

Schlussbericht

zu IGF-Vorhaben Nr. 18457 N

Thema

Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch
Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses

Berichtszeitraum

Vom 1.11.2014 bis 31.10.2017

Forschungsvereinigung

Forschungsvereinigung Schweißern und verwandte Verfahren e.V. des DVS

Aaachener Strasse 172

40223 Düsseldorf

Forschungseinrichtung(en)

1. Karlsruher Institut für Technologie - Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
2. Hochschule München- Fachbereich Bauingenieurwesen - Labor für Stahl- und Leichtmetallbau

Karlsruhe, 28.02.2018

Univ. Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Prof. Dr.-Ing. Imke Engelhardt

Ort, Datum

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

Gefördert durch:

Forschungsstellen

KIT Stahl- und Leichtbau
Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
Otto-Ammann-Platz 1
D-76131 Karlsruhe



Hochschule München
Labor für Stahl- und Leichtmetallbau
Karlstraße 6
D - 80333 München



Autoren

Univ. Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer
Prof. Dr.-Ing. Imke Engelhardt
Prof. Dr.-Ing. Peter Knödel
Dipl.-Ing. Stefanos Gkatzogiannis
M. Eng. Joscha Weinert
M. Eng. Daniel Löschner

Förderhinweis

Das IGF-Vorhaben wurde über die AiF im Rahmen des Programms „Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses“, IGF-Projekt Nr. 18.457 N / DVS-Nr. 09.069, der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS, Aachener Str. 172, 40223 Düsseldorf zur Förderung der industriellen Gemeinschaftsforschung und –entwicklung (IGF) von Bundesministerium für Wirtschaft und Energie aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages gefördert.



**Bundesministerium
für Wirtschaft
und Energie**

Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit

KIT

Zur Bearbeitung des Projektes wurden insgesamt 27 Monate wissenschaftlich-technisches Personal (A1) und 7 Monate übriges Personal (A2) eingesetzt. 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 und keine Leistungen Dritter herangezogen.

HM

Zur Bearbeitung des Projektes wurden insgesamt 29 Monate wissenschaftlich-technisches Personal (A1) und 5 Monate übriges Personal (A2) eingesetzt. 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 und keine Leistungen Dritter herangezogen.

Angaben über gewerbliche Schutzrechte

Es wurden im Rahmen des vorliegenden Projektes keine gewerblichen Schutzrechte erworben. Eine Anmeldung eines gewerblichen Schutzrechtes ist nicht beabsichtigt.

Inhaltsverzeichnis

Forschungsstellen	1
Autoren	1
Förderhinweis	2
Notwendigkeit und Angemessenheit der geleisteten Arbeit	3
Angaben über gewerbliche Schutzrechte	4
Inhaltsverzeichnis	5
Abbildungsverzeichnis	7
1 Einleitung	11
1.1 Motivation und Problemstellung	11
1.2 Aufbau des Abschlussberichts.....	14
2 Wissenstand	15
2.1 Ermüdung von Stahlkonstruktionen und das hochfrequente Hämmerverfahren	15
2.2 Korrosion und Ermüdung	21
2.3 Aktueller Stand der Bemessungsregeln	26
2.4 Numerische Untersuchungen	37
3 Experimentelle Untersuchungen	41
3.1 Versuchsprogramm	41
3.2 Vorbereitung der Probekörper.....	44
3.3 Sequentielle Korrosion – Versuche an vorkorrodierten Proben	50
3.4 Simultane Korrosion – Versuche an vorkorrodierten Proben im korrosiven Medium	58
3.5 Vergleich der Laborverfahren mit in situ Bedingungen	68
3.6 Einfluss aus sequentieller und simultaner Korrosion an HFH-behandelten Probekörpern	71
3.7 Rastlinienversuche	74
4 Numerische Untersuchungen	78
4.1 Ziel.....	78
4.2 Schweißsimulation	78
4.3 HFH-Simulation	79
4.4 Schlussfolgerungen und offene Fragen.....	83
4.5 Lokale Konzepte	84
4.6 Ermittlung von Kerbspannungswöhlerlinien.....	87
5 Entwicklung eines Berechnungsverfahrens	97
5.1 Lösungsweg	97
5.2 Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens	97
5.3 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten in korrosiver Umgebung durch HFH-Nachbehandlung	97
5.4 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Quersteifen in korrosiver Umgebung durch die HFH-Nachbehandlung	98
5.5 Bemessungskonzept für die Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähten und Quersteifen	99

6	Fazit	101
6.1	Schlussfolgerungen	101
6.2	Potential der HFH-Verfahren für den Einsatz an Offshore-Strukturen	103
6.3	Ergebnistransfer in die Wirtschaft	105
6.4	Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts	108
6.5	Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse insbesondere für KMU sowie ihres innovativen Beitrags und ihrer industriellen Anwendungsmöglichkeiten	109
6.6	Offene Fragen und weitere Forschung	110
	Danksagung an den Projektbegleitenden Ausschuss	111
	Zusammenfassung und Ausblick	112
	Literaturverzeichnis.....	113
	Anhang A – Ergebnisse der Ermüdungsversuche	120
	ANHANG B – Bruchmechanik.....	142
	ANHANG C – Statistische Auswertung des Dickenabtrags	147
	ANHANG D –Korrosion von Kleinproben und Härteuntersuchungen	148
	ANHANG E – Werkstoffzeugnisse und WPS	153

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: HFH Geräte – A: HiFIT – B: PITEC	12
Abbildung 2: Problemstellung und Zielvorgabe	13
Abbildung 3: Größen, die eine zyklische Beanspruchung beschreiben, aus [20]	16
Abbildung 4: Kennwerte der Wöhler-Linie (doppeltlogarithmisch aufgetragen) und Abgrenzung der Bereiche der Dauerfestigkeit (D), der Zeitfestigkeit (Z) und der Kurzzeitfestigkeit (K), ungekerbte Proben (σ_A) und gekerbte Proben (σ_{nA}), aus [20]	16
Abbildung 5: Rissentstehung (crack initiation), Risswachstum (crack growth), plastische Zone (plastic zone); Lage der Probekörper zur Bestimmung der charakteristischen Eigenschaften [3]	17
Abbildung 6: Untersuchung der Rissentstehungs- und Risswachstumsphase in den Fällen von schwach (mild notch) und stark gekerbten (sharp notch) Proben aus perlitischen Stahl [24]	17
Abbildung 7: Kerbfallklasse 160 aus dem [5] – Zugeordnete Konstruktionsdetails, Beschreibung und Anforderungen	18
Abbildung 8: Parameter der HFH-Nachbehandlung, aus [8] – (A) UIT-Behandlungsparameter – (B) HiFIT-Behandlungsparameter	18
Abbildung 9: Längseigenspannungen (“longitudinal residual stresses“) nach der HiFIT bzw. UIT Nachbehandlung, “Distance from the weld centre line“ steht für Abstand von der Schweißlinie aus [39] – B: Wöhlerlinie von kugelgestrahlten und HFH-nachbehandelten Querstumpfstöße aus S355J2, Ergebnisse aus [8]	19
Abbildung 10: Vorgeschlagene Kerbfallklassen für die HFH-nachbehandelten Stumpfnähte und Quersteife im Vergleich zu der Kerbfallklasse von „wie geschweißten“, gehämmerten oder genadelten Proben [44].	20
Abbildung 11: Kerbfallklassenerhöhung (“maximum possible improvement, number of FAT classes“) von HFH-nachbehandelten Stahlverbindungen in Abhängigkeit von der Fließgrenze (“yield strength“) auf Basis der Klassifizierung nach EC-3 [5], aus [45]. “transverse attachment“ steht für Quersteife, “longitudinal attachment“ für Längssteife, “butt welded joint“ für Stumpfnah, “Proposal“ für Vorschlag.	20
Abbildung 12: Korrosionseffekte mit Einfluss auf das Ermüdungsverhalten von Stahlbauteilen	22
Abbildung 13: Salzsprühkammer am KIT Stahl- und Leichtbau	23
Abbildung 14: A: Vergleich von Ermüdungsrisswachstum in Luft und Meerwasser aus [54] – B: Frequenzabhängigkeit der Korrosionsermüdungsrissausbreitung im Meerwasser, Diagramm in [56] gefunden	25
Abbildung 15: Charakteristische Wöhlerlinien für HFH-nachbehandelte Schweißverbindungen bei $f_y < 355 \text{ N/mm}^2$ und $R \leq 0,15$ [68]	29
Abbildung 16: Maximale Erhöhung der Kerbfallklasse in Abhängigkeit von f_y [44]	29
Abbildung 17: Unterwasserzonen nach [7]	31
Abbildung 18: Schematische Darstellung der Zoneneinteilung in Meeresumgebung aus [71]	32
Abbildung 19: Bemessungswöhlerlinien für Konstruktionsdetails an Luft aus [76]	35
Abbildung 20: Wöhlerlinien für Stumpfnähte in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen, Werte aus [76] ...	36
Abbildung 21: Vergleich der Wöhlerlinien für das Detail Stumpfnah (Kurve D) im Zustand wie geschweißt sowie nach Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Schleifen und Hämmern aus [76]	36
Abbildung 22: Felder der Schweißsimulation und Wechselwirkungen	37
Abbildung 23: Übersicht über die Schweißsimulation	39
Abbildung 24: Untersuchte Probekörper der Konstruktionsdetails Stumpfnah (links) und Quersteife (rechts) .	41
Abbildung 25: Versuchsarten zur Ermittlung des Einflusses der Korrosion auf den Ermüdungsvorgang	41
Abbildung 26: Nomenklatur der Versuchsserien und Probekörper	43
Abbildung 27: Geometrie der getesteten Proben (Abmessungen in [mm])– A: Stumpfnähte für die sequentiellen Axialversuche – B: Quersteife für die sequentiellen Axialversuche – C: Stumpfnähte für die	

sequentiellen Biegeversuche – D: Quersteife für die sequentielle Biegeversuche – E: Stumpfnähte für die simultane Biegeversuche – F: Quersteife für die simultanen Biegeversuche	45
Abbildung 28: Schnittfläche – A: nach dem Wasserstrahlschneiden – B: mit Fächerscheiben geschliffen	46
Abbildung 29: A: Kleinproben für die Untersuchung der Korrosionsschutzmittel – B: Versuchsaufbau in der SSN	46
Abbildung 30: Auslagerungsstand für Korrosionsversuche an Kleinproben	47
Abbildung 31: Kleinprobe (l * b * t = 200 mm * 45 mm * 10 mm) nach Auslagerung mit anhaftendem Korrosionsprodukt und gereinigte Probe	48
Abbildung 32: HFH-behandelte Proben der Details Stumpfnah (links) und Quersteife (rechts) der Stahlgüte S355J2+N nach Langzeitauslagerung 650 Tage, Gereinigte Proben und Proben mit anhaftendem Korrosionsprodukt	48
Abbildung 33: Veränderung der arithmetischen Mittelwerte der Blechdickenreduktion von HFH-behandelten Probekörpern der Stahlgüte S355J2+N in Abhängigkeit des Auslagerungszeitraums	49
Abbildung 34: A: Das EK – B: Anzeigen des Amperemeters und Voltmeters – C: Übersicht – D: Längsquerschnitt der Wasserkammer	51
Abbildung 35: A: Perthometer M1 – B: Limes Messsystem - C: Die mit dem Limes System ermittelte digitale 3D-Fläche; Messspuren quer zur Nachbehandlungslinie	52
Abbildung 36: Prüfmaschinen des KIT – A: Zwick 400 HFP 510 – B: Losenhausen 1000 – C: 4-Punkt Biegeversuch auf Instron 250 – D: 4-Punkt Biegeversuch auf Losenhausen 200	53
Abbildung 37: Ergebnisse der axialen sequentiellen Ermüdungsversuche an Stumpfnähten	54
Abbildung 38: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an wie-geschweißten Stumpfnähten – axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten wie-geschweißten Zustand	55
Abbildung 39: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an HFH-Stumpfnähten - axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten HFH-nachbehandelten Zustand	56
Abbildung 40: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an HFH-Quersteifen - axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten, HFH-nachbehandelten Zustand – Die Ergebnisse der Serie Q_HFH_SSN_B sind wegen der besonders großen Streuung und steilen Neigung technisch nicht anwendbar und nur im Anhang A angegeben.	57
Abbildung 41: Korrosive Auslagerung der Proben im künstlichen Meerwasser und korrodierte Konstruktionsdetails, Quersteifen (links) und Stumpfnähte (rechts)	59
Abbildung 42: Exemplarische Vermessungsbilder der Nahtübergangsbereiche von HFH-behandelten Proben vor und nach der Auslagerung in künstlichem Meerwasser für 30 Tage, Quersteife (oben) und Stumpfnah (unten)	60
Abbildung 43: Aufbau und Parameter für simultane Ermüdungsversuche im künstlichen Meerwasser	61
Abbildung 44: Exemplarische Versagensbilder der Serien Stumpfnah „wie geschweißt“ (S_WG_KMW_B) mit Rissausgang in der Schweißnaht (oben) und HFH-behandelt (S_HFH_KMW_B) mit Rissausgang im Grundwerkstoff (unten).....	62
Abbildung 45: Exemplarische Versagensbilder der Serie Quersteife HFH-behandelt (Q_HFH_KMW_B) mit Rissausgang in der Schweißnaht (oben) und Rissausgang im Grundwerkstoff (unten)	62
Abbildung 46: Wöhlerlinien für wie geschweißte und HFH-behandelte Stumpfnähte bei simultaner Korrosion im künstlichen Meerwasser, Prüffrequenz 1 Hz, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [8]	63
Abbildung 47: Wöhlerlinien für wie geschweißte und HFH-behandelte Quersteifen bei simultaner Korrosion im künstlichen Meerwasser, Prüffrequenz 1 Hz, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [92]	65
Abbildung 48: Oberflächen von verschiedenen korrodierten Proben - A: KMW 30 Tage - B: EK 5 Tage - C: SSN 90 Tage + EK 5 Tage + SSN 10 Tage – D: RB 2 Jahre	68

Abbildung 49: Zeitliche Entwicklung der mittleren Dickenreduktion und des unteren 95% -Vertrauensintervalles in SSN und KMW	69
Abbildung 50: Zeitliche Entwicklung der mittleren R_a (Oberflächenrauheitswert nach [89]) in SSN und KMW ..	69
Abbildung 51: Axial trocken geprüfte Probe aus Grundwerkstoff – RG: unkorrodiert – SG: 2 Jahren in Meerwasser korrodierte (RB-Proben) – BG: 2 Jahren im Süßwasser korrodierte – aus [18]	70
Abbildung 52: Wöhlerlinien für HFH-behandelte Stumpfnähte, $R = 0,1$, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich der simultanen und sequentiellen Korrosion mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [8]	72
Abbildung 53: Wöhlerlinien für HFH-behandelte Quersteifen, $R = 0,1$, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich der simultanen und sequentiellen Korrosion mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [92]	73
Abbildung 54: Gewählte Lastfolge für Versuche zur Rissfortschrittsanalyse aus [67]	74
Abbildung 55: Bruchfläche mit Rastlinien und Rissgeometrieparametern aus [67]	74
Abbildung 56: Bruchfläche und entstandene Rastlinien der Probe Q_HFH_SSN_B-11	76
Abbildung 57: Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN „wie geschweißter“ und HFH-behandelter Stumpfnähte sowie HFH-behandelter Quersteifen in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors ΔK , Versuche unter sequentieller und simultaner Korrosion, Stahlgüte S355J2+N, Vergleich mit Ergebnissen an HFH und UIT aus [67] sowie Werten für Baustahl aus [100] und Werten für Stähle in korrosiver Umgebung aus [101]	77
Abbildung 58: FE-Modell für die Simulation der Quersteife und die entsprechende Gefügemodellierung im Schweißnahtbereich – Die unterschiedliche Farben stellen die Zonen mit verschiedenem Gefüge dar.....	79
Abbildung 59: Ergebnisse der Schweißsimulation – A: Eigenspannungsverläufe in der Mitte der Oberseite des simulierten Bauteils, quer zu der Schweißlinie – B: Eigenspannungsverläufe in der Mitte des simulierten Bauteils, in Tiefenrichtung unter der Schweißnaht	79
Abbildung 60: Modelliertes Blech mit Abmessungen von 10 mm x 10 mm x 5 mm.	80
Abbildung 61: Konvergenzanalyse – mit unterschiedlichen Elementgrößen gerechnete Längseigenspannungen – t ist der Zeitpunkt der Auswertung – ms ist die verwendete Elementgröße und D ist der Dämpfungskoeffizient (im Text mit C bezeichnet)	81
Abbildung 62: Untersuchte Geometrie und angepasstes FE-Netz für die Berechnung der HFH-Eigenspannungen an Quersteifen – A: Ganzes Model – B: Pin und nachbehandelter Bereich	82
Abbildung 63: Verläufe der durch HFH erzeugten Quer- und Längs-Eigenspannungen in Tiefenrichtung ohne Berücksichtigung der Schweißspannungen	82
Abbildung 64: Verlauf der HFH-Eigenspannungen [MPa] quer zur Hammerspur in Tiefenrichtung ohne Berücksichtigung der Schweißspannungen	83
Abbildung 65: Untersuchte geometrische Größen am Konstruktionsdetail Quersteife (links) und Stumpfnah (rechts).....	84
Abbildung 66: Darstellung der Vernetzungsstrategien des Schweißnahtübergangs für das Konstruktionsdetail Quersteife (oben) und Stumpfnah (unten)	85
Abbildung 67: Hauptspannungsverteilung σ_{11} in [N/mm ²] des Konstruktionsdetails Quersteife unter Biegebeanspruchung (links) und axialer Zugbeanspruchung (rechts)	86
Abbildung 68: Hauptspannungsverteilung σ_{11} in [N/mm ²] des Konstruktionsdetails Stumpfnah unter Biegebeanspruchung (links) und axialer Zugbeanspruchung (rechts)	86
Abbildung 69: Vergleich der Wöhlerversuchsergebnisse von Quersteifen mit 25mm Blechdicke unter Biege- und axialer Zugbeanspruchung nach Lindley und Bateson [115] aus [65]	88
Abbildung 70: Nennspannungswöhlerlinien wie geschweißter Stumpfnähte unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung	89

Abbildung 71: Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Probekörper unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung	91
Abbildung 72: Kerbspannungswöhlerlinien HFH-behandelter Probekörper unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung	92
Abbildung 73: Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Kerbdetails unter Korrosionseinfluss	94
Abbildung 74: Kerbspannungswöhlerlinie HFH-behandelter Kerbdetails unter Korrosionseinfluss	95
Abbildung 75: Auswertung der Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähten ..	98
Abbildung 76: Auswertung der Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Quersteifen	99
Abbildung 77: Schemaskizze für die Offshore Tragstruktur „Monopile“ (links) und Schweißnahtdetail DV-Naht (rechts).....	103
Abbildung 78: Vorgeschlagene Methode zur Simulation der langfristigen realen Korrosion in der Spritzwasserzone	110
Abbildung 79: Histogramme und Ergebnisse der statistischen Analyse des Dickenabtrags an den SSN-Proben – μ und σ stehen für Mittelwert und Standardabweichung jeweils gemessen in μm , p steht für den im Shapiro-Wilk-Kriterium verwendeten p-Wert - A: nach 14 Tage - B: nach 28 Tage - C: nach 42 Tage - D: nach 56 Tage - E: nach 70 Tage - F: nach 96 Tage	147
Abbildung 80: A: Kleinproben für die Untersuchung der Korrosionsschutzmittel – B: Zinkstaubfarbe nach 120 Stunden – C: Zinkstaubfarbe nach 240 Stunden – D: Zinkspray nach 120 Stunden – E: Zinkspray nach 240 Stunden – F: Edding Farbe nach 120 Stunden – G: Edding Farbe nach 240 Stunden – H: Zaponlack spray nach 120 Stunden – I: Zaponlack spray nach 240 Stunden	148

1 Einleitung

1.1 Motivation und Problemstellung

Der Anstieg des globalen Energiebedarfs in Verbindung mit dem stetigen Bedarf an nachhaltiger Entwicklung macht die ständige Verbesserung der umweltfreundlichen Energiequellen erforderlich. Windenergie wird schon vor Jahrhunderten genutzt. Sie bietet im Vergleich zu den anderen Energiequellen, wie z.B. die Solarenergie, den Vorteil, dass sie auch bei ungünstigeren solaren Randbedingungen angewandt werden kann. In Südeuropa ist der Anteil der Solarenergieversorgung wesentlich höher als in den nördlichen Breitengraden. Im Gegensatz dazu sind die Möglichkeiten für die Windenergienutzung in ganz Europa ähnlich. Besonders in den Offshore-Gebieten ist die Verfügbarkeit von Windenergie sehr hoch.

Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) haben Vorteile gegenüber Onshore-Windenergieanlagen, darunter die geringere Einengung der Ausbildung der Konstruktion durch baugenehmigungsrechtliche Aspekte und die höhere erzielbare Anlagenleistung. Im Bericht der Deutschen WindGuard GmbH wurde darauf verwiesen, dass die durchschnittliche Anlageleistung der Windenergieanlagen an Land (WEA) im Jahr 2014 in Deutschland 2.690 kW betrug, während die durchschnittliche Anlagenleistung der OWEA im Jahr 2015 bei 4.158 kW lag [1]. Da die Lebensdauer der Verbindungen die Anlagenlebensdauer bestimmt, bleiben die Kosten der OWEA als umweltfreundliche Lösung für die Stromversorgung hoch, wie eine Studie des Fraunhofer ISE im Jahr 2013 zeigt [2]. Es ist beeindruckend, dass die Stromerzeugungskosten (Levelized Cost of Electricity Renewable Energy Technologies – LCOE) der Onshore-Windenergieanlagen so niedrig sind, dass sie sich in einigen Fällen den Stromerzeugungskosten fossiler Energiequellen nähern. Zu beachten ist hierbei, dass die Herstellungskosten einer Energiequelle die Kosten der Stromerzeugung über die gesamte Lebensdauer beeinflussen. Aus diesem Grund kann eine Erhöhung der Anlagenlebensdauer auch zu einer Senkung der Stromerzeugungskosten von OWEA führen, weil die Herstellungskosten (der überwiegende Teil der Gesamtkosten) über einen größeren Zeitraum bzw. auf eine höhere Energieausbeute verteilt werden.

Die Besonderheit bezüglich der Lebensdauer von OWEA (Jacket- und Tripile-, aber auch Monopile-Tragstrukturen) ist das gleichzeitige Wirken von Ermüdung und Korrosion, ein Phänomen, das als Korrosionsermüdung bekannt ist. Die korrosive Umgebung, besonders an den Bauteilbereichen der Wasserswechselzone (Splash Zone), kombiniert mit den wechselnden Beanspruchungen der OWEA aus Wind, Wellen und Anlagenbetrieb stellen eine komplexe Beanspruchungssituation dar. Bisherige Untersuchungen zur Korrosionsermüdung von Stahl zeigen, dass die Komplexität des Phänomens derart groß ist, dass keine allgemeinen Lösungen des Problems zur Verfügung stehen. Die korrosive Umgebung baut den Stahlwerkstoff durch eine makroskopische Verringerung der Materialdicke ab. Hierbei kann auch eine mikroskopische Diffusion von Wasserstoff-Atomen in das Kristallgitter beobachtet werden [3]. Die Degeneration führt meistens zu einer früheren Rissentstehung und zu einem schnelleren Risswachstum. Im Vergleich zum unkorrodierten Kerbdetail Da die Ermüdungsbelastung von Offshore-Windenergieanlagen, aufgrund der wechselnden Wellen- und Rotorbelastung, bezüglich der Anlagenlebensdauer maßgeblich ist, in der Entwurfsphase dieser Strukturen entsprechende Maßnahmen erforderlich. In den meisten Fällen wird durch die entsprechenden Konstruktionsnormen (siehe [4] ein vollständiger Korrosionsschutz für Stahlbauteile in korrosiver Umgebung gefordert [5] und [6]). Dennoch können Beschichtungen nicht immer an allen Teilen einer Offshore-Konstruktion zuverlässig aufgebracht werden, und dort wo sie appliziert werden, sollten sie regelmäßig überprüft werden [4]. Für die ungeschützten Teile wird die Zugabe einer zusätzlichen (abrostenden) Materialdicke gefordert, die konservativ sein kann [4], [7].

Eine alternative Lösung zur Erhöhung der Lebens- und damit Betriebsdauer von Offshore-Windenergieanlagen kann die Anwendung von Schweißnaht-Nachbehandlungsverfahren sein. Das vorliegende Projekt untersuchte die Wirksamkeit von hochfrequenten Hämmerverfahren (HFH) in korrosiven Umgebungen. HFH hat sich als eine der effizientesten und einfachsten modernen Schweißnaht-Nachbehandlungsmethoden erwiesen. Es wurde basierend auf der Methode des traditionellen Hämmerns von Stahlbauteilen entwickelt. Derzeit gibt es einige Hersteller von HFH-Geräten (Abbildung 1), aber das Prinzip ist in allen Fällen gleich. Ein in einer Vorrichtung

gehaltener Bolzen mit einer balligen Spitze wird durch einen geeigneten Mechanismus in Richtung der Schweißnaht des geschweißten Bauteils beschleunigt, wodurch der behandelte Bereich bei Auftreffen plastisch verformt wird. Auf diese Weise werden Druckeigenspannungen induziert und die Kerbschärfe wird reduziert. Die Ermüdungsfestigkeit des Bauteils kann hierdurch mit einem Faktor von 1,8 erhöht werden [8].

Da sich die HFH-Verfahren in den letzten Jahren rasant entwickelten existiert noch keine technische Norm hierzu. In den vergangenen Jahren konnte eine zunehmende Forschungstätigkeit hierzu beobachtet werden. Die Methode wurde experimentell gründlich untersucht. Ihre Effektivität wurde von Ummenhofer et al. 2006 [8] validiert und mit anderen ähnlichen Nachbehandlungsverfahren verglichen. Die höhere Effektivität, niedrigen Anwendungskosten und die im Vergleich einfachere und bessere Anwendbarkeit der HFH wurde hierbei aufgezeigt. Außerdem wurde im selben Projekt eine Sensitivitätsanalyse zu den Nachbehandlungsparametern und deren Einfluss auf die induzierten Druckeigenspannungen (Höhe und Verteilungen) durchgeführt. Eine noch höhere Effektivität bei hochfesten Stählen aufgrund der aufgrund der höheren Streckgrenze erhöhten Druckeigenspannungen wurde in [8], [9], [10] und [11] weiter untersucht und validiert. Die HFH-Methode hat sich auch bei bestehenden vorgeschädigten Konstruktionen [12] und [13] bewährt. Für den letzten Fall untersuchten Ummenhofer et al. strukturelle Details ähnlich denen der Offshore-Windenergieanlagen und unternahm damit einen ersten Schritt in Richtung des vorliegenden Projekts. Die HFH-Methode wurde auch in einigen Fällen numerisch untersucht ([14], [15], [16] und [17]). Dennoch existiert derzeit noch keine vollständige genaue numerische Simulation der HFH-Behandlung.



Abbildung 1: HFH Geräte – A: HiFIT – B: PITEC

Ziel des vorliegenden Projektes war, den Korrosionseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit nachbehandelter Schweißnähte und insbesondere die Wirksamkeit von HFH in korrosiver Umgebung zu untersuchen, zu quantifizieren und aufgrund dieser Untersuchungen angepasste und wirtschaftliche Bemessungskonzepte zu entwickeln (Abbildung 2). Um dieses Ziel zu erreichen, werden die folgenden Themen behandelt:

- Auswahl geeigneter Randbedingungen für das Projekt: Material- und Probengeometrie mussten so gewählt werden, dass die Ergebnisse bei Offshore-Windenergieanlagen direkt anwendbar sind. Es sollten auch geeignete Methoden für die Reproduktion von realer Korrosion im Labor eingesetzt werden, so dass alle in der Realität auftretenden Effekte, die die Ermüdungslebensdauer verringern können, erfasst werden. Darüber hinaus sollte eine geeignete Korrosionsdauer in Bezug auf die Expositionszeit in der Praxis (Inspektionsintervalle usw.) für die Planung der Versuche und die Interpretation der Ergebnisse ausgewählt werden.
- Experimentelle Untersuchungen: Prüfung der Ermüdungslebensdauer von geschweißten Proben, so dass eine Basis vor einem Vergleich mit den jeweiligen Ermüdungsklassen zur Verfügung steht. Der Einfluss von Korrosionsmethoden auf die Geometrie und Oberflächenqualität von geschweißten und nach dem Schweißen nachbehandelten Proben sollte dokumentiert und mit Proben verglichen werden,

die unter realen Bedingungen korrodiert sind. Darauf aufbauend konnte eine Interpretation der Ergebnisse für die gewählte Vorgabezeit und deren Integration in Bemessungsverfahren durchgeführt werden. Die Ermüdungslebensdauer von korrodierten, geschweißten und HFH-Proben sollte bestimmt werden. Eine Prüfung des Rissentstehungs- und Risswachstumsverhaltens der korrodierten, geschweißten und HFH-behandelten Proben lieferte außerdem weitere Informationen über die Effektivität der HFH-Behandlung von korrodierten Proben.

- Numerische Untersuchungen: In früheren Projekten wurde beobachtet, dass die Interpretation des Korrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten geschweißter Bauteile aufgrund der Kerbwirkung und der Schweißzugspannungen sehr komplex sein kann [18]. Numerische Untersuchungen können dazu beitragen, mögliche Veränderungen im Eigenspannungsfeld von geschweißten und HFH-behandelten Proben aufgrund von Materialerosion abzuschätzen. Änderungen der Geometrie, die zu einer Verringerung oder Erhöhung der Kerbwirkung führen, können ebenfalls mithilfe von lokalen Konzepten modelliert werden.
- Bewertung der Ergebnisse: Eine Bewertung der Ergebnisse ermöglicht die Entwicklung einer Bemessungsmethode für die Ermüdungslebensdauer. Basierend auf diesem Vorschlag wird die Berücksichtigung des HFH-Einflusses in den jeweiligen Normen ermöglicht. Ziel des Projektes ist die Steigerung des Potentials von OWEA durch reduzierte Anlagenkosten. Durch die Regelung der HFH-Nachbehandlung in den Bemessungsnormen kann deren ermüdungssteigernde Wirkung berücksichtigt werden.

Geschweißte Verbindungen bei OWEA Potential einer Nachbehandlung / Korrosionseinfluss

- **Wechselnde Beanspruchungen**
aus Wind, Wellen und Anlagenbetrieb
- **Bemessung** maßgeblich durch Ermüdungsfestigkeitsnachweis der Schweißnähte bestimmt
- **Schweißnahtnachbehandlung** mit höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH): Ermüdungsfestigkeitssteigerung



+ korrosive Umgebung



**Einsatz bei OWEA scheitert derzeit an Einwänden der Zertifizierer:
Wirksamkeit der HFH unter Korrosionseinfluss nicht nachgewiesen bzw.
Korrosionsermüdung HFH behandelter Nähte nicht bekannt**



**Ziel: Untersuchung des Korrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten
HFH-behandelter Schweißnähte**

Abbildung 2: Problemstellung und Zielvorgabe

1.2 Aufbau des Abschlussberichts

Der Abschlussbericht zum IGF-Projekt „Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses“ gliedert sich wie folgt:

Kapitel 2 gibt den aktuellen Wissenstand auf dem Gebiet der Korrosionsermüdung von Stahlbauteilen und der Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch die HFH-Nachbehandlung wieder. Im ersten Teil werden die bisherigen Forschungsergebnisse bzgl. des Einflusses von Korrosion auf die Rissentstehung und das Risswachstum unter zyklischer Beanspruchung dargestellt. Im zweiten Teil werden die Schwerpunkte der aktuellen Forschung zur Ermüdungslebensdauerverbesserung mit der HFH-Methode vorgestellt, einschließlich experimenteller und numerischer Ergebnisse. Der aktuelle Stand der Bemessungsnormen bezüglich der Ermüdung von geschweißten Bauteilen und der Auslegung von OWEA wird ebenfalls vorgestellt, so dass ein Überblick über die notwendigen Erweiterungen zur Erhöhung des technisch-wirtschaftlichen Potentials von OWEA geschaffen wird. Anschließend wird der theoretische Hintergrund der numerischen Untersuchungen dargestellt.

Kapitel 3 beschreibt die im Rahmen des aktuellen Projektes durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Die Vorbereitung der Proben und die notwendigen Vorversuche werden ausführlich beschrieben. Die angewendeten Methoden zur Korrosion der Proben werden detailliert beschrieben. Das Prüfverfahren wird zusammen mit den Versuchseinrichtungen, den Prüfergebnissen für die Ermüdungslebensdauerbestimmung und den Rastlinienuntersuchungen dargestellt. Die Auswertung der Testergebnisse basierend auf [5] und der Ansatz zur Korrelation der Laborergebnisse mit dem Verhalten des untersuchten Materials unter realen maritimen Bedingungen werden am Ende des Kapitels dargestellt. Weiterhin werden die Korrosionsarten „sequentiell“ und „simultan“ gegenübergestellt und deren Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit getrennt für die beiden untersuchten Konstruktionsdetails analysiert.

Kapitel 4 stellt die numerischen Analysen dar. Schweiß- und HFH-Simulationen wurden auf der Grundlage von realen Schweißanweisungen bzw. Nachbehandlungsparametern durchgeführt, um das Schweißspannungsfeld zu berechnen. Informationen bezüglich des Eigenspannungsfeldes waren hilfreich für die Interpretation der Ergebnisse hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeitsreduktion aufgrund eines signifikanten Dickenverlusts durch Korrosion. Schließlich wurden lokale Konzepte angewendet, um auf Basis der Versuchsergebnisse Kerbspannungswöhlerlinien zu erstellen. Diese wurden genutzt, um die Anwendbarkeit des Kerbspannungskonzeptes an korrodierten Konstruktionsdetails zu validieren und Einflüsse aus der Beanspruchungsart zu analysieren.

Kapitel 5 stellt die entwickelten Berechnungsmethoden zur Verfügung, die den Einfluss von Korrosion und HFH-Behandlung auf die Ermüdungslebensdauer von Schweißverbindungen berücksichtigen. Entsprechende Änderungen für die bestehenden Normen werden vorgeschlagen. Auf der Grundlage der experimentellen und numerischen Ergebnisse wird ein wichtiges Ergebnis des Projekts vorgestellt.

Kapitel 6 fasst die in dieser Arbeit gewonnenen Ergebnisse zusammen und gibt einen Ausblick auf die Möglichkeiten einer sinnvollen Weiterentwicklung. Die Erhöhung des technisch-wirtschaftlichen Potentials der Offshore-Strukturen, aufgrund der Anwendung von HFH, wird quantifiziert und die bereits vorhandenen und zukünftigen Maßnahmen für den Wissenstransfer in der Industrie hervorgehoben.

2 Wissenstand

2.1 Ermüdung von Stahlkonstruktionen und das hochfrequente Hämmerverfahren

2.1.1 Ermüdung in Stahlkonstruktionen

Ermüdung des Stahls bedeutet die durch zyklische Beanspruchung verursachte Änderung der Eigenschaften eines Stahlbauteils [3]. Ermüdungsfestigkeit heißt die Fähigkeit eines Bauteils, diesen zyklischen Einwirkungen zu widerstehen. Die Ermüdung kann zum Bruch des belasteten Bauteils führen, auch wenn die Beanspruchung deutlich unter der Fließgrenze liegt [19]. Die Lebensdauer eines Bauteils ist die Anzahl der Lastzyklen (bei konstanter Schwingamplitude), bekannt als Schwingspielzahl oder Lastwechselzahl (LW), bis zum Bruch. Der Ermüdungsvorgang wird in zwei Phasen, die Rissentstehung und das Risswachstum, aufgeteilt. In der ersten Phase ist kein erkennbarer Riss (technischer Anriss) im Bauteil vorhanden und die Konstruktion wird als unbeschadet betrachtet. In Wirklichkeit entstehen in dieser Phase schon Risse auf einer mikroskopischen Ebene an Fehlstellen im Kristallgitter an [20]. Mit der Entstehung eines makroskopisch erkennbaren Risses finden lokal plastische Dehnungen statt und das Risswachstum beginnt an [3]. Der Riss breitet sich auf makroskopischer Ebene bis zu dem Punkt aus, an dem der tragende Restquerschnitt in dieser Ebene unter einen kritischen Wert sinkt und ein Gewaltbruch eintritt [21]. Die Ermüdungsbeanspruchung kann auf der Höhe der Fließgrenze oder deutlich tiefer liegen, wobei global plastische bzw. nur elastische Verformungen verursacht werden. Im ersten Fall ist die Lebensdauer deutlich niedriger. Man unterscheidet zwischen der Kurzzeitfestigkeit mit höchstens 5×10^4 Lastwechseln, der Zeitfestigkeit und der Dauerfestigkeit [19].

Im Bauwesen wird der Ansatz der gesamten Lebensdauer verwendet („*Total Life Approach*“) [19], um die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen zu bestimmen. Proben werden unter zyklischer Beanspruchung (Dehnung oder Spannung) bis zum Bruch getestet. Ein Beispiel einer zyklischen spannungsbasierten Beanspruchung ist in der Abbildung 3 dargestellt, zusammen mit den Größen, die die zyklische Beanspruchung vereinfachend beschreiben: die Spannungsamplitude σ_a , die obere und untere Spannung σ_o bzw. σ_u , die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, das Spannungsverhältnis R und die Mittelspannung σ_m [20]. Die Ergebnisse werden in einem doppelt-logarithmischen Wöhlerdiagramm ($\Delta\sigma$ - N) dargestellt und nach entsprechenden Normen [5], [22] statistisch ausgewertet, um die Lebensdauer ähnlicher Proben probabilistisch abschätzen zu können. Die entsprechende Wöhlerlinie, die das Ermüdungsverhalten der untersuchten Proben beschreibt, wird aus der statistischen Auswertung der Versuche berechnet. Die Wöhlerlinie wird anhand eines charakteristischen Werts der Spannungsschwingbreite (z.B. der Wert bei 2 Mio. LW nach [5]) und ihrer Neigung m beschrieben. Ein Beispiel wird in der Abbildung 4 präsentiert, zusammen mit den entsprechenden Bereichen der Ermüdungsfestigkeit. Um das Verhalten der Proben in der Risswachstumsphase zu quantifizieren, können bruchmechanische Versuche an gekerbten Proben oder Rastlinienversuche durchgeführt werden [3]. Die zwei Konzepte der Rissentstehung und das Risswachstum sowie die geeigneten Versuchskörper werden in der Abbildung 5 dargestellt.

Schweißnähte sind Schwachstellen bei Ermüdung. Während des Schweißprozesses finden im Bauteil lokal ein Zyklus oder mehrere Zyklen schneller Aufwärmung und Abkühlung [23] statt. Das führt zur Entstehung von plastischen Dehnungen und daraus entstehenden Eigenspannungsfeldern mit den kritischen Zugeigenspannungen (ZES). Außerdem verursachen diese Wärmezyklen Änderungen der Anordnung der Legierungsatome in dem Kristallgitter des Stahls. Die Anordnungsarten des Kristallgitters heißen Phasen und ihre Änderungen Phasenumwandlungen [21]. Wenn ein geschweißtes Bauteil extern belastet wird, wirken die ZES mit, und es führt zu einem höheren lokalen Spannungsniveau und zu schnellerer Rissentstehung an den Stellen, wo diese ZES vorliegen. Die ZES liegen meistens in dem Schweißnahtübergang und der Wärmeeinflusszone (WEZ) vor, wo während des Schweißens Phasenumwandlungen stattfinden, obwohl die Schmelztemperatur des Stahls nicht überschritten wird. Außerdem ist die Spannungskonzentration im Schweißnahtübergang wegen der geometrischen Kerbe höher als im Grundwerkstoff. Die Intensität der Spannungskonzentration wird als Kerbschärfe bezeichnet. Die durch externe Belastung verursachten Spannungen sind an dieser Stelle höher als die Nennspannungen. Die Rissentstehung bestimmt im Fall der leicht gekerbten Proben (niedrige Kerbschärfe) die Gesamtlebensdauer und die Risswachstumsphase ist vernachlässigbar [24]. Im Gegensatz dazu bildet das

Risswachstum bei den stark gekerbten Proben einen signifikanten Anteil an der Lebensdauer (siehe Abbildung 6).

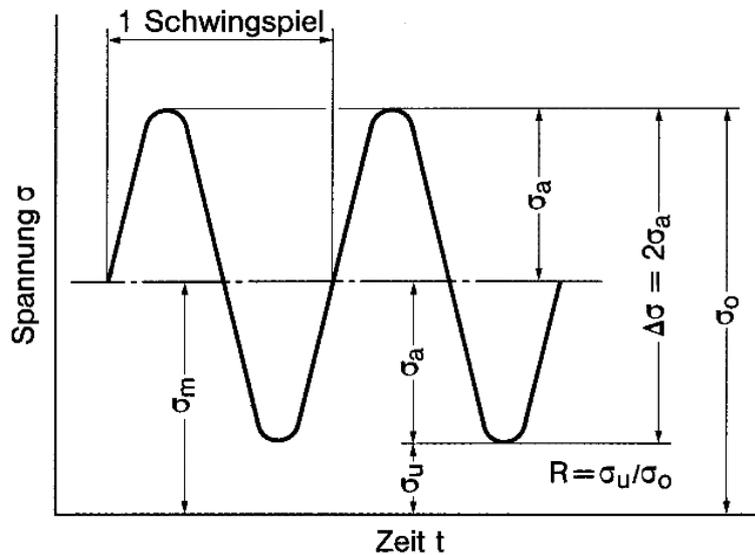


Abbildung 3: Größen, die eine zyklische Beanspruchung beschreiben, aus [20]

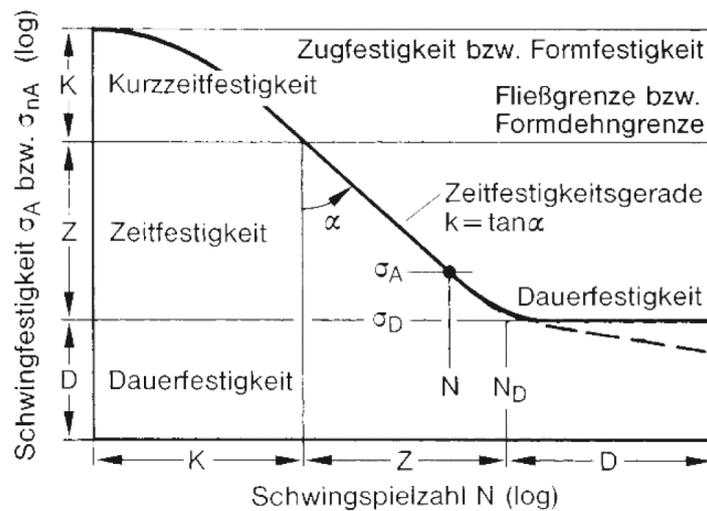


Abbildung 4: Kennwerte der Wöhler-Linie (doppeltlogarithmisch aufgetragen) und Abgrenzung der Bereiche der Dauerfestigkeit (D), der Zeitfestigkeit (Z) und der Kurzzeitfestigkeit (K), ungekerbte Proben (σ_A) und gekerbte Proben (σ_{nA}), aus [20]

Für die Bemessung von realen Stahlkonstruktionen gegen Ermüdung gibt es Empfehlungen, Richtlinien und Normen, wie z.B. Eurocode [5] oder die Richtlinie des *International Institute of Welding* (IIW) [22]. Diese Bemessungsregeln geben für die häufigsten konstruktiven Details von Stahlkonstruktionen die zugehörige Ermüdungsfestigkeit tabellarisch an. Jedes Detail wird einer Klasse zugeordnet, die als Kerbfallklasse oder FAT-Klasse bezeichnet wird und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit des Details (bei 2 Mio. LW) angibt. Die Kerbfallklasse 160 aus [5] ist in Abbildung 7 dargestellt.

