voll mech. durchgeschweißte Kehlnähte	Normalspannung	FW bs	---	---	---
		323	90	HV/DHV-FW manuell	Normalspannung	DHV FW bs	---	---	---
2+3	EC	8.4-7	80	Quersteife $l \leq 50 \text{ mm}$	Normalspannung	---	Nahtenden sorgfältig schleifen	---	---
			71	Quersteife $50 \text{ mm} < l \leq 80 \text{ mm}$		---			---
	IIW 1823-07	511	100	Quersteife, $t_{st} \leq t_f, t_s$	Normalspannung	DHV-Naht	---	Schleifriefen senkrecht zum Nahtübergang (= parallel zu σ)	
			100			FW bs	Nahtübergang geschliffen		---
			80			FW bs Wurzel erfasst	AW		---
			71	$t_{st} > t_f, t_s$		FW bs Wurzel erfasst	AW		---

A.3 Großbauteil Typ 2 - zusammengesetzter Querschnitt mit Flanschdickensprung



Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	ZfP	Bemerkung	
A - Längsnaht Steg - Flansch	EC 3-1-9	8.2-1	125	Autom./voll mech. beidseitig durchgeschweißte Nähte	Normal	DHV	AW	---	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr.	
		8.2-2	125	Autom./voll mech. durchgeschweißte Kehlnähte	Normal	FW bs	AW	---	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr.	
		8.2-3	112	Autom./voll mech. durchgeschweißte/Doppel-FW	Normal	DHV/ FW bs	AW	---	mit Ansatzstellen	
		8.2-5	100	DHV-FW manuell	Normal	DHV FW bs	AW	---	sehr gute Passgenauigkeit zw. St. u Fl. Nahtvorbereitung so, dass Wurzel erfasst wird	
		8.2-7	100	wie 8.2.5, bei Ausbesserung durch Spezialisten kann der ursprüngliche Kerbfall (8.2-1/2/3) wiederhergestellt werden						
		8.5-8	80	durchgeh. Kehlnaht Längsnaht	Schub	HV/DHV/FW bs	AW	---	$\Delta\tau = f(a_w)$ m=5	
	IIW 1823-07	321	125	Autom./voll mech. beidseitig durchgeschweißte DHV-Nähte	Normal	DHV	---	VT	Ohne Ansatzstellen, nur bei Rep. + Überpr., $\Delta\sigma = \Delta\sigma_{Fl}$	
322		100	Autom./voll mech. durchgeschweißte Kehlnähte	Normal	FW bs	---	---	---		
323		90	HV/DHV-FW manuell	Normal	DHV FW bs	---	---	---		