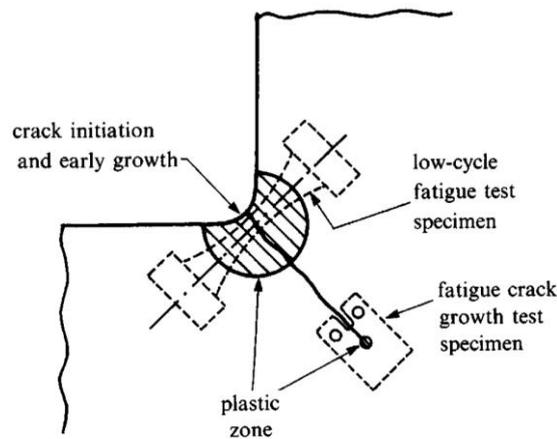


Abbildung 5: Rissentstehung (crack initiation), Risswachstum (crack growth), plastische Zone (plastic zone); Lage der Probekörper zur Bestimmung der charakteristischen Eigenschaften [3]

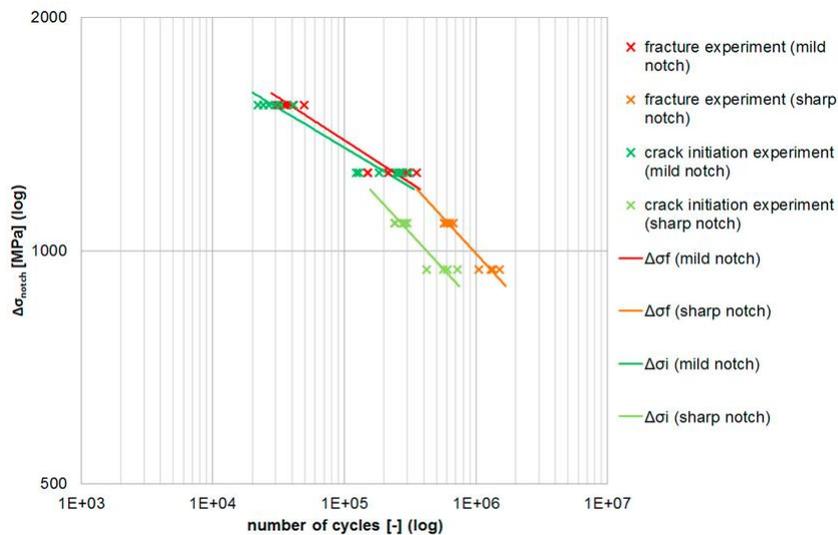


Abbildung 6: Untersuchung der Rissentstehungs- und Risswachstumsphase in den Fällen von schwach (mild notch) und stark gekerbten (sharp notch) Proben aus perlitischen Stahl [24]

2.1.2 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch Schweißnahtnachbehandlung und hochfrequentes Hämmerverfahren

Zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit werden unterschiedliche Schweißnahtnachbehandlungsverfahren angewandt. Diese können in zwei Gruppen eingeteilt werden: thermische und mechanische Verfahren. Im ersten Fall werden die Eigenspannungen durch eine thermische Behandlung (Spannungsarmglühen) der Schweißnaht abgebaut [25]. Durch die mechanischen Nachbehandlungsverfahren werden Druckeigenspannungen im Schweißnahtübergang erzeugt oder / und wird die Spannungskonzentration an der gleichen Stelle durch Änderung der lokalen Geometrie reduziert [8]. Informationen zur Anwendung der Nachbehandlungsverfahren bei Stahl- und Aluminiumkonstruktionen findet man in den IIW-Richtlinien [26]. Nach [8] gibt es folgende Nachbehandlungsverfahren.

- Ausschleifen
- WIG-Nachbehandlung
- Hämmern, Nadeln
- hochfrequentes Hämmerverfahren
- Kugelstrahlen

Tabelle 8.1 — Ungeschweißte Bauteile und Anschlüsse mit mechanischen Verbindungsmitteln

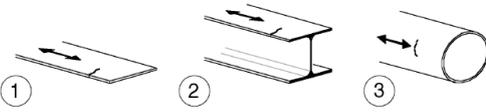
Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
160	<p>ANMERKUNG Der Kerbfall 160 ist der höchst mögliche; kein Kerbfall kann bei irgendeiner Anzahl an Spannungsschwingspielen eine höhere Ermüdungsfestigkeit erreichen.</p> 	<p>AD Gewalzte oder gepresste Erzeugnisse: AC</p> <p>1) AC Bleche und Flachstähle mit gewalzten Kanten; AC</p> <p>2) AD Walzprofile mit gewalzten Kanten; AC</p> <p>3) Nahtlose rechteckige oder runde Hohlprofile.</p>	<p>Kerbfälle 1) bis 3): Scharfe Kanten, Oberflächen- und Walzfehler sind durch Schleifen zu beseitigen und ein nahtloser Übergang herzustellen.</p>

Abbildung 7: Kerbfallklasse 160 aus dem [5] – Zugeordnete Konstruktionsdetails, Beschreibung und Anforderungen

Das hochfrequente Hämmerverfahren (HFH) ist ein modernes mechanisches Nachbehandlungsverfahren. Die erste Anwendung dieses Hämmerverfahrens erfolgte wurde in der ehemaligen Sowjetunion in den Siebziger- und Achtzigerjahren unter dem Name UIT (Ultrasonic Impact Treatment) [27], [28]. Seitdem sind neuere Varianten des Verfahrens entwickelt worden, aber das Prinzip bleibt unverändert. Eine (oder mehrere) von einem speziellen Gerät zu Schwingungen angeregter Pin aus gehärtetem Stahl stößt auf die Oberfläche der zu behandelten Schweißverbindungen, so dass lokale plastische Dehnungen erzeugt werden, und die lokale Kerbe entschärft wird. Die Methode wird am Nahtübergang der Schweißverbindungen angewandt, wo hohe Zugeigenspannungen vorliegen und die Spannungskonzentration besonders hoch ist [8]. Durch den Prozess werden die oberflächennahen Zugeigenspannungen reduziert oder sogar Druckeigenspannungen erzeugt. Auf dieser Weise kann die Lebensdauer neuer oder bestehender Schweißverbindungen verlängert werden [8].

Eine Standardisierung des HFH war bisher aufgrund der offensichtlichen Verschiedenartigkeit der Verfahren in Bezug auf die Erzeugung der Pinbewegung nicht möglich (Abbildung 8). HiFIT (High Frequency Impact Treatment) und PITEC (Pneumatic Impact Treatment) sind die heutzutage verwendeten Versionen des Verfahrens in Deutschland. Informationen zu den Geräten liegen in Veröffentlichungen der Entwickler vor [29], [30] und [31].

Die experimentelle Untersuchungen zeigen eine deutliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Verbindungen durch die HFF-Nachbehandlung [8], [13], [32], [9]. Eine Erhöhung um 2 bis zu 6 Kerbfallklassen ist möglich. Insbesondere liegt die Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Stumpfnähte höher als die von Proben aus dem Grundwerkstoff [8], [11], [33], [9]. Die Effektivität der Methode wurde für viele verschiedenen Geometrien und Wanddicken der nachbehandelten Kerbdetails bestätigt. Quersteifen, Längssteifen, Hohlprofile von unterschiedlichen Dicken wurden ebenfalls untersucht [8], [13], [32], [34], [35], [36]. In den meisten Fällen ist die Neigung m der Wöhlerlinie von HFH-nachbehandelten Proben größer als 5 [8], [13], [32], [37].

Pindurchmesser, d (Pinabrundung, r) [mm]	3 (2), 4, 8 (2,5)	Pindurchmesser, d [mm]	2, 3, 4
Ultraschallfrequenz [kHz]	27	Betriebsdruck, p [bar]	6, 8
Intensitätsstufen []	3 - 5	Anpresskraft, F [N]	50, 100, 150
Pinanzahl []	1, 2, 3	Hämmerfrequenz, f [Hz]	165, 180, 220, 230, 250
Hämmerfrequenz, f [Hz]	200	Applikationswinkel [°]	70-80, 90
Applikationswinkel [°]	45, 90, variabel 60-80	Fortschrittschwindigkeit [mm/s]	3
Behandlungsgeschwindigkeit [mm/s]	8,3	Schrittweite bei flächiger Behandlung [mm]	$0,5 \cdot d$
Schrittweite bei maschineller, flächiger Bearbeitung [mm]	0,8, 0,5		

(A)

(B)

Abbildung 8: Parameter der HFH-Nachbehandlung, aus [8] – (A) UIT-Behandlungsparameter – (B) HiFIT-Behandlungsparameter

Die Effektivität der Methode wurde für auch für verschiedene Stahlgüten bestätigt. Proben aus S355, S690, S910, S1100 und S1300 [8], [13], [32], [9], [36], wurden untersucht. Die Effizienz des Verfahrens ist von der Fließgrenze des nachbehandelten Werkstoffes abhängig, weil das maximale Eigenspannungsniveau nach der HFH-

Behandlung mit der Fließgrenze des nachbehandelten Werkstoffes korreliert [20], [38], [39], [40] (siehe Abbildung 9A). Höhere Druckeigenspannungen führen zu einer Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit. Aus diesem Grund weist die HFH-Nachbehandlung im Fall der hochfesten Stähle ein höheres wirtschaftliches Potential als bei normalen Baustählen auf [10], [37], [41].

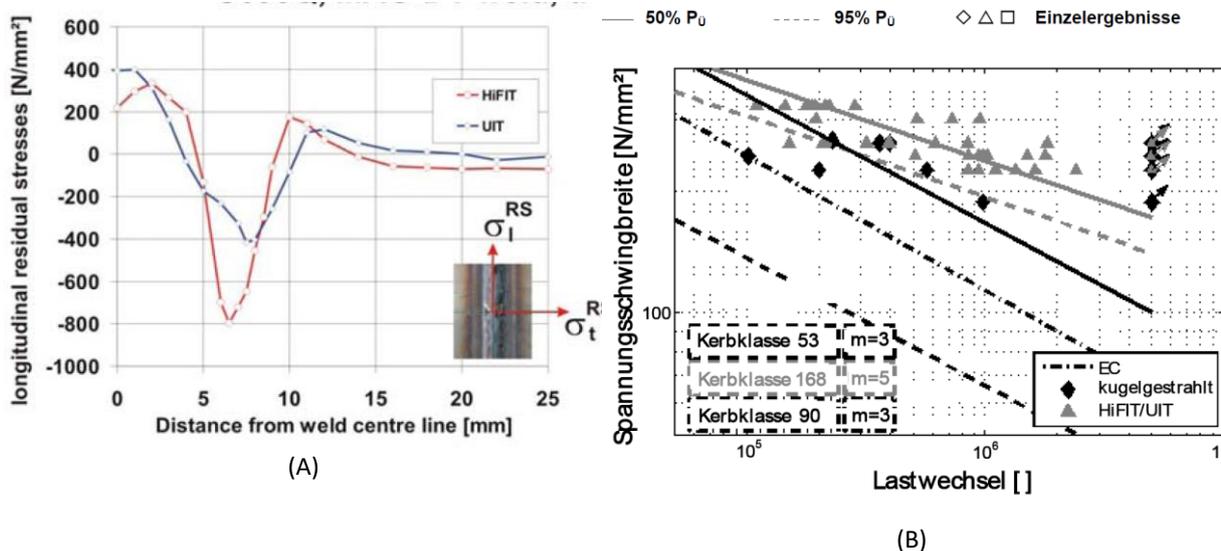


Abbildung 9: Längseigenspannungen („longitudinal residual stresses“) nach der HiFIT bzw. UIT Nachbehandlung, „Distance from the weld centre line“ steht für Abstand von der Schweißlinie aus [39] – B: Wöhlerlinie von kugelgestrahlten und HFH-nachbehandelten Querstumpfstoße aus S355J2, Ergebnisse aus [8]

Die höhere Effizienz von HFH im Vergleich zu anderen Nachbehandlungsverfahren wurde ebenfalls nachgewiesen [8], [32] (Abbildung 9B).

Bisher wurden Versuchsergebnisse aus Ermüdungsversuchen an geschweißten Proben, die mit älteren Methoden (Kugelstrahlen, normalfrequentes Hämmern, etc.) nachbehandelt wurden, mit einer einheitlichen Neigung von $m = 3$ ausgewertet [26]. Für Proben, die mit HFH nachbehandelt wurden, ist eher eine Neigung von $m = 5$ zu treffend [42].

In einer neuen Empfehlung ([43], [44]) werden Erhöhungsfaktoren für die Ermüdungsfestigkeit von HFH-behandelten Proben auf Basis ihrer ursprünglichen Klassifizierung nach [22] angegeben. Die vorgeschlagenen Faktoren werden in Abbildung 10 dargestellt. Dieser Vorschlag wurde auch für eine Anwendung an Proben angepasst, die nach [5] klassifiziert wurden [45] (Abbildung 11).

f_y (MPa)	Longitudinal welds	Transverse welds	Butt welds
	As-welded, $m = 3$ [2]		
All f_y	71	80	90
	Improved by hammer or needle peening, $m = 3$ [1]		
$f_y \leq 355$	90	100	112
$355 < f_y$	100	112	125
	Improved by HFMI, $m = 5$		
$235 < f_y \leq 355$	112	125 ^a	140 ^a
$355 < f_y \leq 550$	125	140	160
$550 < f_y \leq 750$	140	160	180
$750 < f_y \leq 950$	160	180 ^a	–
$950 < f_y$	180	–	–

^a no data available.

Abbildung 10: Vorgeschlagene Kerbfallklassen für die HFH-nachbehandelten Stumpfnähte und Quersteife im Vergleich zu der Kerbfallklasse von „wie geschweißten“, gehämmerten oder genadelten Proben [44].

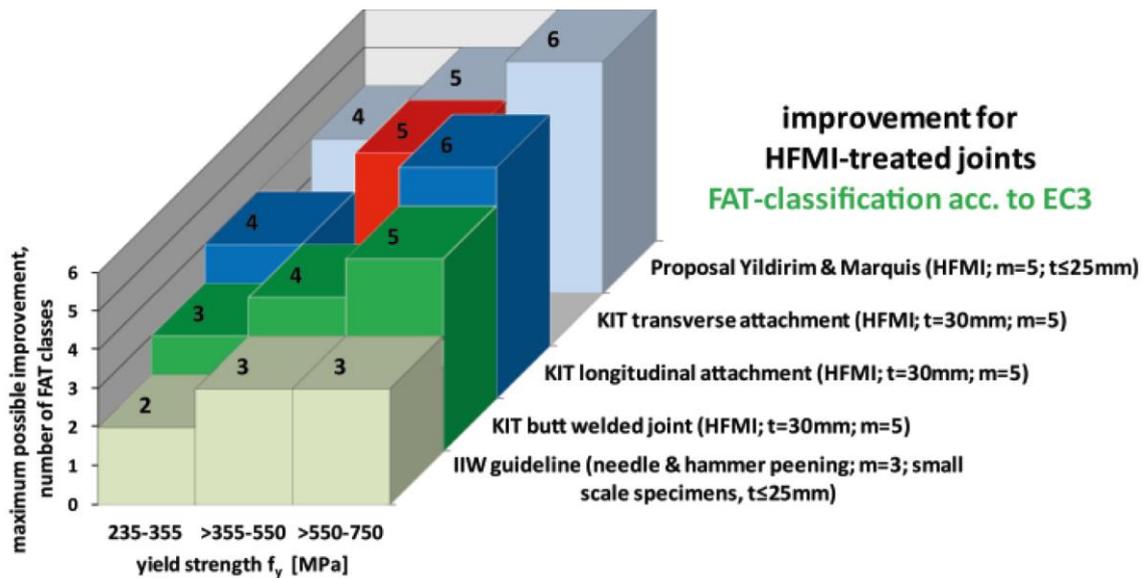


Abbildung 11: Kerbfallklassenerhöhung ("maximum possible improvement, number of FAT classes") von HFH-nachbehandelten Stahlverbindungen in Abhängigkeit von der Fließgrenze ("yield strength") auf Basis der Klassifizierung nach EC-3 [5], aus [45]. "transverse attachment" steht für Quersteife, "longitudinal attachment" für Längssteife, "butt welded joint" für Stumpfnah, "Proposal" für Vorschlag.

2.2 Korrosion und Ermüdung

2.2.1 Korrosion bei Stahlbauteilen

Definition von Korrosion

Die folgende Definition von Korrosion ist in DIN EN ISO 8044:2015-12 enthalten [46]:

„Physikochemische Wechselwirkung zwischen einem Metall und seiner Umgebung, die zu einer Veränderung der Eigenschaften des Metalls führt und die zu erheblichen Beeinträchtigungen der Funktion des Metalles, der Umgebung oder des technischen Systems, von dem diese einen Teil bilden, führen kann“.

Korrosion ist eine chemische Oxidation, ein elektrochemisches Phänomen, das in einem galvanischen System stattfindet [47]. Das galvanische System besteht aus zwei Elektroden die in einen Elektrolyten eingetaucht werden. Die Elektrode, an der Oxidation stattfindet, heißt Anode. Sofern die Oxide wasserlöslich sind, wird an der Anode Material abgetragen. Die anodische Reaktion von Eisen ist in Gleichung (2.1) dargestellt.



Schadensarten von Korrosion

Laut Revier und Uhlig [47] treten 5 unterschiedlichen Schadensarten von Korrosion auf.

- Flächenkorrosion („*General Corrosion or Uniform Attack*“) ist die homogen verteilte Rostschicht auf der Oberfläche der Metallen
- Lochfraß („*Pitting Corrosion*“) ist eine örtliche Korrosionserscheinung, bei der die Korrosionsgeschwindigkeit an einigen Stellen der Oberfläche höher ist. Dort entstehen Löcher, diese Bereiche wirken als Anode.
- Entlegierung („*Dealloying and Parting*“) ist die Entfernung von Legierungselementen aus der chemischen Zusammensetzung des korrodierten Werkstoffes. Dies kann zu plötzlichem Verlust von Festigkeit und Duktilität führen.
- Interkristalline Korrosion („*Intergranular Corrosion*“) ist ein mikroskopischer Effekt, der auf die Korngrenzen des Metalls beschränkt ist und eine signifikante Absenkung von Festigkeit und Duktilität verursachen kann.
- Korrosionsermüdung („*Corrosion Fatigue*“) führt zum verfrühten Anriss eines metallischen Bauteils unter zyklischer Beanspruchung in korrosiver Umgebung.

Die Korrosionsermüdung ist in dem Fall der OWEA maßgebend, obwohl mehrere der oben genannten Schadensarten gleichzeitig einwirken können. Der Salzgehalt des Meerwassers, das als Elektrolyt wirkt, beschleunigt die chemische Oxidation von Stahl und die periodischen Lasten von Wellen, Wind und dem Rotor der OWEA erzeugen eine zyklische Beanspruchung [48]. Die Bedeutung der Korrosionsermüdung und einer wünschenswerten Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit für OWEA wurde z.B. von Adedipe et al. im Jahr 2016 betont [49]. Im Folgenden wird das Phänomen Korrosionsermüdung ausführlicher dargestellt.

2.2.2 Einfluss von korrosiver Umgebung auf das Ermüdungsverhalten von Stahlbauteilen

Korrosion beeinflusst das ihr ausgesetzte Bauteil aus Baustahl auf einem mikroskopischen Niveau, indem sie die Oberflächenrauheit oder die Diffusion von chemischen Elementen erhöht, und auf einem makroskopischen Niveau durch die Reduzierung des statisch wirksamen Querschnitts und der Ermüdungslebensdauer des Bauteils. Es besteht eine Wechselwirkung dieser durch die korrosive Umgebung verursachten Effekte, da die mikroskopischen Veränderungen auch zur Festigkeitsverminderung eines korrodierten Bauteils beitragen.

Gleichmäßige Korrosion erhöht die Oberflächenrauheit und beschleunigt dadurch die Rissentstehung [3], [50]. Nach Revier und Uhlig können Mikrorisse auf der intergranularen Ebene von Bauteilen schon bereits kurze Zeit nach dem Eintauchen in ein korrosives Medium entstehen [47]. Diese wirken als mögliche Auslöser für eine frühzeitige Rissentstehung. Korrosion beeinflusst jedoch auch das Risswachstumsverhalten. Wenn das korrosive

Medium in den Riss eindringt, finden die beiden oben genannten Effekte auch an den Risswänden statt. Der und lokale Abbau des Werkstoffs führt zu einer Verbreiterung des Risses. Zudem erfolgt eine Versprödung des im Rissbereich liegenden Werkstoffs durch Wasserstoffdiffusion (Wasserstoffversprödung, "Hydrogen Embrittlement") [3]. Dieser Effekt ist zeitabhängig, das heißt bei niedrigeren Frequenzen tritt stärkere Korrosion auf [54], [56]. Ein Überblick über die wichtigsten Korrosionseffekte, die das Ermüdungsverhalten eines Stahlbauteils beeinflussen, ist in Abbildung 12 dargestellt.

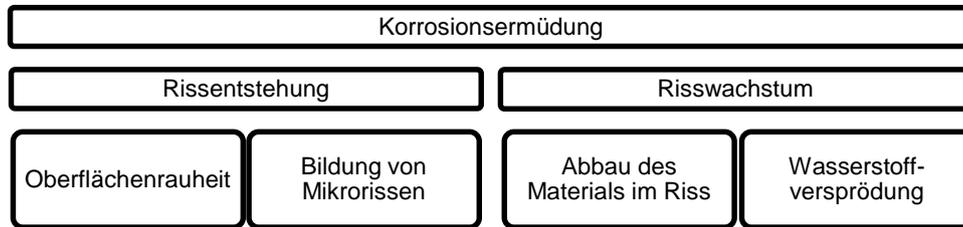


Abbildung 12: Korrosionseffekte mit Einfluss auf das Ermüdungsverhalten von Stahlbauteilen

2.2.3 Untersuchung von Ermüdungskorrosion

Korrosion unter realen Bedingungen

Korrosion ist ein relativ langsam stattfindendes Phänomen. Bei flächigem Abtrag in moderat korrosiver atmosphärischer Umgebung beträgt der Wanddickenverlust an einer Oberfläche ca. 0,01 mm / Jahr [7]. Der Wanddickenverlust im Meerwasser ist wesentlich größer und beträgt im Mittel ca. 0,05 mm / Jahr [7]. In der sogenannten Splashzone (Wasserwechselzone) im Meerwasser ist die Korrosion noch aggressiver, der Dickenabtrag beträgt dann bis zu ca. 0,11 mm / Jahr [7].

Korrosion im Labor

Für die Untersuchung der Korrosionsermüdungsfestigkeit im Labor sollen Ermüdungsversuche entweder an vorkorrodierten Proben oder simultan während der Korrosion einem entsprechenden Korrosionsmedium durchgeführt werden. Die Beschaffung geeigneter, aus bestehenden Konstruktionen herausgeschnittenen Proben ist nahezu nicht realisierbar, deshalb wurden die im Forschungsvorhaben untersuchten Proben im Labor korrodiert. Dabei sollten die angewandten Verfahren die Degradation des Werkstoffes soweit beschleunigen, dass ausreichende Korrosionsabträge in genügend kurzen Zeitintervallen erhalten wurden. Es stehen die folgenden Verfahren für die Korrosion von Proben im Labor zur Verfügung:

- **Korrosion in einer Salzsprühnebelanlage (SSN) nach ISO 9227 [51]:** Die Proben werden in der Korrosionskammer der Anlage gelagert, wo ständig Salznebel ausgesetzt sind (Abbildung 13). Drei verschiedene Betriebsbedingungen werden angewendet, der neutrale Salzsprühtest (NSS), der Essigsäure-Salzsprühtest (AASS) und der beschleunigte Kupfer-Salzsprühtest (CASS). Die Details der verschiedenen Betriebsbedingungen sind in Tabelle 1 dargestellt. Für die Auslagerungsdauer werden unterschiedliche Zeitspannen von 2 bis zu 1000 Stunden gemäß ISO 9227 vorgesehen.
- **Die Verwendung von künstlichem Meerwasser (KMW) nach ASTM-Richtlinie [52] zur korrosiven Auslagerung der Proben und anschließenden simultanen Prüfung im korrosiven Medium:** Die chemische Zusammensetzung des KMW ist in Tabelle 2 dargestellt. Das im Forschungsvorhaben gewählte Vorgehen wird in Kapitel 3.4 beschrieben.
- **Korrosion von Proben in einem elektrolytischen Setup (EK):** Die Proben werden in ein faradaysches galvanisches System eingetaucht (siehe Gleichung (2.2)).

$$m = \left(\frac{Q}{F} \right) \cdot \left(\frac{M}{z} \right) \quad (2.2)$$

wobei m die Masse des durch Elektrolyse abgeschiedenen Stoffes ist, Q die gesamte elektrische Ladung [C], die durch den Werkstoff fließt, $F = 96485 \text{ C/mol}$ die Faraday-Konstante, die gleich der Ladung zur Abscheidung eines Mols eines einwertigen Stoffes benötigt wird, M die molare Masse des Stoffes in Gramm pro Mol und z die Ladungszahl des verwendeten Ions (Elektronen, die pro Ion übertragen werden). Eine solche Prüfmethode ist bisher nicht mit einer Norm oder Empfehlung geregelt und wird daher üblicherweise je nach Anwendungsfall und Erfahrungsschatz modifiziert. Das allgemeine Prinzip des Verfahrens ist die Auslagerung der Probe in einer elektrolytischen Flüssigkeit in einer Kammer, die aus inertem Material besteht. Ein im Vergleich zum Prüfkörper geringer anodisches (oder kathodisches) Material muss in den Elektrolyten eingebracht werden, so dass der Prüfkörper zur Anode wird. Wenn zwei Elektroden, die mit einer Stromquelle verbunden sind, eingesetzt werden, um einen konstanten elektrischen Strom innerhalb des Elektrolyten zu erzeugen, kann der elektrolytische Vorgang signifikant beschleunigt werden. Den Autoren der vorliegenden Studie ist kein Fall bekannt, bei dem die beschleunigte elektrolytische Korrosion von Stahl für dieselben oder ähnliche Zwecke angewandt wurde.

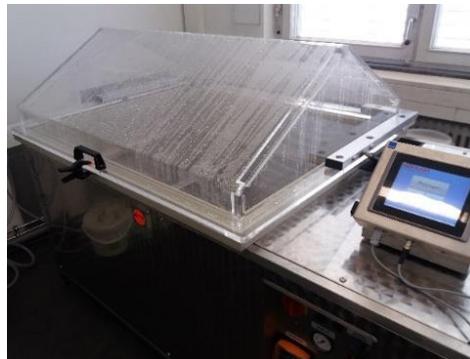


Abbildung 13: Salzsprühkammer am KIT Stahl- und Leichtbau

Tabelle 1: Korrosive Bedingungen im Salzsprühkammertest nach [51]

Prüfverfahrensgegenstand	Neutrale Salzsprühnebelprüfung (NSS-Prüfung)	Essigsäure- Salzsprühnebelprüfung (AASS-Prüfung)	Kupferbeschleunigte Essigsäure- Salzsprühnebelprüfung (CASS-Prüfung)
Temperatur	35 °C ± 2 °C	35 °C ± 2 °C	50 °C ± 2 °C
Mittlere Auffangmenge bei einer horizontalen Auffangfläche von 80 cm ²	1,5 ml/h ± 0,5 ml/h Konzentration		
Natriumchloridkonzentration (aufgefangene Lösung)	50 g/l ± 5 g/l		
pH-Wert (aufgefangene Lösung)	6,5 bis 7,2	3,1 bis 3,3	3,1 bis 3,3

Tabelle 2: Chemische Zusammensetzung (Konzentration, g / L) von künstlichem Meerwasser nach [52]

NaCl	MgCl ₂ - 6H ₂ O	Na ₂ SO ₄	CaCl ₂	KCl
24,53	11,1	4,09	1,16	0,690
NaHCO ₃	KBr	H ₃ BO ₃	SrCl ₂ - 6H ₂ O	NaF
0,201	0,100	0,030	0,040	0,003

Vergleich der Laborverfahren mit realen Bedingungen

Für die oben beschriebenen Verfahren ist eine Korrelation mit der tatsächlichen Korrosion in realer Meerwasserumgebung nicht verfügbar. Den Autoren ist lediglich eine Arbeit bekannt, in der ein Vergleich zwischen Laborverfahren und realer Korrosion durchgeführt wurde [53]. In dieser Studie wurde die Korrosion unter atmosphärischen Bedingungen in Meeresnähe mit Laborkorrosion, wie z.B. einer alternierenden Meerwassersprühvorrichtung bzw. einer Salzsprühnebelanlage, hinsichtlich Dickenreduktion, Massenverlust und optisch erkennbaren Oberflächenveränderungen verglichen. Daher können die Ergebnisse nicht auf den hier untersuchten Fall mit Korrosion im Meerwasser oder der Spritzzone übertragen werden [4], [7].

Ermüdung mit Korrosion

Die Korrosionsermüdungsfestigkeit kann entweder durch trockene Versuche an vorkorrodierten Proben oder Simultanversuche in einem korrosiven Medium bestimmt werden. Im ersten Fall wird nur der Einfluss der Korrosion auf die Rissentstehung erfasst. Dieser Einfluss ist vernachlässigbar, wenn die Risswachstumsphase kurz ist (leicht gekerbte Probe), dann kann die Gesamtlebensdauer auch ohne die Berücksichtigung simultaner Korrosion mit ausreichender Genauigkeit bestimmt werden [54]. Wenn das Risswachstum einen signifikanten Anteil an der Lebensdauer besitzt (scharfe Kerben) und der Korrosionseinfluss im entstehenden Riss berücksichtigt werden soll, werden die Ermüdungsversuche mit simultaner Korrosion im korrosiven Medium durchgeführt (Abbildung 14A).

Wie oben erwähnt, spielt bei simultanen Versuchen die Prüffrequenz eine signifikante Rolle. Untersuchungen bei höheren Frequenzen können zu abweichenden Ergebnissen führen [55], [56], obwohl sie für die Untersuchungen mit kleinen Spannungsamplituden und den damit verbundenen hohen Lastwechselzahlen wünschenswert sind (Abbildung 14B). Eine wesentlich andere Prüffrequenz als sie in der realen Struktur vorliegt, würde die Korrosionsdauer zwischen den einzelnen Spannungsmaxima verändern. Um realistische Ergebnisse bei der Prüfung in künstlichem Meerwasser zu erzielen, sollten daher Prüffrequenzen in der gleichen Größenordnung wie bei der realen Belastung der untersuchten Strukturen angewendet werden. Für Offshore-Windenergieanlagen ist bekannt, dass die Belastungsfrequenz in einer Größenordnung von 0,2 Hz liegt, wobei auch die lokalen Umgebungsbedingungen variieren [48].

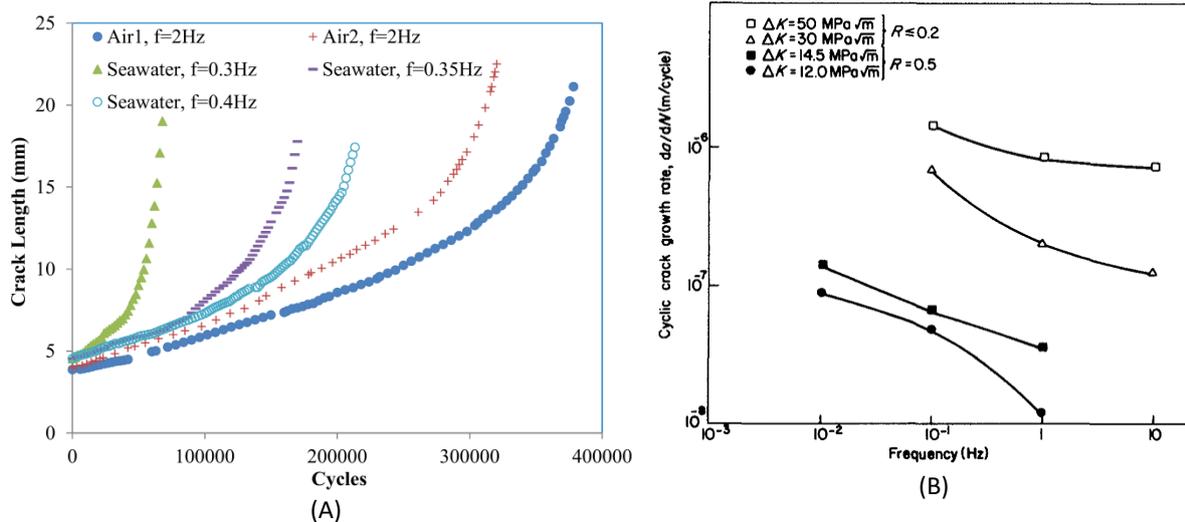


Abbildung 14: A: Vergleich von Ermüdungsrisswachstum in Luft und Meerwasser aus [54] – B: Frequenzabhängigkeit der Korrosionsermüdungsrissausbildung im Meerwasser, Diagramm in [56] gefunden

Wegen der möglichen Abnahme der Kerbschärfe durch Korrosion (Verringerung des Schweißnahtanstiegswinkels und der Schweißnahtüberwölbung) ist es in beiden der oben genannten Fälle möglich, dass korrodierte Proben aus Stumpfnähten entgegen den anfänglichen Erwartungen eine höhere Ermüdungsfestigkeit als die der unkorrodierten Vergleichsproben aufweisen [18]. Im genannten Projekt wurde die Ermüdungsfestigkeit von ungeschweißten Proben aus Grundwerkstoff durch den Korrosionseinfluss auf 66% reduziert.

2.2.4 Schweißnahtnachbehandlung zur Erhöhung der Korrosionsermüdungsfestigkeit

Vorhandene Untersuchungen mit anderen Schweißnahtnachbehandlungsverfahren, wie z.B. Kugelstrahlen, Ausschleifen und Hämmern, zeigen, dass durch die Nachbehandlungsmethoden auch eine Erhöhung der Korrosionsermüdungsfestigkeit möglich ist [57] [58], [59]. Erste Untersuchungen von HFH unter Berücksichtigung von Korrosion weisen das Potential des Verfahrens in Bezug auf die Erhöhung der Korrosionsermüdungsfestigkeit [60],[61], oder durch die Reduktion der Korrosionsrate des nachbehandelten Bereichs [62] auf.

Es zeigte sich jedoch, dass eine systematische Untersuchung der Anwendung der hochfrequenten Hämmerverfahren für Bauteile unter korrosiven Bedingungen fehlt.

Nach Meinung der Autoren können die wenigen vorhandenen Veröffentlichungen nicht als Grundlage für die Beschreibung des Korrosionseinflusses in den Richtlinien herangezogen werden. Trotzdem zeigen die vorhandenen Untersuchungen von HFH und den übrigen Nachbehandlungsverfahren in korrosiver Umgebung, dass eine Verbesserung des Korrosionsermüdungsverhaltens möglich ist. Die höhere Wirksamkeit der hochfrequenten Hämmerverfahren im Vergleich zu den übrigen Methoden wurde für unkorrodierte Bedingungen nachgewiesen [8]. Aus den Untersuchungen ergibt sich als Schlussfolgerung, dass die Anwendung des hochfrequenten Hämmerns auch bei auftretender Korrosion wirkungsvoll ist, zur Quantifizierung jedoch weitere Untersuchungen erforderlich sind.

2.3 Aktueller Stand der Bemessungsregeln

2.3.1 Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche nach EC3-1-9

Die Auswertung der Ermüdungsversuche wird gemäß EC3 durchgeführt. In EC3-1-9 (Anmerkung 1 zu Bild 7.2) wird festgehalten [5]: *“Soweit Ergebnisse von Ermüdungsversuchen benutzt wurden, um den Bezugswert $\Delta\sigma_c$ für einen bestimmten Kerbfall zu bestimmen, ist $\Delta\sigma_c$ für 2 Millionen Spannungsspiele statistisch als 95 %-Quantil für Überleben mit etwa 75 % Vertrauenswahrscheinlichkeit ermittelt worden. Dabei wurden Standardabweichungen, Probekörpergröße und Eigenspannungen berücksichtigt. Die Anzahl der Proben (mindestens 10) wurde nach EN 1990, Anhang D berücksichtigt.“* Ausführliche Auslegungen der obigen Formulierung sind in zwei Dokumenten von Sedlacek et al. [63] sowie Euler und Kuhlmann [64] zu finden. Im Folgenden werden die Empfehlungen von Sedlacek et al. beschrieben. Der erste Schritt ist die Durchführung einer linearen Regression mit der Methode der kleinsten Quadrate, um die Mittelkurve der Ergebnisse zu bestimmen (2.3).

$$\log N = \log a + b \cdot \log \Delta\sigma. \quad (2.3)$$

Dabei sind die N und $\Delta\sigma$ die Lastzyklen bzw. die Spannungsschwingbreiten und a und b die freien Koeffizienten. Jedes Versuchsergebnis erfüllt die folgende Beziehung mit ε_i als Residuum.

$$\log N_i = \log a + b \cdot \log \Delta\sigma_i + \varepsilon_i. \quad (2.4)$$

Die Minimierung der Summe der Quadrate des Residuums erlaubt die Berechnung der Koeffizienten a und b mit den Gleichungen (2.5) und (2.6),

$$b = \frac{n \cdot \sum(\log \Delta\sigma_i \cdot \log N_i) - (\sum \log \Delta\sigma_i) \cdot (\sum \log N_i)}{n \cdot \sum \log \Delta\sigma_i^2 - (\sum \log \Delta\sigma_i)^2}, \quad (2.5)$$

$$\log a = \frac{\sum \log N_i}{n} - b \cdot \frac{\sum \log \Delta\sigma_i}{n}, \quad (2.6)$$

wobei n die Anzahl der Versuche ist. Wenn eine vordefinierte Neigung b verwendet wird, vereinfacht sich die Gleichung (2.6) zu (2.7).

$$\log a = \frac{\sum(\log N_i + b \cdot \log \Delta\sigma_i)}{n}. \quad (2.7)$$

Der Referenzwert der Mittelkurve bei 2×10^6 Lastzyklen $\Delta\sigma_{50\%}$ kann für eine freie sowie vordefinierte Neigung anhand der Gleichung (2.8) berechnet werden.

In einem zweiten Schritt kann nach der linearen Regression anhand der Annahme von Normalität und unter Verwendung einer Student T-Verteilung der Referenzwert der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit bei 2×10^6 Lastwechseln als 95%-Überlebenswahrscheinlichkeit mit der Gleichung (2.8) berechnet werden

$$\log \Delta\sigma_c = \frac{\log N_c - (\log a - t(a) \cdot s \cdot \sqrt{f})}{b}. \quad (2.8)$$

Dabei ist $N_c = 2 \times 10^6$, t(a) der Koeffizient der Student T-Verteilung, der in mathematischen Tabellen aufgeführt wird [63].

Für die Bestimmung von t(a) ist die Berechnung der Standardabweichung s nach Gleichung (2.9) notwendig

$$s^2 = \frac{S_{yy} - b \cdot S_{xy}}{n - 2}, \quad (2.9)$$

wobei

$$S_{yy} = \sum \log N_i^2 - \frac{(\sum \log N_i)^2}{n} \quad (2.10)$$

und

$$S_{xy} = \Sigma(\log \Delta\sigma_i \cdot \log N_i) - \frac{\Sigma \log N_i \cdot \Sigma \log \Delta\sigma_i}{n} \quad (2.11)$$

f wird nach Gleichung (2.12) ermittelt

$$f = 1 + \frac{1}{n} - \frac{(\log \Delta\sigma_{50\%} - \frac{\Sigma \log \Delta\sigma_i}{n})}{S_{xx}} \quad (2.12)$$

wobei

$$S_{xx} = \Sigma \log \Delta\sigma_i^2 - \frac{(\Sigma \log \Delta\sigma_i)^2}{n} \quad (2.13)$$

Im Fall einer vordefinierten Neigung werden s und $\Delta\sigma_c$ nach den Gleichungen (2.14) bzw. (2.15) ermittelt:

$$s^2 = \frac{\Sigma(\log \bar{\omega} - (\log \omega))^2}{n-1} \quad (2.14)$$

$$\Delta\sigma_c = \left(\frac{10^{\log \bar{a}_{95\%}}}{2 \cdot 10^6} \right)^{1/b} \quad (2.15)$$

wobei

$$\log \bar{a}_{95\%} = \log \bar{a} - t \cdot s \quad (2.16)$$

und

$$\log \bar{a} = \frac{\Sigma(\log N_i + b \cdot \log \Delta\sigma_i)}{n} \quad (2.17)$$

Ein direkter Vergleich von axialen und Biegeermüdungsversuchen ist fragwürdig, weil die Beanspruchungsart einen deutlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit aufweist [65]. Dieser Einfluss kann mit der folgenden Gleichung (2.18) berücksichtigt werden:

$$k_b = \left[1 + \left\{ \frac{0.7}{t^{0.2}} + 0.5 \cdot \log \frac{L}{t} \right\} \cdot \Omega^{1.4} \right]^x \quad (2.18)$$

wobei nach [65], $x = \pm 1$ in Abhängigkeit der Monotonie des Spannungsgradienten, Ω ist der Grad der Biegung (Biegespannungskomponente / Gesamtspannung), t ist die Blechdicke [mm] und L/t wird als gleich 2 angenommen.