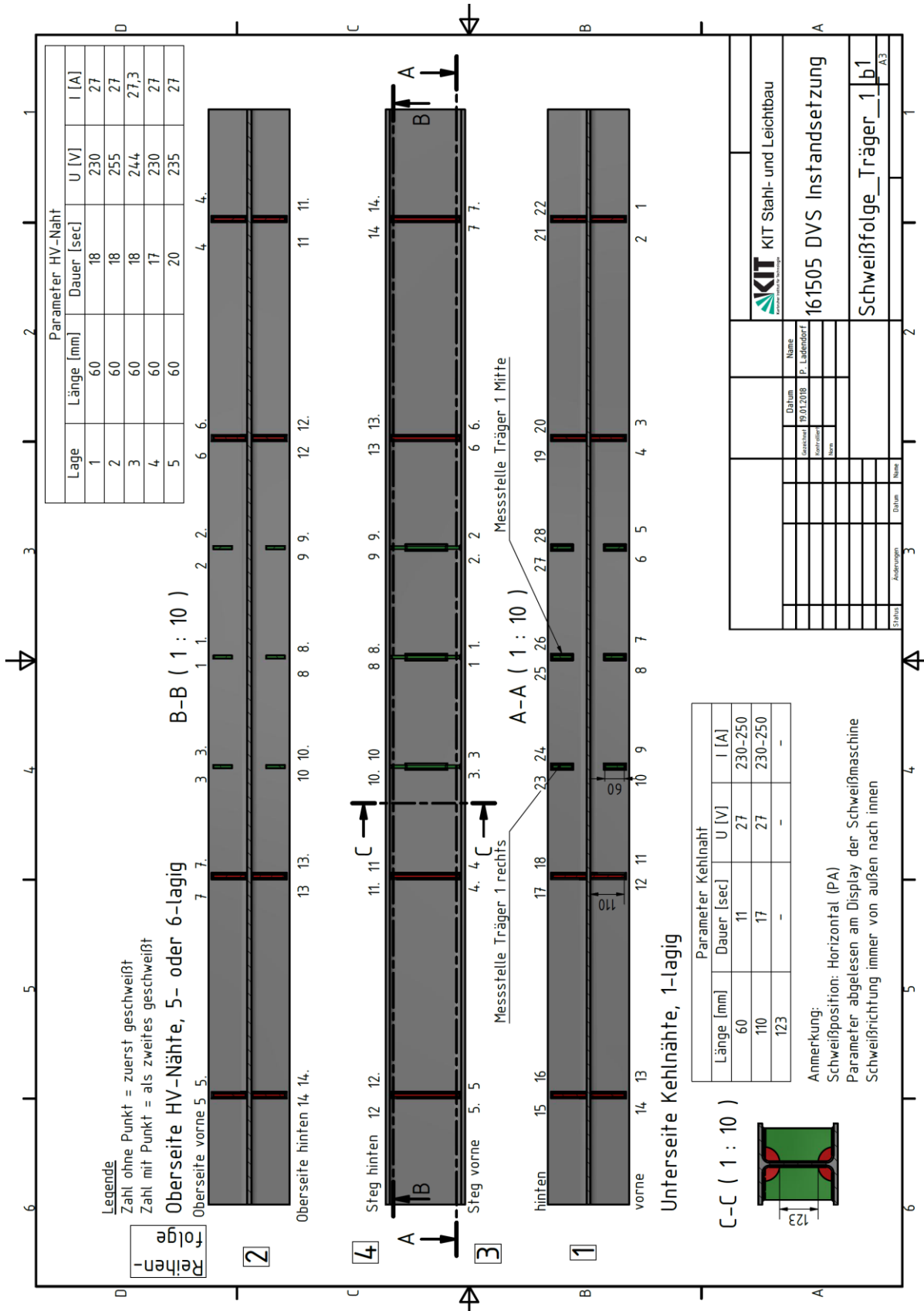
Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	ZfP	Bemerkung
B - Stumpfnah-Steg-Steg	EC 3-1-9	8.3-1	112	Querstoß im Blech	Normal	blecheben in Lastrichtung	An- und Auslaufstücke + Ränder blecheben	bs W + DL	blechdickenabhängig $t > 25$ mm
		8.3-5	90	Querstoß im Blech	Normal	$h \leq 0,1 \cdot b +$ verl. Übergang			
		8.3-11	80	Querstoß im Blech	Normal	$h \leq 0,2 \cdot b +$ verl. Übergang			
	IIW 1823-07	211	112	querlfd. Stumpfnah	Normal	BW bs X/V-Nah	An- und Auslaufstücke & Nah+ Ränder blecheben	100% VT+ "appropriate" =UT/MT	Schleifen parallel zu σ Exz. $\leq 5\% \cdot t$
		212	90	querlfd. Stumpfnah Werkstatt	Normal	BW bs Pos.: PA $h \leq 0,1 \cdot t$	An- und Auslaufstücke & Nah+ Ränder blecheben	X	Schleifen parallel zu σ Exz. $\leq 5\% \cdot t$
		213	80	querlfd. Stumpfnah Werkstatt	Normal	BW bs Pos.: PA $h \leq 0,1 \cdot t$	An- und Auslaufstücke & Nah+ Ränder blecheben	X	Schleifen parallel zu σ Exz. $\leq 10\% \cdot t$
C - Blechdickensprung	EC 3-1-9	8.3-4	112	Querstoß abgesschrägt	Normal	Nah blech-eben in Lastrichtung	An- und Auslaufstücke + Ränder blecheben	bs W + DL	blechdickenabhängig $t > 25$ mm
		8.3-7	90	Querstoß abgesschrägt	Normal	$h \leq 0,1 \cdot b +$ verl. Übergang Pos.: PA			
	IIW 1823-07	221	112 100 90	querlfd. BW mit Blechdickensprung	Normal	m=1:5 m=1:3 m=1:2	An- und Auslaufstücke + Ränder +Nah blecheben	X	Schleifen parallel zu σ zus. Exz. $\leq 5\% \cdot t$
		222	90 80 71	querlfd. BW mit Blechdickensprung Werkstatt	Normal	Pos.: PA m=1:5 m=1:3 m=1:2	An- und Auslaufstücke	X	Schleifen parallel zu σ zus. Exz. $\leq 5\% \cdot t$
		223	80 71 63	querlfd. BW mit Blechdickensprung	Normal	m=1:5 m=1:3 m=1:2	An- und Auslaufstücke + Ränder blecheben	X	Schleifen parallel zu σ zus. Exz. $\leq 10\% \cdot t$
D - Freischnitt Steg	EC3-1-9	8.2-9	71	Längsnah mit Freischnitt	Normal				$\Delta\sigma$ im Flansch
		8.3-8	90	Vollstoß (BW) Walzprofil mit Freischnitt	Normal	$h \leq 0,1 \cdot b +$ verl. Übergang Nah+ blecheben in Lastrichtung	An- und Auslaufstücke + Ränder blecheben	X	bez. auf BW an Freischnitt egtl. gew. Prof. + Selbe Prof. o. Tol.- Δ