2.3.2 Berücksichtigung der Nachbehandlung durch HFH-Verfahren in den Bemessungsregeln

Hintergrund

Basierend auf den in Kapitel 2.1.2 beschriebenen Untersuchungen zur Wirksamkeit und Wirkungsweise von HFH sind verschiedene Bemessungsvorschläge und -empfehlungen entstanden. Diese berücksichtigen die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit durch eine HFH-Behandlung in Form von Verbesserungsfaktoren, mit denen die Ermüdungsfestigkeit eines Konstruktionsdetails angehoben wird. Bemessungsvorschläge für herkömmliche Hämmervorgänge werden in [26] gegeben. Da diese lediglich die Anwendung von normalen und höherfesten Stählen unterscheiden und die experimentell in [8] festgestellte Neigungsänderung nicht berücksichtigen, sind diese sehr konservativ für HFH-behandelte Konstruktionsdetails. Vorschläge von Weich [66] differenzieren diesbezüglich stärker und berücksichtigen sowohl den Werkstoffeinfluss als auch eine Änderung in der Wöhlerlinienneigung auf Basis umfangreicher experimenteller Untersuchungen. Auf internationaler Ebene wurde unter anderem der Vorschlag zur Berücksichtigung des Werkstoffs in [42] aufgegriffen, weiterentwickelt und auf Grundlage einer großen Datenbasis ein Bemessungsmodell entwickelt. Dieses berücksichtigt den Werkstoffeinfluss und den Einfluss des Spannungsverhältnisses und gibt unter anderem auch Empfehlungen zur rechnerischen Berücksichtigung des Blechdickeneinflusses. Die deutschen Regelwerke beinhalten bisher keine Ansätze für den Einsatz von HFH-nachbehandelten Schweißnähten. Ein national angestoßenes und 2013 gestartetes Projekt zur Erstellung einer DAST-Richtlinie [67] hat sich nun zum Ziel gesetzt, eine Richtlinie für HFH-Verfahren zu erarbeiten und in diesem Rahmen einen geeigneten Bemessungsvorschlag zu erstellen und zu etablieren.

IIW Richtlinie

Das International Institute of Welding (IIW) veröffentlichte auf Grundlage der dargestellten Datenlage, insbesondere auf Basis von [42], im Jahr 2016 die Richtlinie zum Thema „*IIW Recommendations for the HFMI Treatment. For Improving the Fatigue Strength of Welded Joints*“ [68]. Diese Richtlinie gibt Empfehlungen zur geeigneten Anwendung der HFH-Nachbehandlung. Neben Empfehlungen zur Ausführung und begleitenden Qualitätskontrolle, werden Bemessungskonzepte zur Berücksichtigung der ermüdungsfestigkeitssteigernden Wirkung vorgestellt. Es ist zu beachten, dass die Anwendung ausschließlich für Schweißverbindungen zulässig ist, für die eine Wurzelrissebildung ausgeschlossen werden kann. Die Richtlinie beinhaltet Angaben zum Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept, wobei die Bewertung mithilfe der Nennspannungsmethode, die für den Praxiseinsatz relevanteste Methode darstellt. Diese Konzepte werden unter anderem in [22] und [69] ausführlich beschrieben. Es folgen Erläuterungen bzgl. der Berücksichtigung der HFH-Verfahren auf Basis des Nenn- und Kerbspannungskonzeptes bezugnehmend auf die Richtlinie des IIW [68]. Die Beschreibungen umfassen vorrangig die für diesen Forschungsbericht notwendigen Konzepte und deren Randbedingungen. Für eine vollständige Ausführung wird auf die Dokumente des IIW verwiesen.

Nennspannungskonzept

Bei Anwendung des Nennspannungskonzeptes für HFH-nachbehandelte Schweißverbindungen wird von Seiten des IIW eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit, ausgehend von der Kerbfallklasse (FAT-Klasse) des unbehandelten, wie geschweißt belassenen Konstruktionsdetails, vorgeschlagen. Die Angabe des Bezugswertes der Ermüdungsfestigkeit erfolgt bei der Lastspielzahl $N = 2 \cdot 10^6$. In [68] werden Bemessungskurven der erhöhten Kerbfallklassen in Abhängigkeit der Streckgrenze f_y sowie des Mittelspannungsverhältnisses R gegeben. Die Abbildung 15 zeigt die Wöhlerlinien für Stähle mit Streckgrenze bis zu 355 N/mm^2 bei $R \leq 0,15$ mit der Wöhlerlinienneigung $m = 5$ bis $N = 10^7$ und anschließend $m = 9$ für HFH-behandelte Verbindungen. Die in Klammer angegebenen Werte entsprechen der Kerbfallklasse des unbehandelten Details und die vorangehende FAT-Klasse die ansetzbare Ermüdungsfestigkeit für HFH-Nachbehandlung. Zur Veranschaulichung der festigkeitssteigernden Wirkung der Nachbehandlung ist exemplarisch die Wöhlerlinie der FAT-Klasse 90 mit Neigung $m = 3$ eines im Schweißzustand belassenen Konstruktionsdetails abgebildet. Für FAT 90 ergibt sich in diesem Zusammenhang eine ansetzbare Erhöhung auf FAT 140 bei Änderung der Neigung der Wöhlerlinie zu $m = 5$.

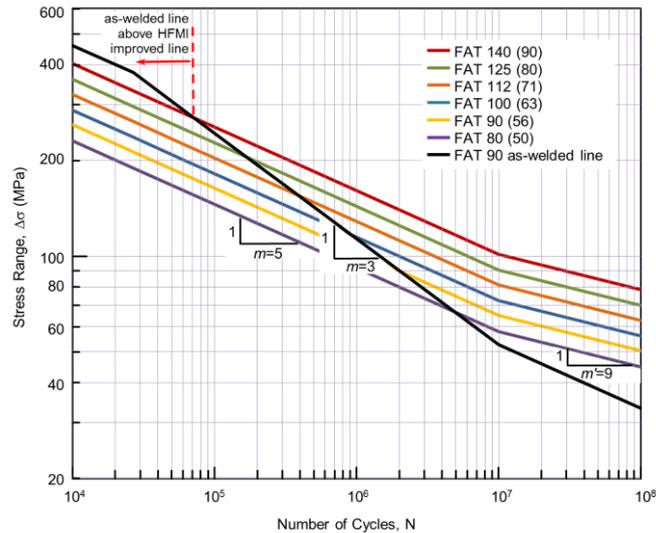


Abbildung 15: Charakteristische Wöhlerlinien für HFH-nachbehandelte Schweißverbindungen bei $f_y < 355 \text{ N/mm}^2$ und $R \leq 0,15$ [68]

Ein Vorschlag zu Berücksichtigung des Werkstoffeinflusses wurde bereits in [44] gegeben und in die IIW Richtlinie integriert. Bei Verwendung von Stahl mit höherer Streckgrenze kann auch eine Verbesserung der Kerbfallklasse im Rahmen der Bemessung angesetzt werden. In Abbildung 16 wird die maximal ansetzbare Erhöhung der Kerbfallklasse in Abhängigkeit der Streckgrenze f_y dargestellt. Die Richtlinie des IIW gibt dazu ebenso Wöhlerlinien an.

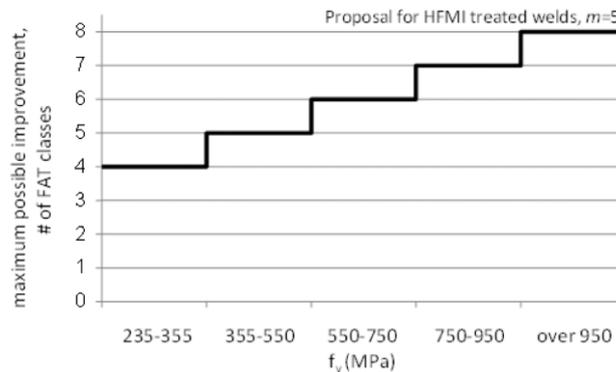


Abbildung 16: Maximale Erhöhung der Kerbfallklasse in Abhängigkeit von f_y [44]

Weitere zu berücksichtigende Effekte im Rahmen einer Bemessung von HFH-nachbehandelten Schweißnähten können der Richtlinie des IIW [68] entnommen werden. Diese ergeben sich aus:

- Blechdicke (für $t > 25 \text{ mm}$)
- Belastungsart
- Mittelspannungsverhältnis
- Variable Amplitudenbelastung

Kerbspannungskonzept

Das Kerbspannungskonzept ist ein Verfahren zur rechnerischen Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit bzw. der Lebensdauer von wechselnd beanspruchten Bauteilen. Dazu werden die im Bereich des Kerbgrunds lokal vorhandenen elastischen Spannungen berechnet und den zulässigen Spannungen des Grundwerkstoffs bzw. der Schweißnaht gegenübergestellt. Durch die Anwendung dieses Konzepts können aufwendige experimentelle Untersuchungen zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit entfallen. Das von Radaj entwickelte Konzept basiert auf der Annahme, dass die tatsächlichen Beanspruchungen im Kerbgrund für die Berechnung der Ermüdungsfestigkeit maßgebend sind [70]. Die Ermüdungsfestigkeit des Details bestimmt sich somit

überwiegend durch die vorhandene Kerbwirkung an der versagenskritischen Stelle. Der Kerbeffekt umfasst sowohl Spannungserhöhung als auch Festigkeitsminderung infolge der Kerben [20].

Die Ermittlung der örtlichen Spannungen im Bereich der Kerbe (Kerbspannungen) erfolgt mit der Annahme eines rein elastischen Werkstoffverhaltens, üblicherweise mithilfe von Finite Elemente Modellen (FEM) zur rechnerischen Abbildung des Konstruktionsdetails. Da lokale Kerbspannungen nie in voller Höhe auftreten, wird die reale Kerbe fiktiv nach dem Ansatz der Mikrostützwirkung ausgerundet [20]. Im Rahmen der Spannungsanalyse an Schweißdetails wird der Bereich des Nahtübergangs mit dem fiktiven Ausrundungsradius von $r = 1 \text{ mm}$ modelliert. Im Jahr 2008 veröffentlichte das IIW eine Richtlinie zum Ermüdungsnachweis nach dem Kerbspannungskonzept. Diese Empfehlung basiert dabei auf den Erkenntnissen von Fricke [69]. Für typische Schweißnähte gibt das International Institute of Welding (IIW) Vorschläge zur Modellierung des Kerbgrundes. Das Kerbspannungskonzept fordert zudem eine Konvergenzanalyse, um eine ausreichende Vernetzungsgüte sicherzustellen.

Zur Bemessung werden die mit dem fiktiven Radius ermittelten Spannungen den zulässigen Spannungen (FAT-Werten) gegenübergestellt. Diesen lokal ertragbaren Spannungen liegen sogenannte Kerbspannungswöhlerlinien zugrunde, welche vorhandene Streuungen der Schweißnaht aus Nahtgeometrie, Rauheiten, Nahtfehlern, Eigenspannungen und Werkstofffestigkeiten beinhalten [43].

Die Richtlinie des IIW für HFH-nachbehandelte Schweißnähte gibt bei Anwendung des Kerbspannungskonzeptes neben der FAT-Klasse 225 und der zugehörigen Neigung $m = 3$ für im Schweißzustand belassene Nähte auch charakteristische Festigkeitswerte zur Berücksichtigung der Nachbehandlungseffekte an. Eine Berücksichtigung des Werkstoffeinflusses ist ebenso in den Empfehlungen enthalten. So kann im Rahmen der Bemessung für den Einsatz von Baustahl S355 die FAT-Klasse 320 mit Neigung $m = 5$ angesetzt werden. Beim Einsatz von Stählen mit höheren Festigkeiten kann eine entsprechend höhere Ermüdungsfestigkeit angewendet werden. Die entsprechenden charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswerte in Abhängigkeit der Streckgrenze können der Tabelle 3 entnommen werden.

Tabelle 3: Zulässige Ermüdungsfestigkeiten nach dem Kerbspannungskonzept in Abhängigkeit der Grundwerkstofffestigkeit f_y nach [68]

Streckgrenze [N/mm ²]	Charakteristische Ermüdungsfestigkeit nach Kerbspannungskonzept [N/mm ²] Modellierung des Ausrundungsradius $r = 1 \text{ mm}$
Im Schweißzustand belassen, $m = 3$	
$f_y \leq 950$	225
HFH-nachbehandelt, $m = 5$	
$235 < f_y \leq 355$	320
$355 < f_y \leq 550$	360
$550 < f_y \leq 750$	400
$750 < f_y \leq 950$	450
$950 \leq f_y$	500

2.3.3 Dickenabtrag durch Korrosion

Im Bauwesen wird derzeit in den entsprechenden Bemessungsnormen entweder ein vollständiger Korrosionsschutz gefordert oder ein Wanddickenzuschlag im Bereich der korrodierten Flächen vorgeschlagen, um den Einfluss von Korrosion zu berücksichtigen. Sowohl EN 1993-1-9 [5] als auch die IIV-Empfehlungen [22] enthalten keine Regelung in Bezug auf Korrosion. In EN 1993-1-5 [7], die sich auf die Berechnung von Stahlspundwänden bezieht, ist eine Dickenreduktion in Abhängigkeit von der Korrosionsdauer und Stellen in maritimer Umgebung festgelegt (siehe Abbildung 17, Tabelle 4). In der Spritzwasserzone wird zum Beispiel die Berücksichtigung einer durch die Korrosion entstehenden Dickenreduzierung von 0,55 mm für die ersten 5 Jahre empfohlen. Auch in FKM Richtlinie [6] wird keine spezielle Empfehlung zur Berücksichtigung des Korrosionseinflusses angegeben. Eine mögliche Erweiterung dieser Richtlinie um den korrosiven Einfluss wurde 2009 von Breining [72] diskutiert. Eine Tabelle, die den Einfluss verschiedener korrosiver Umgebungen beschreibt, wurde erarbeitet. Schweißverbindungen wurden jedoch nicht betrachtet.

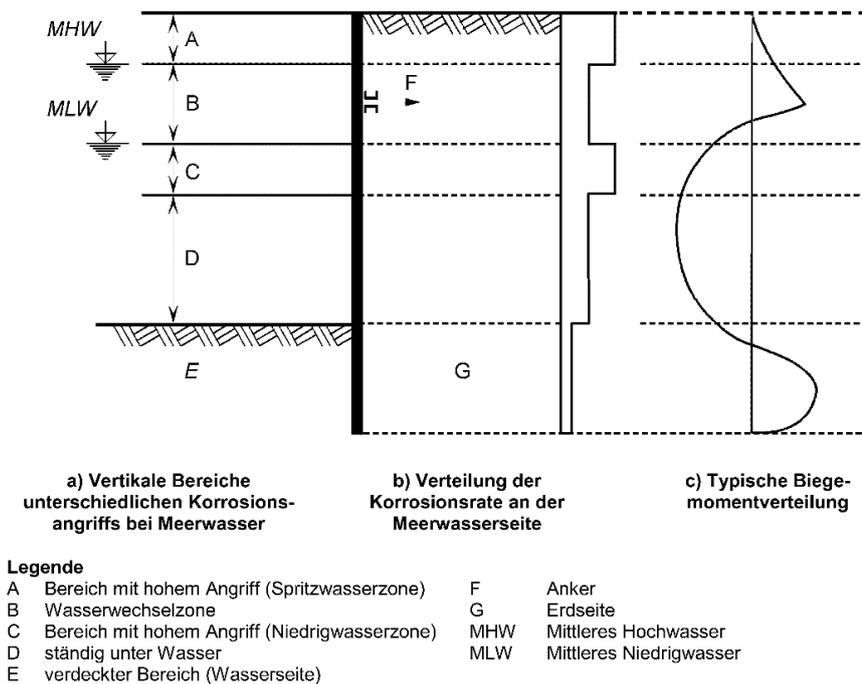


Abbildung 17: Unterwasserzonen nach [7]

Tabelle 4: Dickenabtrag unter unterschiedlichen Korrosionsbedingungen nach [7]

Geforderte planmäßige Nutzungsdauer	5 Jahre	25 Jahre	50 Jahre	75 Jahre	100 Jahre
Allgemeines Süßwasser (Fluss, Schiffskanal,) im Bereich hohen Angriffes (Wasserspiegel)	0,15	0,55	0,90	1,15	1,40
Sehr verunreinigtes Süßwasser (Abwasser, Industrieabwasser,) in der Zone hohen Angriffes (Wasserspiegel)	0,30	1,30	2,30	3,30	4,30
Seewasser in gemäßigttem Klima im Bereich hohen Angriffes (Niedrigwasser und Spritzzone)	0,55	1,90	3,75	5,60	7,50
Seewasser in gemäßigttem Klima im Bereich, der ständig unter Wasser ist, oder in der Wasserwechselzone	0,25	0,90	1,75	2,60	3,50

ANMERKUNG 1 Die höchste Korrosionsrate ist in der Regel in der Spritzwasserzone oder bei Gezeiten in der Niedrigwasserzone zu finden. In den meisten Fällen befinden sich jedoch die höchsten Biegespannungen in der Zone, die ständig unter Wasser liegt, siehe Bild 4-1.

ANMERKUNG 2 Den Werten für 5 Jahre und 25 Jahre liegen Messungen zugrunde, während die anderen Werte extrapoliert sind.

2.3.4 Bemessungsregeln für Offshore-Windenergieanlagen

Die technische Auslegung von Offshore-Windenergieanlagen wird durch Klassifikationsgesellschaften geregelt. Dazu werden unter anderem in den Richtlinien von DNV GL Empfehlungen zur Bemessung der Tragstrukturen der Offshore-Bauwerke gegeben. Aufgrund des umgebenden Meerwassers und der chloridhaltigen Atmosphäre sind geeignete Schutzmaßnahmen zur Berücksichtigung des Korrosionsangriffs erforderlich. Im Gegensatz zu den normativen Vorgaben des Eurocode und der Dokumente des IiW beinhalten die Offshore Regelwerke von DNV GL Angaben zur ermüdungsgerechten Auslegung der Tragwerkselemente bei vorhandener korrosiver Einwirkung.

Zoneneinteilung und Korrosionsschutz

Der Einfluss aus korrosiver Umgebung ist für Stahlbauteile und deren Verbindungen vor allem abhängig von der Ebene und dem Bereich in dem diese verbaut sind. Die Lage der jeweiligen Zonen bestimmt sich durch den örtlich vorhandenen mittleren Wasserstand und die zeitlich bedingten Wasserstandsänderungen. Eine Einteilung und Differenzierung aus [71] wird in Abbildung 18 gegeben.

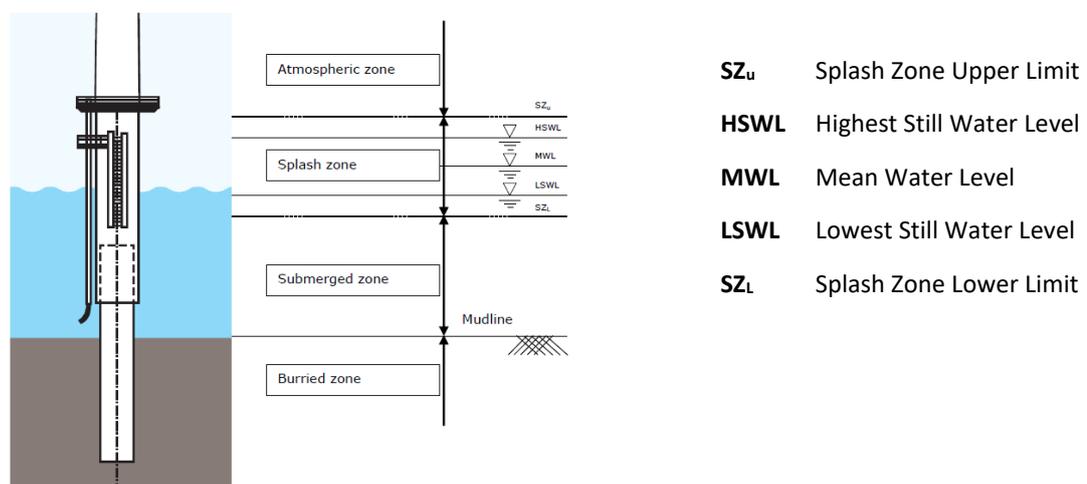


Abbildung 18: Schematische Darstellung der Zoneneinteilung in Meeresumgebung aus [71]

In [71] werden Maßnahmen zum Korrosionsschutz der tragenden Strukturen von Offshore-Windenergieanlagen angegeben. Als geeignete Schutzmaßnahmen werden die Anwendung des kathodischen Korrosionsschutzes, die Verwendung von geeigneten Beschichtungssystemen und der Einsatz von korrosionsbeständigen Werkstoffen genannt. Weiterhin darf ein Korrosionszuschlag, also ein Wanddickenzuschlag für Bauteile vorgesehen werden, um den zu erwartenden Abtrag bzw. die zu erwartende Dickenreduktion über den Zeitraum des direkten Korrosionsangriffs rechnerisch zu berücksichtigen. Der örtliche Einsatz dieser Systeme bestimmt sich aus der zuvor dargestellten Zoneneinteilung am Bauwerk.

In der atmosphärischen Zone wird der Einsatz von Beschichtungen zum Schutz der inneren und äußeren Oberflächen der Tragwerkskomponenten empfohlen. Innerhalb der sog. Splash Zone (Wasserwechselzone), dem Bereich der durch die Gezeiten und den auftretenden Wellengang im periodischen Wechsel dem Meerwasser und der Außenluft ausgesetzt ist, wird zum Einsatz von geeigneten Beschichtungen geraten, um die äußeren Oberflächen der primären Tragstruktur vor Korrosion zu schützen. Da die Beschädigung der Korrosionsschutzschicht durch äußere Einwirkungen (anprallende schwimmende Objekte) im Bereich des mittleren Wasserstands nicht ausgeschlossen werden kann, wird von Seiten der Klassifizierer die Anordnung eines zusätzlichen Wanddickenzuschlags empfohlen. Im Rahmen einer Bemessung ist für den Nachweis der Ermüdungssicherheit die Nenndicke des Bauteils um die Hälfte des Wanddickenzuschlags zu reduzieren. Für den statischen Nachweis wird eine Berechnung unter Verwendung der Nenndicke ohne Wanddickenzuschlag vorgegeben [4]. Für Bauteile die sich in der Splash Zone, jedoch unterhalb des mittleren Wasserstands befinden, wird der Einsatz von kathodischem Korrosionsschutz als ausreichend angesehen. Es wird allerdings weiterhin empfohlen, die Beschichtungssysteme bis zu einem Meter unterhalb des mittleren Wasserstands vorzusehen,

um die Unstetigkeit der Wasserstände während des Installationszeitraums zu berücksichtigen. Als ein für die praktische Anwendung bewährtes Vorgehen wird der Einsatz von Beschichtungen im gesamten Bereich der Splash Zone angesehen. Für die in der Unterwasserzone befindlichen Bauteile und deren äußeren Oberflächen sind kathodische Korrosionsschutzsysteme vorzusehen. Der Einsatz von Beschichtungen wird nicht dringend empfohlen und kann optional eingesetzt werden, bietet jedoch zusätzlichen Schutz vor potentiell auftretender mikrobiell induzierter Korrosion. Die inneren Oberflächen können durch kathodischen Korrosionsschutz und/oder einen Wanddickenzuschlag geschützt werden. Bei Wanddickenzuschlägen an primären Tragwerksteilen sollte die anzusetzende Korrosionsrate mindestens 0,10 mm/a betragen. Es können je nach Umgebungsbedingungen höhere Korrosionsraten auftreten, oder es ist ein zusätzliches Beschichtungssystem vorzusehen [71].

Anhand der Erfahrungen aus der Praxis hat sich gezeigt, dass von einer funktionierenden vollständigen Abschottung der inneren Oberflächen, auch bei geschlossenen Bauteilen, nicht ausgegangen werden kann und die in Realität vorhandenen Bedingungen bei der Auslegung der Korrosionsschutzsysteme und der anzusetzenden Korrosionsraten zu berücksichtigen sind.

Der Korrosionsangriff an stählernen Bauteilen führt neben Rauheitsveränderung zu einem Abtrag der Oberfläche und bedingt somit eine Reduktion der ursprünglich vorhandenen Wanddicke. Wie vorab erwähnt, kann zur Berücksichtigung des korrosionsbedingten Blechdickenabtrags ein entsprechender Korrosionszuschlag (eng. corrosion allowance) berechnet und angesetzt werden. Dieser addiert sich zu der statisch erforderlichen Nenndicke der Tragwerksteile [71].

Der Korrosionszuschlag für primäre Tragwerksteile in der Splash Zone und für innere Oberflächen in der Unterwasserzone (ohne kathodischen Korrosionsschutz), mit oder ohne Einsatz eines Beschichtungssystems, berechnet sich nach [71] wie folgt:

$$CA = V_{corr} \cdot (T_D - T_C). \quad (2.19)$$

CA = Korrosionszuschlag in mm

V_{corr} = maximal zu erwartende Korrosionsrate in mm/a

T_D = Vorgesehene Lebensdauer der Konstruktion in Jahren

T_C = Vorgesehene rechnerische Nutzungsdauer der Beschichtung in Jahren

Die Mindestwerte von rechnerisch ansetzbare Korrosionsraten, werden für äußere und innere Oberflächen der primären Tragwerksteile in Abhängigkeit der Lage der OWEA in Tabelle 5 gegeben.

Tabelle 5: Mindestwerte von rechnerisch ansetzbaren Korrosionsraten (V_{corr}) für primäre Tragwerksteilen in der Splash Zone und für innere Oberflächen in der Unterwasserzone nach [71]

Region	V_{corr}	V_{corr}
	Äußere Oberfläche	Innere Oberfläche
Gemäßigtes Klima (jährliche mittlere Wasseroberflächentemperatur ≤ 12 °C)	0,30 mm/a	0,10 mm/a
Subtropisches und tropisches Klima	0,40 mm/a	0,20 mm/a

Bei der Berechnung eines Korrosionszuschlags muss der gesamte Expositionszeitraum erfasst werden. Neben der Lebensdauer der Konstruktion während des Betriebszeitraums (mindestens 20 Jahre) ist der Zeitraum der Tragwerkserstellung inkl. der Anlagenmontage (ca. 1 bis 2 Jahre) zu berücksichtigen.

Falls kein Beschichtungssystem vorgesehen ist, errechnet sich der Korrosionszuschlag rein aus der angesetzten Korrosionsrate multipliziert mit der vorgesehenen Lebensdauer der Konstruktion. Bei Einsatz von Beschichtungssystemen werden je nach Zusammensetzung und Abstimmung sowie ausreichender Qualitätskontrolle unter Berücksichtigung von (NORSOK M-501 [73], ISO 12944 [74], ISO 20340 [75]) Nutzungsdauern der Systeme von 15 bis 20 Jahren erreicht. Die Nutzungsdauern sind für jedes System getrennt zu bestimmen.

Bemessungskurven zur Bewertung der Ermüdungssicherheit

Ebenso wie im Regelwerk EC3 [5] und der Richtlinie des IIW [22] werden im Dokument des DNV GL [76] Anwendungskonzepte auf Basis von Nenn-, Struktur- und Kerbspannung für den Nachweis der Ermüdungssicherheit gegeben.

Zur Auslegung und Bewertung der Ermüdungssicherheit von Stahlkonstruktionen werden in DNV-GL-C203 [76] Kennwerte und Bemessungskurven in Abhängigkeit des Konstruktionsdetails gegeben. Die Zuordnung erfolgt dabei wie im EC3 und in den Vorschlägen des IIW in Abhängigkeit der geometrischen Anordnung des Details, der vorhandenen Belastungsrichtung und der Beanspruchungsart sowie der Fertigung und Inspektion des Details.

Zur Ermittlung der Bemessungskurven wird folgende Formel nach [76] zugrunde gelegt:

$$\log N = \log \bar{a} - m \cdot \log \Delta \sigma \quad (2.20)$$

N = Prognostizierte, zum Versagen führende Lastspielzahl bezogen auf $\Delta \sigma$

$\log \bar{a}$ = Schnittpunkt der Wöhlerlinie mit der $\log N$ Achse (Werte siehe DNV-GL-RP-C203)

m = negative inverse Neigung der Wöhlerlinie

$\Delta \sigma$ = Spannungsschwingbreite in N/mm²

Die Bezeichnungen der Ermüdungsfestigkeitsklassen in den Richtlinien des DNV GL unterscheiden sich von den Kerbfallklassen des Eurocode 3 (EC3) und den FAT-Klassen der IIW Richtlinien. Wird auf Basis des EC3 oder der Richtlinien des IIW eine Stumpfnah, unter der Einhaltung der entsprechenden Anforderungen, für den Einsatz an Luft dem Kerbfall 90 nach EC3 bzw. der FAT-Klasse 90 nach IIW zugeordnet, so ergibt sich für die Anwendung der Regelwerke des DNV GL die Bezeichnung D für die Bemessungskurve. Eine vergleichende Übersicht der Bezeichnungen für die Ermüdungsfestigkeitsklassen der Regelwerke ist in Tabelle 6 dargestellt.

Tabelle 6: Ermüdungsfestigkeitsklassen nach DNV GL [71] im Vergleich zu IIW [22] und Eurocode 3 [5]

DNV GL Bezeichnung	EC3 und IIW Bezeichnung	DNV GL Bezeichnung	EC3 und IIW Bezeichnung
B1*	160	F	71
B2*	140	F1	63
C	125	F3	56
C1	112	G	50
C2	100	W1	45
D	90	W2	40
E	80	W3	36

Ein Unterschied in den Ermüdungsfestigkeitswerten ergibt sich daraus für Schweißverbindungen bis zu einer Lastspielzahl von $5 \cdot 10^6$ nicht, da in diesem Bereich alle Regelwerke die gleiche Neigung der Wöhlerlinie von $m = 3$ vorgeben. Jedoch unterscheiden sich die drei Regelwerke hinsichtlich unterschiedlicher Abknickpunkte und Neigungsänderungen in den Wöhlerlinien. Für die Wöhlerlinien des EC3 wird ein Abknickpunkt bei $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln und eine anschließende Änderung der Neigung auf $m = 5$ vorgegeben. Ab der Lastspielzahl von 10^8 wird die Wöhlerlinie horizontal weitergeführt. Bei den Wöhlerdiagrammen des IIW und des DNV GL ändert sich für die Umgebungsbedingung Luft die Neigung der Wöhlerlinie bei einer Lastspielzahl von $n = 10^7$. Anschließend wird beim IIW eine Neigungsänderung mit $m = 22$ und beim DNV GL zu $m = 5$ vorgegeben. Die Abbildung 19 zeigt exemplarisch die Bemessungskurven zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit nach DNV-GL-RP-C203 [76] für den Einsatz von Konstruktionsdetails an Luft.

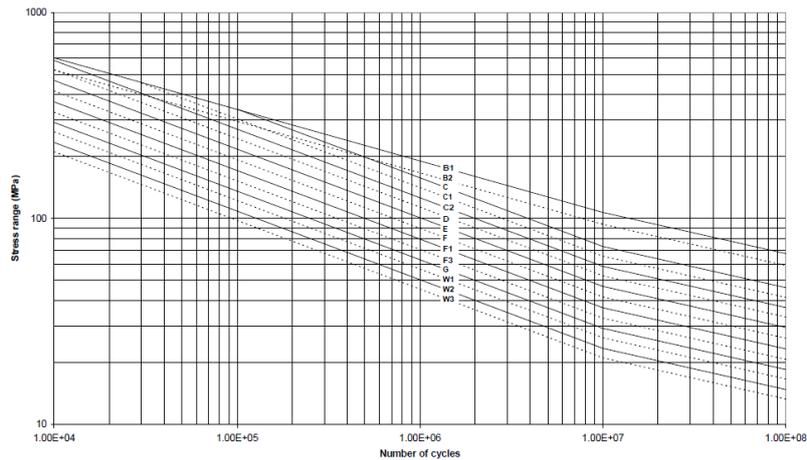


Abbildung 19: Bemessungswöhlerlinien für Konstruktionsdetails an Luft aus [76]

Berücksichtigung der Korrosion bei der Bemessung

In den für die Offshore-Windenergieanlagen relevanten Berechnungsnormen wird der Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit von Kerbdetails in unterschiedlicher Weise berücksichtigt. Je nach Art des vorgesehenen Korrosionsschutzes werden oder sind keine Anpassungen der Ermüdungsfestigkeitswerte erforderlich.

In der „Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines“ des Germanischen Lloyd [77] wird der Einfluss der Korrosion durch einen „Korrosionsfaktor“ berücksichtigt. So wird bei nicht ausreichendem Korrosionsschutz die Ermüdungsfestigkeit mit dem Faktor $f_c = 0,7$ abgemindert. Mit diesem Abminderungsfaktor soll die Auswirkung einer durch Korrosion vorhandenen Schädigung, die zu einer frühzeitigen Rissentstehung und zu einem beschleunigten Risswachstum führen kann, berücksichtigt werden. Für den Nachweis der Ermüdungssicherheit ist weiterhin die Nenndicke des Bauteils um die Hälfte des Wanddickenzuschlags zu reduzieren, wodurch eine Erhöhung der rechnerischen Beanspruchung resultiert [4].

In der Richtlinie von DNV GL-RP-C203 [76] werden spezielle Wöhlerlinien für die Bedingungen an Luft, im Meerwasser mit kathodischem Korrosionsschutz und im Meerwasser bei freier Korrosion ohne Korrosionsschutz angegeben. Unter korrosiven Umweltbedingungen ist die Gültigkeit der aktuellen Richtlinie auf Stähle mit einer maximalen Streckgrenze von 690 N/mm^2 (früher 550 N/mm^2) begrenzt.

Eine Berücksichtigung der Korrosion wird unter anderem bei Ermittlung der rechnerischen Schädigung in Form von Anpassungsfaktoren gegeben. Je nach Zone am Bauwerk werden in Abhängigkeit einer periodisch festgelegten Inspektion rechnerische Faktoren zur Erhöhung der charakteristischen kumulativen Schädigung vorgegeben. So ist im Fall der Splash Zone bei festgelegten Inspektionsintervallen und in Abhängigkeit deren Häufigkeit ein Faktor von 1 oder 2 zu berücksichtigen. Falls keine Inspektion vorgesehen ist, ergibt sich der Erhöhungsfaktor zu 3. Es ist in diesem Fall von der dreifachen charakteristischen Schädigung auszugehen [4].

Die Abbildung 20 zeigt exemplarisch die Berücksichtigung der Korrosion anhand der Bemessungskurven für das Konstruktionsdetail geschweißte Stumpfnah (D nach DNV GL [76], Kerbfall 90 nach EC3 [5]) in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen. Bei Betrachtung der Bemessungskurve für geschweißte Details bei freier Korrosion im Meerwasser im Vergleich zum Einsatz des Details an Luft ergibt sich eine 30 %-ige Reduzierung der Ermüdungsfestigkeitswerte im Bereich der Lastspielzahlen bis 10^7 . Es wird weiterhin vorgegeben, dass die Wöhlerlinienneigung bei freier Korrosion auch bei Lastspielzahlen größer 10 Mio. mit der Neigung $m = 3$ weitergeführt werden soll. Daraus resultiert eine erhöhte Diskrepanz der Ermüdungsfestigkeitswerte bei hohen Lastwechselzahlen. Für die Bemessung in Meerwasser mit kathodischem Korrosionsschutz verläuft die Kurve unterhalb der Bemessungskurve für die Umgebung Luft. Der Abknickpunkt für kathodischen Korrosionsschutz ergibt sich bereits bei 10^6 Lastspielen, wodurch die beiden Kurven ab 10^7 Lastspielen gleich verlaufen. Da für eine Bemessung im Meerwasser bei freier Korrosion nach DNV GL kein Abknickpunkt angegeben wird, wird somit nicht von einer Dauerfestigkeit bei Korrosionsangriff ausgegangen.

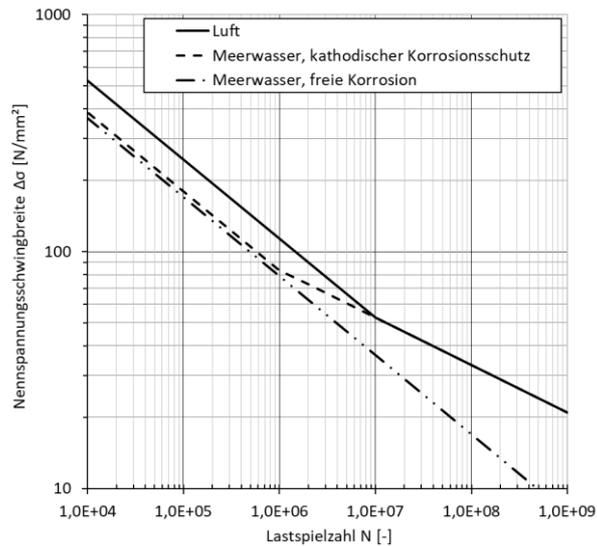


Abbildung 20: Wöhlerlinien für Stumpfnähte in Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen, Werte aus [76]

Berücksichtigung von Nachbehandlungsverfahren bei der Bemessung

Der Einsatz von Nachbehandlungsmethoden zur Anhebung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten wird derzeit nur bedingt in den Regelwerken zugelassen. In den Offshore-Richtlinien wird aktuell vor allem die Anwendung des Überschleifens von Schweißnähten angewendet und bei der Bemessung in Form einer Erhöhung der anzusetzenden Kerbfallklasse berücksichtigt [76]. Die Anwendung anderer Verfahren, wie z. B. Hämmernverfahren, erfordert eine gesonderte Zustimmung der Zertifizierungsgesellschaften und des Bundesamtes für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH). In [77] wird zudem vorgeschrieben, dass die Wirkungsweise eines Nachbehandlungsverfahrens nicht durch korrosive Einflüsse beeinträchtigt werden darf. Ist an einem nachbehandelten Detail mit Korrosionsangriff zu rechnen, so muss die Wöhlerlinie für den Zustand wie geschweißt angesetzt werden. In [76] dürfen Hämmernverfahren in Form eines Verbesserungsfaktors auf die Lebensdauer berücksichtigt werden und es werden auch spezielle Bemessungswöhlerlinien mit einer durchgehenden Neigung von $m = 5$ angegeben. Die Abbildung 21 zeigt dazu die Bemessungskurven einer durch Ausschleifen bzw. Hämmern nachbehandelten Stumpfnahnt im Vergleich zum Zustand wie geschweißt. Diese sind jedoch auf Bauteile ohne Korrosionsangriff sowie auf Bauteile unter Korrosionseinfluss bei kathodischem Korrosionsschutz beschränkt.

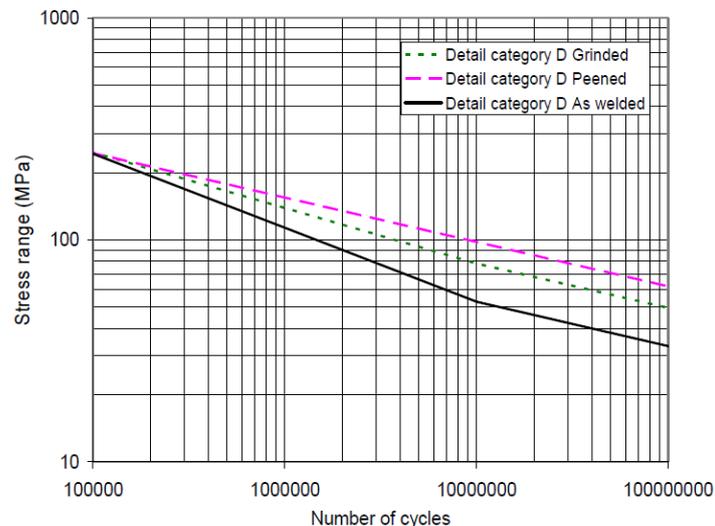


Abbildung 21: Vergleich der Wöhlerlinien für das Detail Stumpfnahnt (Kurve D) im Zustand wie geschweißt sowie nach Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Schleifen und Hämmern aus [76]

2.4 Numerische Untersuchungen

2.4.1 Theoretischer Hintergrund der Schweißsimulation

Die Schweißeigenstressungen (SES) und das mechanische Verhalten des Bauteils sind im Allgemeinen stark mit der thermischen Behandlung des Bauteils während des Schweißens gekoppelt. Der thermische Werdegang beeinflusst das mechanische Verhalten aufgrund der Temperaturabhängigkeit der Materialparameter von Stahl und der Phasenumwandlungen, die innerhalb eines thermischen Zyklus stattfinden, welche auch das mechanische Verhalten beeinflussen.

Diese Kopplung wird erfolgreich modelliert, wenn Schweißnähte durch den Einsatz moderner FE-Software simuliert werden, vorausgesetzt, dass eine realistische Modellierung aller drei folgenden Felder erzielt wurde: thermisches, mechanisches Verhalten, sowie Gefügeumwandlungen. Diese drei Felder interagieren miteinander. Der Einfluss von Phasenumwandlungen und mechanischer Belastung auf das thermische Verhalten bzw. die Phasenumwandlungen vernachlässigt werden kann, ohne dass die berechneten SES signifikant beeinflusst werden [23]. Die Wechselwirkungen, die mindestens modelliert werden müssen, um realistische Ergebnisse zu gewährleisten, werden in Abbildung 22 dargestellt.