Pos.	Regelwerk	Detail	Kerbfall N/mm ²	Beschreibung	Spannungsart	SN-Gestalt	SN-Nachbehandlung	ZfP	Bemerkung
D - Freischnitt Steg	EC3-1-9	8.3-10/-11	80	Vollstoß (BW) Walzprofil mit Freischnitt / Querstoß geschw. Blechträger	Normal	$h \leq 0,1 \cdot b$ + verl. Übergang		X	bez .auf BW an Freischnitt egtl. gew. Prof. +
		8.4-1	56	„Längsrippe“	Normal				$\Delta\sigma$ im Flansch, Annahme $L > 100$ mm
	IIW 1823-07	324	80 71 63 56 50 45 40 36	Unterbrochene Längsnähte $f\left(\frac{\tau_{Steg}}{\sigma_{Flansch}}\right)$	$\frac{\tau}{\sigma}$ = 0 0,0 0,2 0,2 0,3 0,3 0,4 0,4 0,5 0,5 0,6 0,6 0,7 0,7 ++	---	---	---	---
			71 63 56 50 45 40 36	Freischnitte von DHV/FW $f\left(\frac{\tau_{Steg}}{\sigma_{Flansch}}\right)$ Ausschnitt $< 0,4 \cdot h_{Steg}$	$\frac{\tau}{\sigma}$ = 0 0,0 0,2 0,2 0,3 0,3 0,4 0,4 0,5 0,5 0,6 0,6 ++	---	---	---	---
E - Eingepasste Quersteife	EC	8.4-7	80	Quersteife $l \leq 50$ mm	Normal	---	Nahtenden sorgfältig schleifen	---	---
			71	Quersteife 50 mm $< l \leq 80$ mm		---	---		
	IIW 1823-07	511	100	Quersteife, $t_{St} \leq t_f, t_s$	Normal	DHV-Naht	---	Schleifriefen senkrecht zum Nahtübergang (= parallel zu σ)	
			100			FW bs	Nahtübergang geschliffen		---
			80			FW bs Wurzel erfasst	AW		---
			71	FW bs Wurzel erfasst		AW	---		