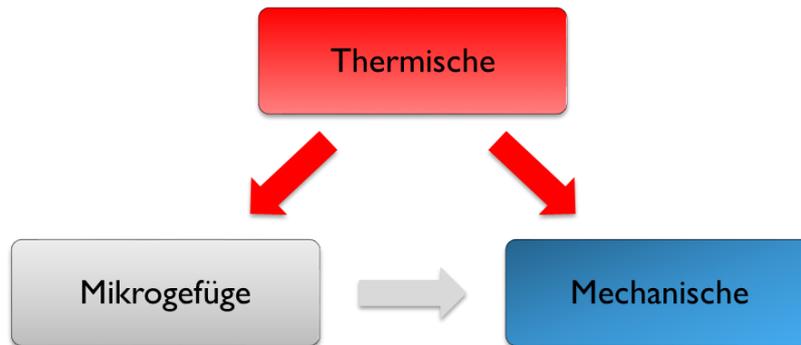


Abbildung 22: Felder der Schweißsimulation und Wechselwirkungen

Thermische Simulation

Die Modellierung des thermischen Problems erfolgt im Rahmen einer transienten thermischen Analyse. Die Schweißwärmequelle wird gemäß dem von Goldak vorgeschlagenen Doppelellipsoidmodell simuliert [78]. Laut Goldak soll die Schweißwärmequelle als die Kombination der Hälften von zwei Ellipsoiden modelliert werden, mit gleicher Breite a und Tiefe b , aber unterschiedlicher Länge c . Das Modell wird durch die folgenden Gleichungen (2.21) und (2.22) beschrieben:

$$q(x, y, z, t) = \frac{6 \cdot \sqrt{3} \cdot f_r \cdot Q}{a \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \cdot e^{-3 \cdot x^2 / a^2} \cdot e^{-3 \cdot y^2 / b^2} \cdot e^{-3 \cdot [z + v \cdot (\tau - t)]^2 / c^2} \quad (2.21)$$

und

$$q(x, y, z, t) = \frac{6 \cdot \sqrt{3} \cdot f_r \cdot Q}{a \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \cdot e^{-3 \cdot x^2 / a^2} \cdot e^{-3 \cdot y^2 / b^2} \cdot e^{-3 \cdot [z + v \cdot (\tau - t)]^2 / c^2}, \quad (2.22)$$

wobei f_r [J] der Wärmeeintrag im hinteren Quadranten, f_r [J] der im vorderen Quadranten [J], Q die Energieeintragsrate [J/s], C der charakteristische Radius der Flussverteilung [m], v der Weg der Schweißquelle [m/s], t die Zeit [s] und τ einen Verzögerungsfaktor ("Phasenverschiebung") ist. Der effektive Wärmeeintrag wird mit Gleichung (2.23) berechnet:

$$Q = h \cdot V \cdot I, \quad (2.23)$$

wobei V die Spannung im Lichtbogen [V], I der Strom im Lichtbogen [A] und h der Wärmewirkungsgrad ist. Das Wärmeübertragungsproblem innerhalb der Komponente wird durch die folgende Differentialgleichung (2.24) beschrieben:

$$\rho \cdot c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \cdot \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \dot{Q}_G + \frac{\partial}{\partial x} \left(K_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(K_y \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \right) \quad (2.24)$$

wobei ρ die Dichte [kg/m^3], c die spezifische Wärmekapazität [$\text{J}/(\text{kg} \cdot \text{K})$], T die Temperatur [K], t die Zeit [s], K_{xx} , K_{yy} und K_{zz} die Leitfähigkeit in x-, y- bzw. z-Richtung des Elements [$\text{W}/(\text{m} \cdot \text{K})$], \dot{Q}_G die Wärmeerzeugungsrate pro Volumeneinheit [W/m^3] und v_x , v_y , v_z die Geschwindigkeiten der Wärmeleitung in x-, y- bzw. z-Richtung [m/s] sind. Schließlich zählen zu den Randbedingungen der thermischen transienten Analyse auch die Oberflächenwärmeverluste durch Konvektion und Strahlung (Gleichung (2.25)):

$$\frac{q}{A} = h_f \cdot (T_s - T_b), \quad (2.25)$$

wobei q/A der Wärmefluss aus der Oberfläche [J/s], h_f der Wärmeübergangskoeffizient [$\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$], T_b die Massetemperatur der benachbarten Flüssigkeit [K] und T_s die Temperatur an der Oberfläche des Modells [K] sind. Während der thermischen Lösung wird die Temperaturgeschichte der Knoten aufgezeichnet.

Modellierung der Phasenumwandlungen

Phasenumwandlungen, die während eines thermischen Schweißzyklus stattfinden, werden auf Basis der thermischen Vorgeschichte modelliert (maximale Temperatur (T_{\max}), Austenitisierungszeit (t_a) und Abkühlungszeit (t_{85})). Hierzu sind verschiedene Methoden zur Modellierung der Phasenänderungen in mehrphasigen Stählen bekannt. Beim vereinfachenden Ansatz aus [23] wird ein Materialmodell jedem Element der Komponente in der Schmelzzone und der Wärmeeinflusszone (WEZ) während des Abkühlens zugeordnet. Typischerweise werden dabei spezifische Materialmodelle, z.B. für 5 unterschiedliche Temperaturbereiche zwischen Austenitisierungstemperatur und Schmelztemperatur, 2 Abkühlungszeiten und 2 Austenitisierungszeiten verwendet (d.h. $5 \times 2 \times 2 = 20$ Werkstoffmodelle). Die Genauigkeit und Qualität der Ergebnisse sowie der Rechenaufwand steigen mit der Verfeinerung dieser Materialzuordnung. Ein Gleichgewicht zwischen Rechenaufwand und Genauigkeit sollte jedoch beibehalten werden.

Mechanische Simulation

Die Modellierung des mechanischen Problems erfolgt innerhalb einer quasistatischen Strukturanalyse. Die Kopplung mit der thermischen Analyse wird durch die auf der Dilatometrie basierten Übertragung der Knotentemperaturgeschichte als Knotenlasten erreicht. Thermische Spannungen werden aus der Temperaturgeschichte nach der Gleichung (2.26) berechnet:

$$\varepsilon^{th} = \alpha^{se} \cdot (T) \cdot (T - T_{ref}), \quad (2.26)$$

wobei $\alpha^{se}(T)$ der temperaturabhängige Wärmeausdehnungskoeffizient ist. Die Randbedingungen für diese statische Analyse bestehen aus den Festhaltung der geschweißten Komponente (z.B. teil-elastisches Einspannen). Die Auswirkungen verschiedener Materialmodelle und Randbedingungen werden in [79] ausführlich diskutiert.

Ein Überblick über die Hauptmerkmale jedes untersuchten Feldes, das in den jeweiligen FE-Analysen modelliert werden muss, wird in Abbildung 23 dargestellt.

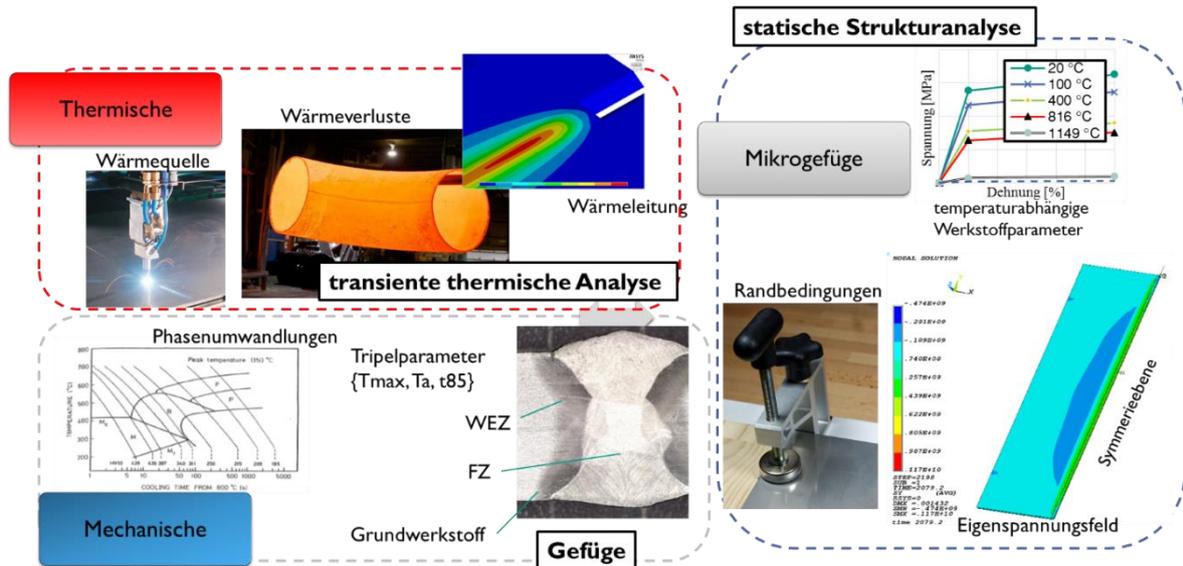


Abbildung 23: Übersicht über die Schweißsimulation

2.4.2 HFH-Simulation

Die Simulation von HFH besteht in der Modellierung eines Aufpralls eines Festkörpers (Pin) auf einen deformierbaren Körper und der damit erzeugten Impulsübertragung und Energieumsetzung. Eine transiente mechanische Analyse, die in Gleichung (2.27) beschrieben ist [80], ist für die Berechnung der HFH-Eigenspannungen notwendig

$$m \cdot \ddot{u} + c \cdot \dot{u} + f(u) = p(t), \quad (2.27)$$

wobei m die Masse, c der Dämpfungskoeffizient, $f(u)$ die inneren Kräfte (unelastisches Materialverhalten), $p(t)$ die gesamte äußere Belastung und \dot{u} und \ddot{u} die Ableitungen erster bzw. zweiter Ordnung der Verschiebung u sind. Die Simulation der HFH-Nachbehandlung ermöglicht die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit [14], eine Sensitivitätsanalyse in Bezug auf die Behandlungsparameter [81] und die Berechnung der Eigenspannungen [82]. Trotzdem sollten die folgend aufgeführten Effekte mit ausreichender Genauigkeit simuliert werden, um zutreffende Ergebnisse zu erhalten [82], [17]:

- **Pinbewegung:** Der Einfluss der Behandlungsintensität wurde von Ummenhofer et al. durch experimentelle Untersuchungen nachgewiesen [8]. Die Bewegung des Pins und somit der Energieeintrag kann entweder geschwindigkeits- oder verschiebungsabhängig modelliert werden. Die erste Option ist näher an der physikalischen Realität, aber eine solche Modellierung würde eigene Messungen der Pingschwindigkeit oder der Kontaktkraft erfordern, da diese Daten von den jeweiligen Herstellern nicht zur Verfügung gestellt werden. Andererseits kann eine verschiebungsabhängige Modellierung der Bewegung des Stiftes einfacher sein, da die Eindringtiefe bei der Behandlung des Schweißnahtübergangs gemessen werden kann und die Nachbehandlungsfrequenz bekannt ist. Der Vergleich zwischen den beiden Optionen wurde in [16] durchgeführt, wobei die verschiebungs-basierte Modellierung bessere Ergebnisse lieferte.
- **Reibung:** Eine frühere numerische Untersuchung der FE-Simulation des Kugelstrahlens unter Verwendung eines achsensymmetrischen 2D-Modells hat gezeigt, dass die Berücksichtigung von Reibung zu einer signifikanten Änderung des Profils der berechneten Eigenspannungen führt [83]. Gemäß dem Coulombschen Reibungsmodell wird die Reibungskraft nach Gleichung (2.28) berechnet.

$$F_r = \mu \cdot N. \quad (2.28)$$

Dabei ist μ der Reibungskoeffizient und N die zur Kontaktfläche normale Komponente der Kraft, die die beiden Körper gegeneinanderdrückt. Der Reibungswiderstand wirkt orthogonal zur Normalen der Kontaktfläche.

- **Dämpfung:** Die Dämpfung beeinflusst die Ergebnisse einer dynamischen Simulation [17]. Der Einfluss von Dämpfung auf die Simulation der Eigenspannungen infolge des Kugelstrahlens wurde in [83] untersucht und geeignete Werte für den Dämpfungskoeffizienten vorgeschlagen.
- **Materialverhalten:** Das Materialverhalten ändert sich, wenn dynamische Effekte mit hohen Dehnraten stattfinden [84], [81], [85]. Das Werkstoffgesetz von Johnson-Cook [84] beschreibt die Fließgrenze eines metallischen Werkstoffes bei höheren Dehnraten in Abhängigkeit des quasistatischen Verhaltens des Materials (A , B , n) der plastischen Dehnungen ε_p , der Dehnrates $\dot{\varepsilon}_p$ und der Temperatur T

$$\sigma_y(\varepsilon_p, \dot{\varepsilon}_p, T) = [(A + B \cdot (\varepsilon_p)^n)] \cdot [1 + C \cdot \ln(\frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_{p0}})] \cdot [1 - (\frac{T - T_0}{T_m - T_0})^m]. \quad (2.29)$$

Es wurden bereits mehrfach numerische Untersuchungen der HFH-Nachbehandlung durchgeführt [8], [14], [81], [82], [17], [85], [86], aber in den meisten Fällen wurden stark vereinfachte Modelle angewendet und damit die oben beschriebenen Effekte nicht ausreichend berücksichtigt.

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Versuchsprogramm

Zur Untersuchung des Einflusses korrosiver Umgebung auf das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Schweißnähten wurden experimentelle Untersuchungen in Form von Ermüdungsversuchen und begleitenden Rastlinienversuchen durchgeführt.

Die Probekörper der Versuchsserien umfassen die geschweißten Konstruktionsdetails Quersteife und Stumpfnah (siehe Abbildung 24). Die untersuchte Stahlgüte wurde zu S355J2+N gewählt. Die Untersuchungen wurden an geschweißten unbehandelten und HFH-behandelten Proben durchgeführt. Zur Ermittlung des Einflusses der Korrosion auf das Ermüdungsverhalten wurde eine korrosive Vorschädigung der Probekörper festgelegt.

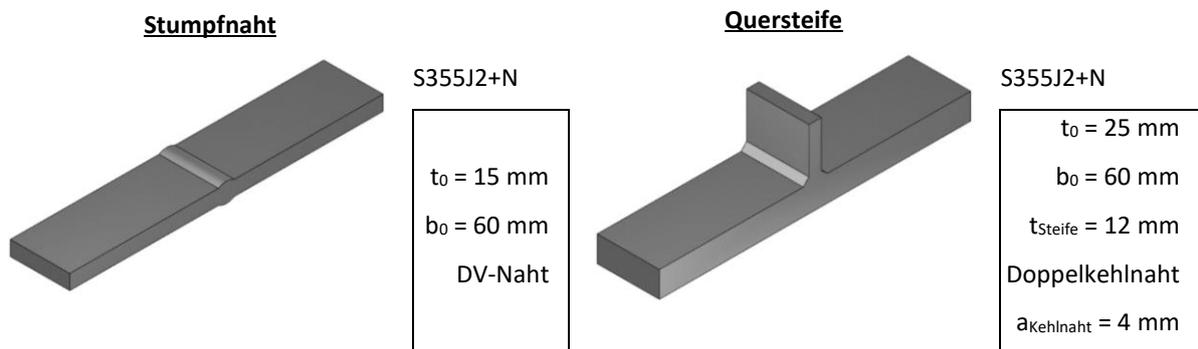


Abbildung 24: Untersuchte Probekörper der Konstruktionsdetails Stumpfnah (links) und Quersteife (rechts)

Um das Rissverhalten getrennt für die Phasen der Rissentstehung und des Rissfortschritts zu untersuchen, wurden zwei Methoden zur Vorschädigung aus Korrosion und der anschließenden Versuchsdurchführung gewählt (siehe Abbildung 25).

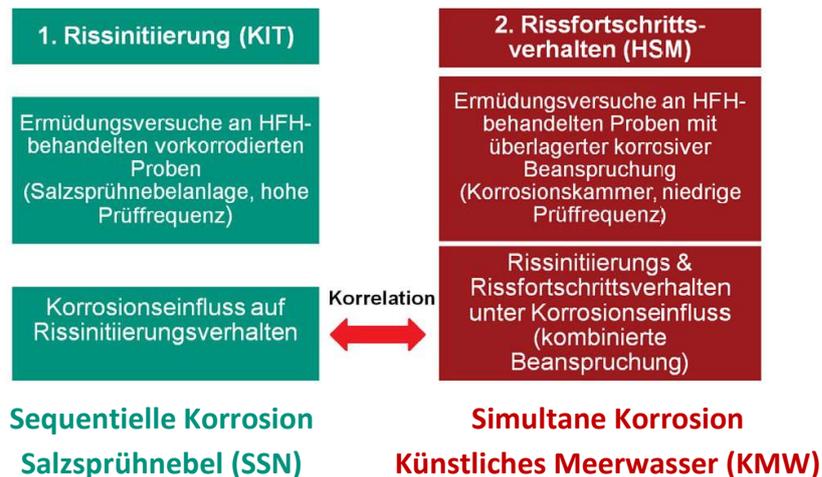


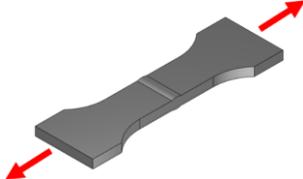
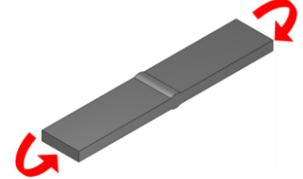
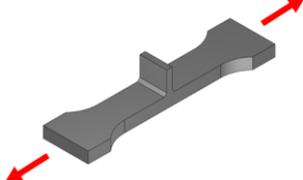
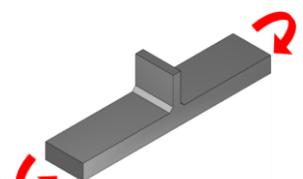
Abbildung 25: Versuchsarten zur Ermittlung des Einflusses der Korrosion auf den Ermüdungsvorgang

Zur Analyse des Korrosionseinflusses auf das Rissentstehungsverhalten wurden Proben in der Salzsprühnebelkammer am KIT ausgelagert. Die Auslagerung wurde zur Abbildung von maritimen Umgebungsbedingungen vorgenommen. Im Anschluss an die Auslagerung im korrosiven Medium erfolgte die Versuchsdurchführung in einer Prüfmaschine bei normalen atmosphärischen Bedingungen (sequentielle Korrosion). Diese sequentiellen Ermüdungsversuche erfolgten sowohl unter wechselnder axialer Zug- als auch Biegebeanspruchung.

Um neben dem Einfluss der Korrosion auf die Rissentstehung auch den Einfluss auf den Rissfortschritt zu untersuchen, wurden Ermüdungsversuche bei zeitgleicher Einwirkung eines korrosiven Mediums an der Hochschule München (HSM) durchgeführt. Dazu wurden die Proben zunächst in künstlichem Meerwasser für eine Dauer von 30 Tagen in künstlichem Meerwasser vorausgelagert. Die Ermüdungsversuche erfolgten anschließend unter zyklischer Biegebeanspruchung bei simultan einwirkender Korrosion in einem mit Meerwasser befüllten Becken aus nichtrostendem Stahl.

Die Versuchsdurchführung erfolgte für alle Serien ausschließlich zugschwellend bei einem Mittelspannungsverhältnis von $R = 0,1$. Die Übersicht der Versuchsserien kann der Tabelle 7 entnommen werden. Neben den Ermüdungsversuchen wurden begleitende Rissfortschrittsuntersuchungen mit Hilfe der Rastlinienmethode an ausgewählten Probekörpern durchgeführt.

Tabelle 7: Übersicht der Versuchsserien

Detail	Skizze	Zustand	Korrosionsart	Prüfbedingung
Stumpfnah	 $R = 0,1$ S355J2+N	wie geschweißt	ohne Korrosion	sequentiell
		wie geschweißt	Salzsprühnebel	
		HFH-behandelt	Salzsprühnebel	
		HFH-behandelt	Elektrolyse	
Stumpfnah	 $R = 0,1$ S355J2+N	wie geschweißt	Salzsprühnebel	sequentiell
		HFH-behandelt	Salzsprühnebel	simultan
		wie geschweißt	künstliches Meerwasser	
		HFH-behandelt	künstliches Meerwasser	
Quersteife	 $R = 0,1$ S355J2+N	HFH-behandelt	Salzsprühnebel	sequentiell
Quersteife	 $R = 0,1$ S355J2+N	HFH-behandelt	Salzsprühnebel	sequentiell
		wie geschweißt	künstliches Meerwasser	simultan
		HFH-behandelt	künstliches Meerwasser	

Die Nomenklatur der Versuchsserien und Probekörper erfolgt in Abhängigkeit der Art des Konstruktionsdetails, des Zustands des Probekörpers, der Korrosionsart bzw. der Prüfbedingung und der Art der Beanspruchung (siehe Abbildung 26).

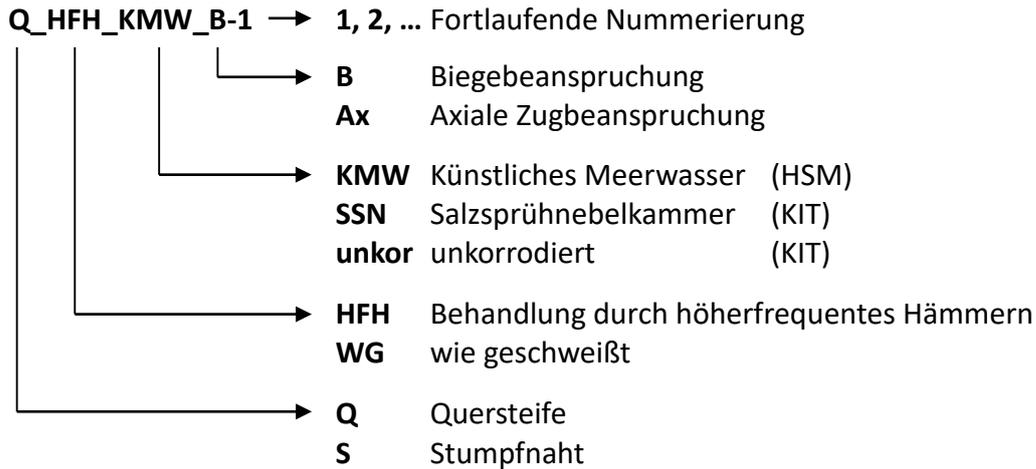
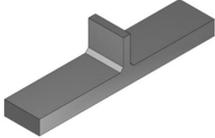
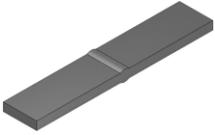


Abbildung 26: Nomenklatur der Versuchsserien und Probekörper

Eine Zuordnung des Bemessungswertes $\Delta\sigma_{c,95\%}$ der Kerbfallklasse für eine Lastspielzahl $N_c = 2 \cdot 10^6$ wird für die Regelwerke DIN EN 1993-1-9 (EC3) [5], IIW [22], [68] und DNV-GL-RP-C203 [76] in Tabelle 8 gegeben. Eine Berücksichtigung der HFH-Behandlung ist nur nach IIW [68] möglich, wohingegen der Einfluss möglicher Korrosion nur in DNV-GL-RP-C203 [76] berücksichtigt wird. Die Zuordnungen gelten für die Anwendung des Nennspannungskonzepts und unter Berücksichtigung der geltenden Anforderungen des jeweiligen Regelwerkes.