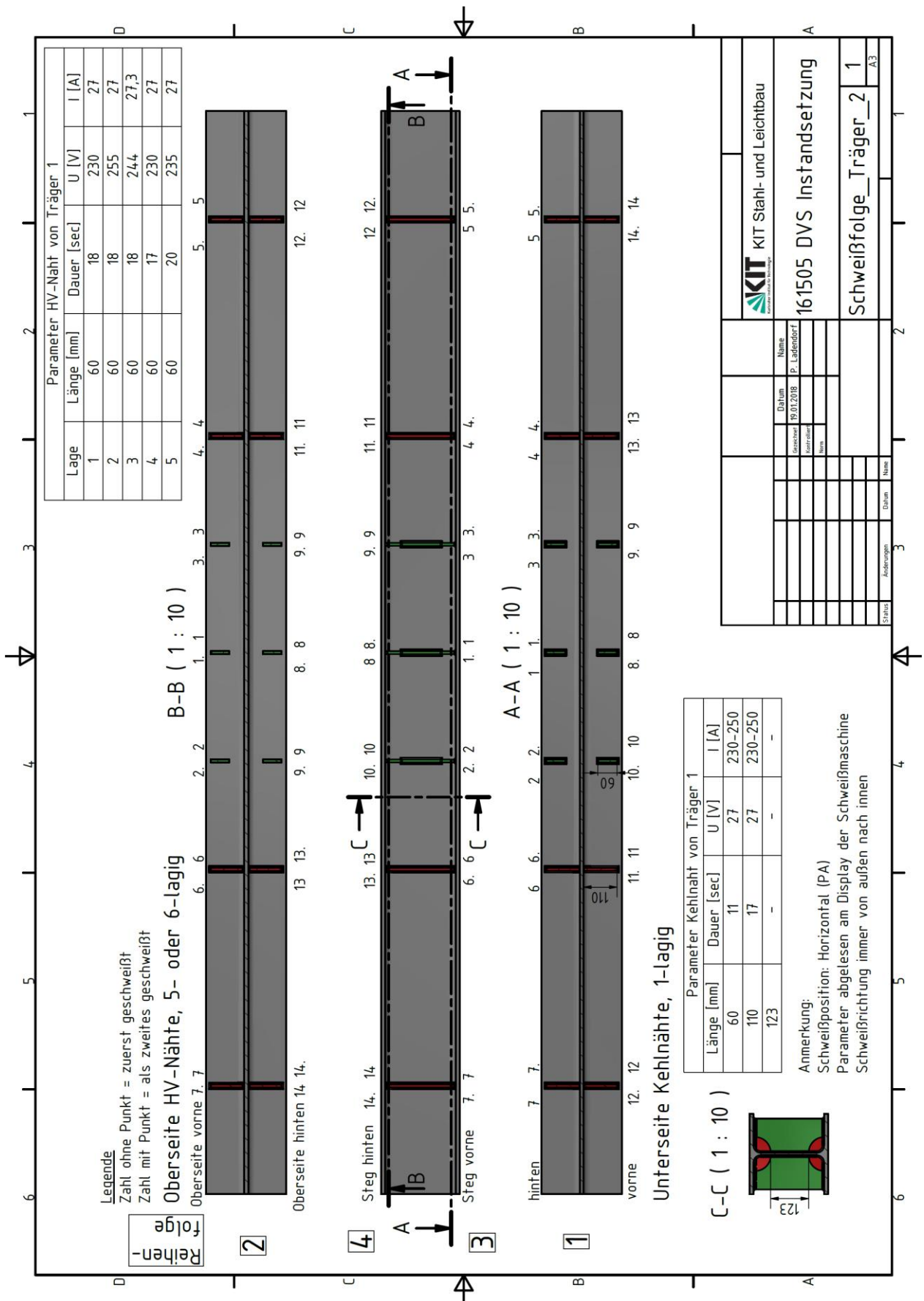
B Schweißfolgepläne der Großbauteile

B.1 Großbauteil Typ 1 S355J2+N (Ist-Zustand)

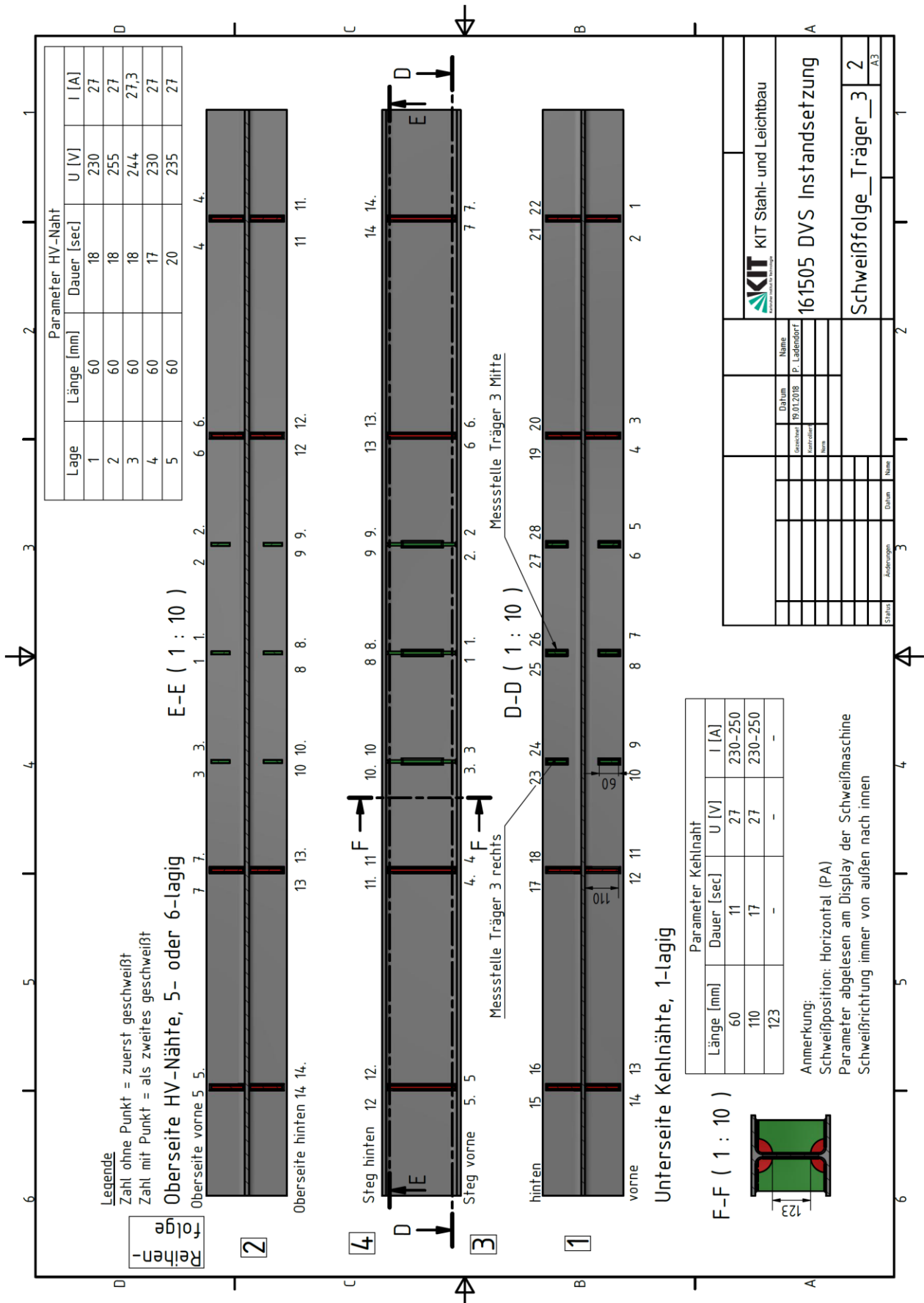
B.1.1 Träger Nr. 1



B.1.2 Träger Nr. 2



B.1.3 Träger Nr. 3



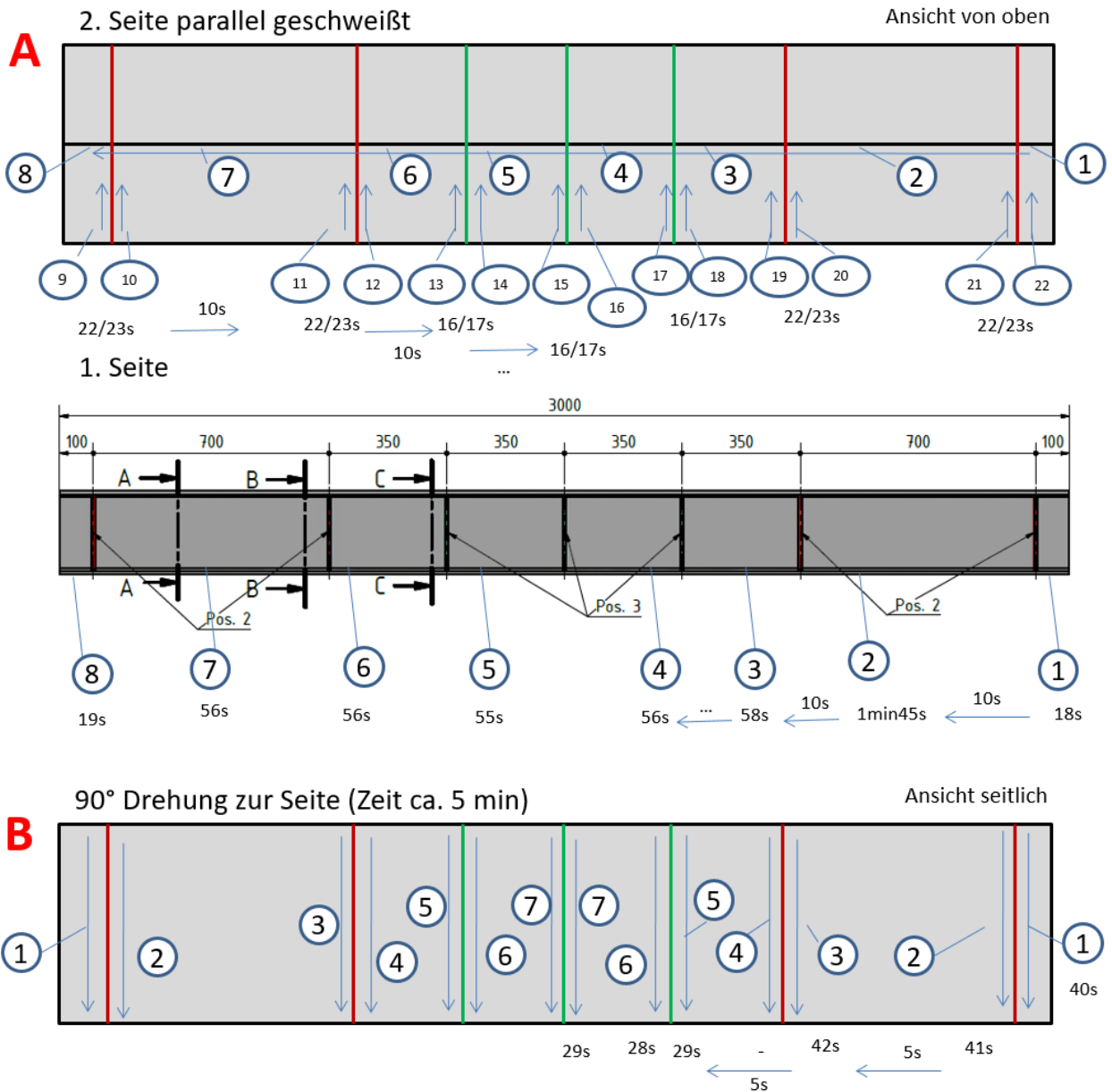
Name	Datum	Status	Änderungen	Datum	Name

KIT
 Karlsruher Institut für Technologie

161505 DVS Instandsetzung

Schweißfolge_Träger_3 2
 A3

B.1.4 Großbauteil Typ 1 S960QL (Ist-Zustand)



C 180°-Drehung zur Seite (Zeit ca. 5 min) → danach identische Reihenfolge wie B

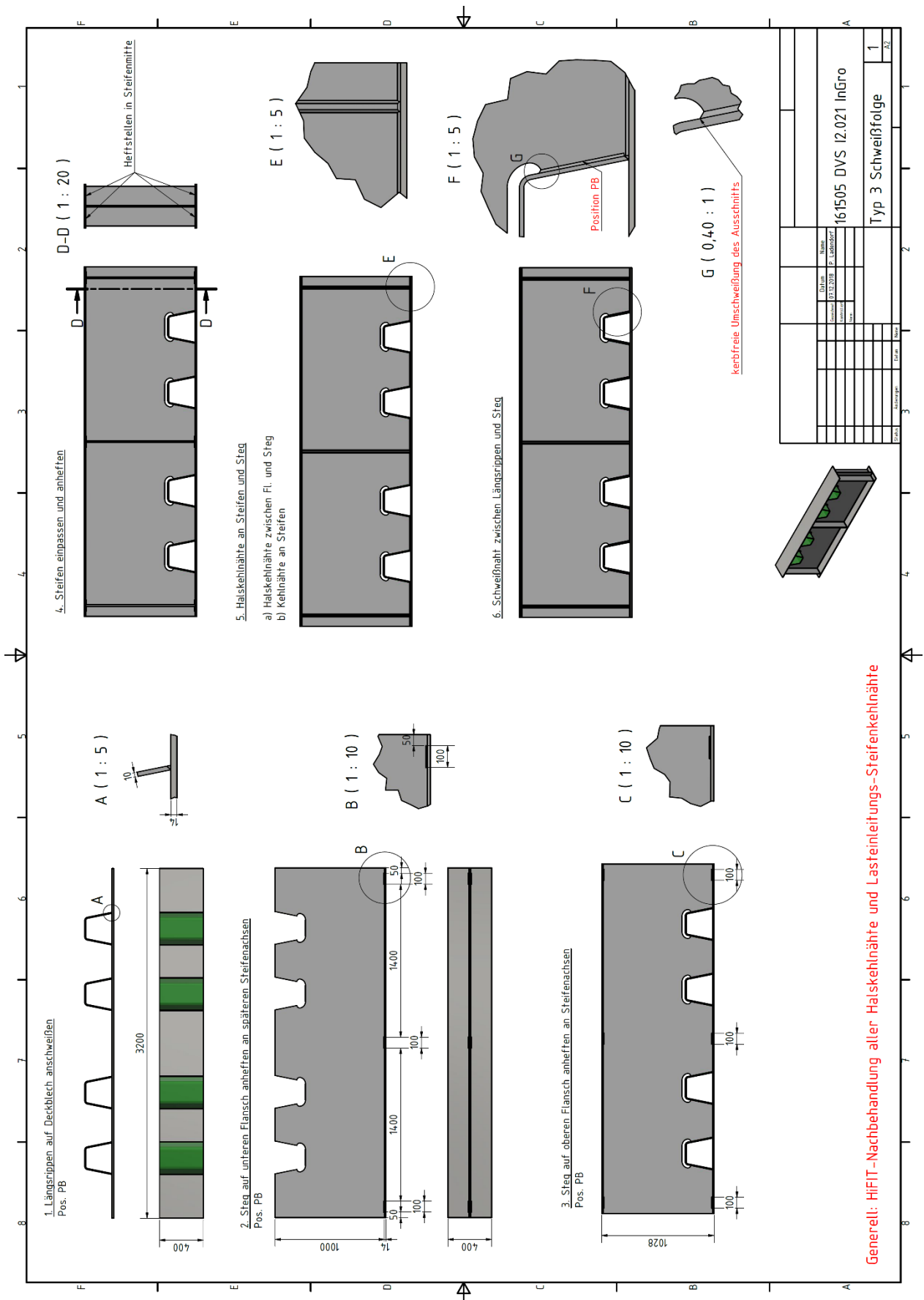
D 90°-Drehung zur Seite (Zeit ca. 5 min) → danach identische Reihenfolge wie A

B.1.5 Großbauteil Typ 2 S355J2+N (Soll-Zustand)

1. Stumpfnähte Flansch unten
 2. Stumpfnähte Steg
 3. Steg auf Flansch unten (Halskehlnähte möglichst ohne Absetzen)
 4. Steg auf Flansch oben (Halskehlnähte möglichst ohne Absetzen)
 5. Steifen mit Kehlnäht anschweißen

		KIT <small>Karlsruher Institut für Technologie</small>	KIT Stahl- und Leichtbau					
		Instandsetzung Großbauteile						
				Typ 2 S355				
Name	Datum	Name				4		A4
Gezeichnet	23.10.2017	j/2083						
Kontrolliert								
Norm								
Status	Änderungen	Datum	Name					

B.1.6 Großbauteil Typ 3 S355J2+N



C Ergebnisse der Dauerschwingversuche an den Großbauteilen des Typs 1

Typ	Nr.	Zustand	Beginn	Ende	Versuch				Bemerkung	Anzeigelänge an Steife (VT, PT, MT)											Zusatzbemerkung						
					LW Start	LW Ende	Delta	Lastniveau		1L	1R	2L	2R	3L	3R	4L	4R	5L	5R	6L		6R					
1	1	AW	11.07.2018	19.09.2018	0	177.763	177.763	250	Nur Steife 3 L repariert																		
1	1	Rep1	10.09.2018	11.09.2018	177.763	203.501	25.738	250	Steife 4R+5L repariert								80	40									
1	1	Rep2	18.09.2018	19.09.2018	203.501	224.617	21.116	250	Alle Steifen repariert	25	15	25	25	10	45	93	65	40	10	10							
1	1	Rep3	27.01.2020	30.01.2020	0	202.000	202.000	250	Durchriss Steife 6R																		80
1	3	AW	11.10.2017	15.02.2018	0	5.000.000	5.000.000	120	Durchläufer																		
1	3	AW	13.06.2018	02.07.2018	0	601.945	601.945	200	Durchläufer hochgesetzt	110																	
1	3	Rep1	09.01.2020	13.01.2020	0	73.800	73.800	200	Anriss Steife 2L			12															
1	3	Rep1	09.01.2020	13.01.2020	73.800	120.833	47.033	200	Durchriss Steife 2L			105					10	5	3	5							
1	3	Rep2	09.01.2020	13.01.2020	120.833	593.883	473.050	200	Anriss Steife 5R																		
1	3	Rep2	09.01.2020	13.01.2020	593.883	645.833	51.950	200																			
1	3	Rep2	09.01.2020	13.01.2020	645.833	689.204	43.371	200	Durchriss HIFIT Steife 1R																		
1	4	AW	08.04.2019	23.04.2019	0	174.015	174.015	280	Steife 5L Durchriss	65		10															
1	4	Rep1	17.12.2019	24.12.2019	0	32.382	32.382	280	Steife 1L Durchriss	85																	
1	4	Rep2	27.12.2019	02.01.2020	32.382	97.500	65.118	280	Steife 5L Anriss																		
1	4	Rep2	27.12.2019	02.01.2020	97.500	119.273	21.773	280	Steife 5L Durchriss								20										
1	5	AW	20.05.2019	21.05.2019	0	45.436	45.436	400	Anriss 2L, 3L, 4R			2															
1	5	AW	20.05.2019	21.05.2019	45.436	46.737	1.301	400	2R				38														
1	5	AW	20.05.2019	21.05.2019	46.737	48.803	2.066	400																			
1	5	AW	20.05.2019	21.05.2019	48.803	51.787	2.984	400	Krit. Risslänge = Steifenbreite Kurz vor Durchriss 5R (PT)																		
1	5	Rep1	13.02.2020	14.02.2020	0	9.037	9.037	400																			
1	5	Rep1	13.02.2020	14.02.2020	9.037	25.192	16.155	400				15															
1	5	Rep1	13.02.2020	14.02.2020	25.192	28.054	2.862	400	Durchriss 4L, Riss nicht ganz ausgeschliffen																		