Tabelle 8: Bemessungswerte der Konstruktionsdetails Quersteife und Stumpfnah für die Zustände wie geschweißt (WG) und HFH-behandelt (HFH) nach EC3 [5], IIW [22], [68] und DNV-GL-RP-C203 [76].

Konstruktionsdetail	Zustand	Bemessungswert der Kerbfallklasse nach Regelwerk $\Delta\sigma_{c,95\%}$ bei $N_c = 2 \cdot 10^6$ Lastspielen und zugehörige Neigung m			
		EC3 [5] (an Luft)	IIW [22], [68] (an Luft)	DNV GL [76] (an Luft)	DNV GL [76] (freie Korrosion)
Quersteife 	WG	80 N/mm ² m = 3	80 N/mm ² m = 3	80 N/mm ² m = 3	56 N/mm ² m = 3
	HFH	-	140 N/mm ² m = 5	-	-
Stumpfnah 	WG	90 N/mm ² m = 3	90 N/mm ² m = 3	90 N/mm ² m = 3	62 N/mm ² m = 3
	HFH	-	160 N/mm ² m = 5	-	-

Die Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt in Form von Wöhlerdiagrammen, getrennt für die untersuchten Konstruktionsdetails Stumpfnah und Quersteife. Es werden die Lastspielzahlen bei Versagen der Proben für die Auswertung herangezogen. Anhand der Versuchsergebnisse werden auf Basis der linearen Regression die Mittelwertskurven ($P_{\bar{u}} = 50\%$) der Serien und Versagensmodi erstellt. Ausgehend von diesen Ergebnissen wird die einseitige Fraktilkurve ($P_{\bar{u}} = 95\%$) für ein Vorhersageintervall von 75% (prediction intervall) generiert. Den ermittelten Wöhlerlinien werden variable und feste Neigungen zugrunde gelegt und in der Darstellung gegenübergestellt. Weiterhin werden die Ergebniswerte der Ermüdungsfestigkeiten der Versuchs- und Referenzserien in tabellarischer Form angegeben. Die Angabe des Bezugswertes der ermittelten Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ erfolgt für die Lastspielzahl $N_c = 2 \cdot 10^6$. Ein Versagen durch Risse die im Bereich des

Grundwerkstoffs auftraten, wird in den Diagrammen gekennzeichnet. Die zur Auswertung herangezogene Datenbasis sowie die Darstellung der einzelnen Versuchsserien kann dem Anhang A entnommen werden.

3.2 Vorbereitung der Probekörper

3.2.1 Werkstoff und Probengeometrie

Es wurden Stumpfnähte und Bleche mit angeschweißten Quersteifen aus Baustahl S355J2+N nach [87] untersucht. Bleche mit Nenndicken von 15 mm und 25 mm wurden von der voestalpine Grobblech GmbH bzw. DILLINGER HÜTTE zur Verfügung gestellt. Die chemische Zusammensetzung wird zusammen mit den zulässigen Maximalwerten der Elemente nach [87] in der Tabelle 9 dargestellt. Die angegebene Werte für die Stumpfnähte wurden als Durchschnitte der Werte aus den unterschiedlichen chemischen Analysen ermittelt, die im Anhang E angegeben sind. Die Abnahmeprüfzeugnisse sind im Anhang E beigefügt.

Tabelle 9: Chemische Zusammensetzung von S355J2 + N und maximal zulässige Werte nach [87] – Al-T ist der gesamte Aluminiumgehalt ("total Aluminium content")

chemisches Element	C	Si	Mn	Cr	Ni	S	P	Cu	N	H	Al	Mo	V	Al-T
S355J2+N max. Werte nach [87]	0,20	0,55	1,60	-	-	0,025	0,025	0,055	-	-	-	-	-	-
S355J2+N (Stumpfnähte) Durchschnitt	0,15	0,24	1,48	0,020	0,020	0,003	0,012	0,020	0,008	0,0002	0,032	-	-	-
S355J2+N (Quersteife)	0,162	0,534	1,56	0,041	0,024	0,0007	0,012	0,028	-	-	0,02	0,011	0,001	0,045

Beide Geometrien wurden nach [88] von der Firma SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH geschweißt. Die wichtigsten Schweißparameter für die Stumpfnähte und die Quersteifen werden in Tabelle 10 bzw. Tabelle 11 angegeben. Die WPS sind im Anhang E angegeben. Nach dem Schweißen wurden die Proben durch Wasserstrahlschneiden von der Firma WJW GmbH herausgetrennt. Die Geometrien der gefertigten Proben für die sequentiellen und simultanen Versuche werden in Abbildung 27 dargestellt. Die Schnittflächen und die Schnittkanten wurden mit Fächerscheiben bearbeitet, um einen vom Rand ausgehenden fertigungsbedingten Anriss zu vermeiden. Eine Schnittfläche vor und nach dem Polieren mit den Fächerscheiben ist in Abbildung 28 dargestellt.

Tabelle 10: Schweißparameter für die Stumpfnähte

Schweißlage	Schweißprozess	Elektroden-durchmesser [mm]	Strom [A]	Lichtbogen-spannung [V]	Drahtvorschub [m / min]	Schweiß-geschwindigkeit [cm / min]	Streck-energie* [kJ / cm]
1	135	1,2	260 - 280	29 - 31	9,0 - 10	20 – 25	21,6
2	v135	1,2	280 - 300	30 - 32	10 - 11	25 – 30	19,6
3	v135	1,2	310 - 330	30 - 32	11 - 12	30 – 35	18,3

Tabelle 11: Schweißparameter für die Quersteife

Schweißlage	Schweißprozess	Elektroden-durchmesser [mm]	Strom [A]	Lichtbogen-spannung [V]	Drahtvorschub [m / min]	Schweiß-geschwindigkeit [cm / min]	Streck-energie* [kJ / cm]
1	v135	1,2	280 - 300	31 - 33	10 – 11	40 – 45	13,1

*Streckenergie = Strom x Lichtbogenspannung / Schweißgeschwindigkeit

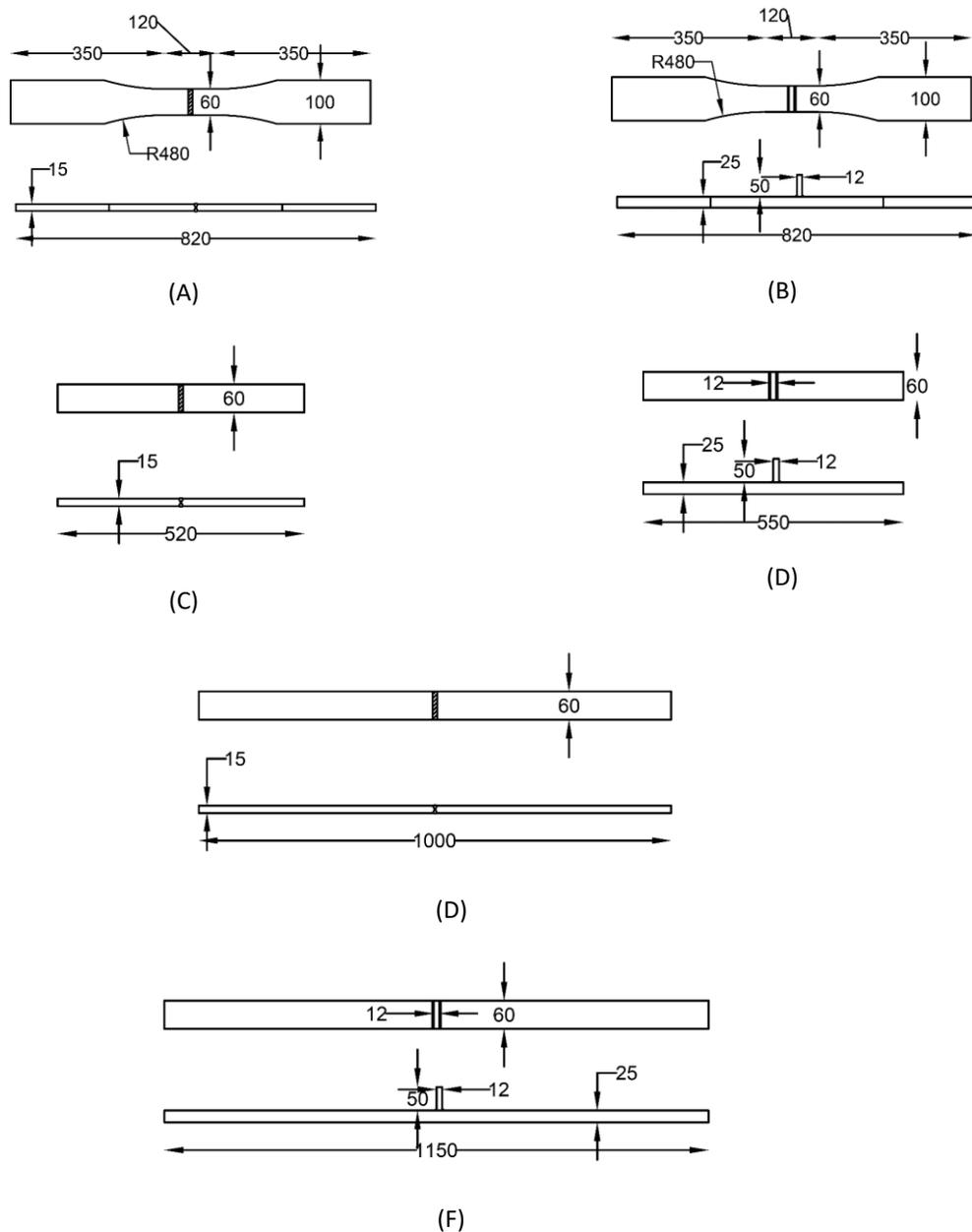


Abbildung 27: Geometrie der getesteten Proben (Abmessungen in [mm])– A: Stumpfnähte für die sequentiellen Axialversuche – B: Quersteife für die sequentiellen Axialversuche – C: Stumpfnähte für die sequentiellen Biegeversuche – D: Quersteife für die sequentielle Biegeversuche – E: Stumpfnähte für die simultane Biegeversuche – F: Quersteife für die simultanen Biegeversuche

3.2.2 Auswahl von Korrosionsschutz für die Schnittkanten und Kalibrierung der SSN

Die Schnittfläche und die abgerundeten Kanten wurden während des planmäßigen Korrosionsvorgangs beschichtet, damit die Werkstoffdegradation an diesen Stellen verzögert wird. Um ein geeignetes Schutzmittel für diesen Zweck auszuwählen, wurden Vorversuche an kleinen Proben aus dem untersuchten Werkstoff durchgeführt. Vier unterschiedliche Korrosionsschutzarten (Zinkstaubfarbe, Zinkspray, Edding Farbe und Zaponlack-Spray) wurden an den kleineren Flächen der Proben untersucht (Abbildung 29A). Die Proben wurden in der Salzsprühnebelanlage (SSN) korrodiert. Auf Basis der Ergebnisse visueller Kontrollen nach 120 und 240 Stunden wurde Edding Farbe als geeignet ausgewählt, da hier die höchste Beständigkeit auftrat.

Die SSN wurde nach [51] kalibriert. Zur Korrosion der Proben wurden zwei geeignete Ständer aus Polypropylen gebaut (Abbildung 29B). Entsprechende Bilder wurden während der visuellen Kontrolle aufgenommen und sind im Anhang D angegeben.



Abbildung 28: Schnittfläche – A: nach dem Wasserstrahlschneiden – B: mit Fächerscheiben geschliffen



Abbildung 29: A: Kleinproben für die Untersuchung der Korrosionsschutzmittel – B: Versuchsaufbau in der SSN

3.2.3 Korrosionsversuche durch Langzeitauslagerung von Kleinproben und Versuchsproben

Vor Durchführung der simultanen Ermüdungsversuche im künstlichen Meerwasser erfolgten zunächst Korrosionsversuche des Details Stumpfnah an wie geschweißten und HFH-behandelten Kleinproben mit Stahlgüte S355J2+N. Als korrosives Medium wurde luftgesättigtes, künstliches Meerwasser gewählt. Das Ziel der Voruntersuchungen an Kleinproben war die Analyse des Korrosionsverhaltens bei Auslagerung der Proben im gewählten korrosiven Medium. Zur Überwachung und Regelung der Wasserparameter wurde ein Mess- und Regelsystem verwendet und auf dessen Eignung zur Durchführung der späteren Ermüdungsversuche überprüft.

Die Kleinproben wurden in künstlichem Meerwasser ausgelagert. Die Abbildung 30 zeigt die stehenden Proben im korrosiven Medium sowie das Mess- und Regelsystem im Rahmen der Voruntersuchungen.

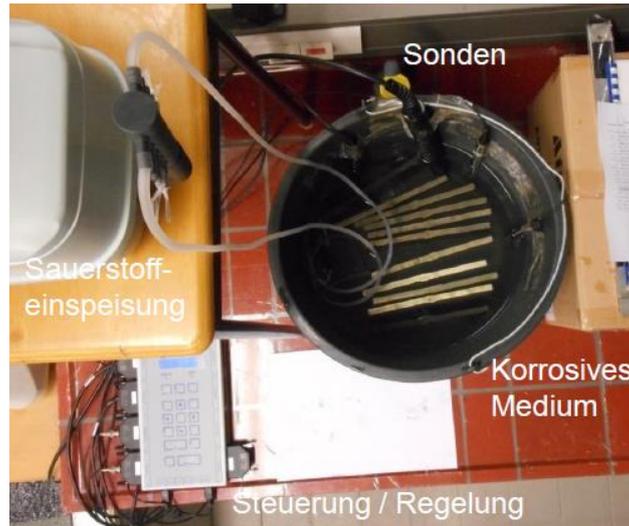


Abbildung 30: Auslagerungsstand für Korrosionsversuche an Kleinproben

Die Zusammensetzung und Herstellung des künstlichen Meerwassers (ohne Schwermetalle) erfolgte nach dem amerikanischen Regelwerk ASTM-Standard D 1141-98 [52]. Die chemische Zusammensetzung des Meerwassers kann dem Kapitel 2.2.3 entnommen werden.

Zur Sicherstellung einer konstanten Qualität des künstlichen Meerwassers wurde ein messtechnisches System zur Überwachung der maßgebenden Parameter eingerichtet. Es wurden der Sauerstoffgehalt, Salzgehalt, PH-Wert und die Wassertemperatur mit Hilfe von Sonden gemessen. Da der Korrosionsprozess stark vom Sauerstoffgehalt im Wasser abhängig ist, wurde die erforderliche Sauerstoffsättigung durch ein automatisches Regelsystem sichergestellt. Durch periodische Überprüfung von Salzgehalt und PH-Wert konnte festgestellt werden, dass deren Parameter sich über längere Zeiträume nur geringfügig ändern und dies vor allem auf die Verdunstung kleiner Wassermengen zurückzuführen ist. Durch die Zugabe von chemisch reinem Wasser konnte die Einhaltung der erforderlichen Parameterbereiche auf einfache Art gewährleistet werden. Die übrigen Parameter wurden ebenso periodisch überwacht. Es traten dabei nur unkritische Schwankungen in zulässiger Höhe auf. In Tabelle 12 werden die überwachten Parameter und deren Grenzwerte gezeigt.

Tabelle 12: Überwachungsparameter für künstliches Meerwasser nach [52]

Überwachte Parameter	Grenzwerte
Sauerstoffgehalt	92 - 95 %
Salzgehalt	32 - 37 mg/l
PH-Wert	7,8 - 8,2
Temperatur	20 ± 2°C
Chlorgehalt	18 - 21 mg/l
HCO ₂	0,08 - 0,25 mg/l

Die Abbildung 31 zeigt exemplarisch eine der ausgelagerten Kleinproben und das daran anhaftende Korrosionsprodukt kurz nach Entnahme aus dem korrosiven Medium sowie die Veränderungen der Oberfläche der gesäuberten Probe. Nach 90 Tagen Auslagerung konnte visuell nur eine geringe Beeinflussung durch die Korrosion festgestellt werden. Es trat eine gleichmäßige Korrosion auf der gesamten Oberfläche der Probe auf.

Am Ende der Auslagerung nach einem Zeitraum von 840 Tagen ist eine deutliche Beeinflussung der Oberfläche erkennbar. Diese weist erhebliche Unstetigkeiten auf.

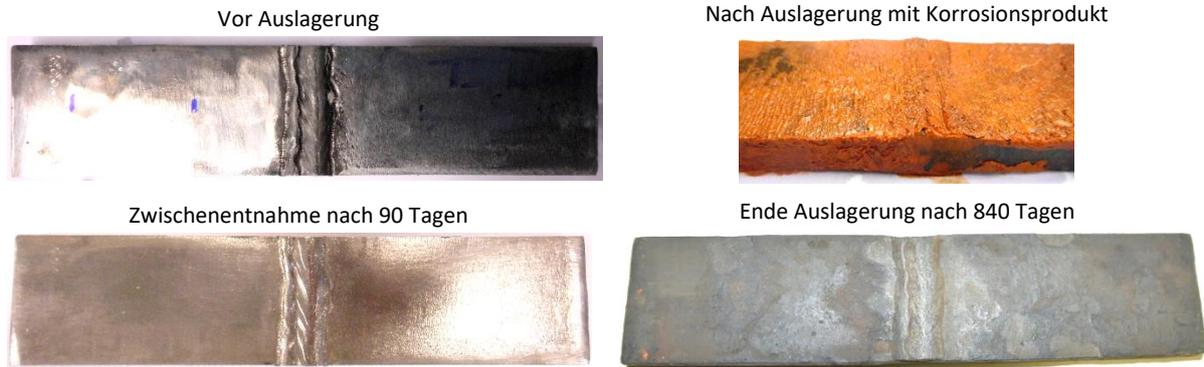


Abbildung 31: Kleinprobe (l * b * t = 200 mm * 45 mm * 10 mm) nach Auslagerung mit anhaftendem Korrosionsprodukt und gereinigte Probe

Neben den Kleinproben wurden Proben aus den Versuchsserien ausgelagert. Zur Quantifizierung der zu korrosiven Blechdickenreduktion durch die Auslagerung, wurden die Proben vor, während und nach der Auslagerung messtechnisch erfasst. Die Referenzmessungen erfolgten vor der Auslagerung an fünf HFH-behandelten Stumpfnahthproben und an vier HFH-behandelten Quersteifen. Je Probe wurden vier Blechdickenmessungen an definierten Bereichen nahe der Schweißnaht durchgeführt. Diese Bereiche wurden im Rahmen der Probekörperfertigung sandgestrahlt. Dies entspricht einer realitätsnahen Betrachtung der Oberflächenzustände, da die Bauteile von Offshore-Tragwerken vor dem Aufbringen der Korrosionsschutzschicht ebenfalls sandgestrahlt werden. An den Stumpfnähten wurden die Bereiche beidseitig gestrahlt, an den Quersteifen nur die Seite des Grundblechs mit der aufgeschweißten Steife. Auf der restlichen Oberfläche der Probekörper war weiterhin die Walzhaut vorhanden. Die Abbildung 32 zeigt die Proben Stumpfnahth und Quersteife nach der Langzeitauslagerung von 650 Tagen.

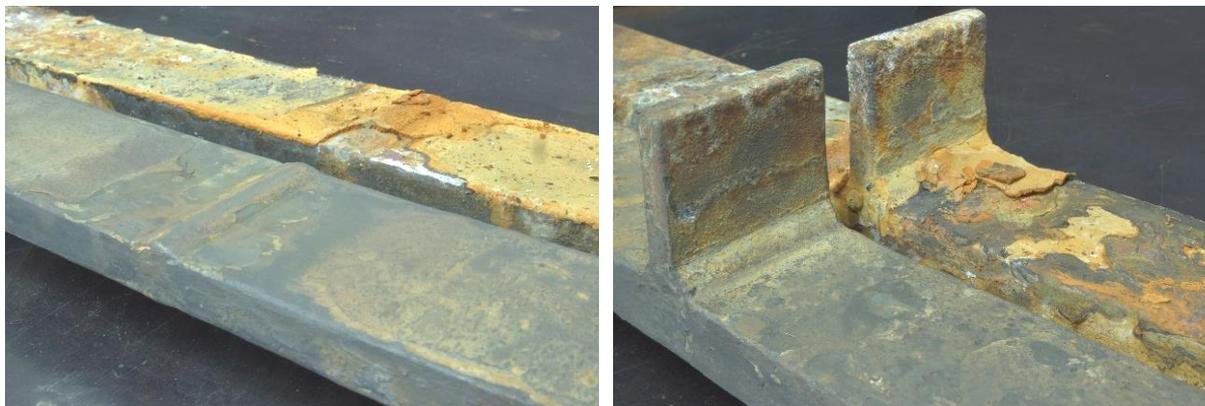


Abbildung 32: HFH-behandelte Proben der Details Stumpfnahth (links) und Quersteife (rechts) der Stahlgüte S355J2+N nach Langzeitauslagerung 650 Tage, Gereinigte Proben und Proben mit anhaftendem Korrosionsprodukt

Die Messdaten der Proben wurden herangezogen, um Veränderungen der Blechdicken über den Zeitraum der Auslagerung zu erfassen. In Abbildung 33 werden die Reduktionen der Blechdicken anhand der ausgewerteten arithmetischen Mittelwerte in Abhängigkeit des Auslagerungszeitraums dargestellt. Die Datenkurven beinhalten die Messwerte von einer oder mehreren Proben. Dies kann der Legende entnommen werden.

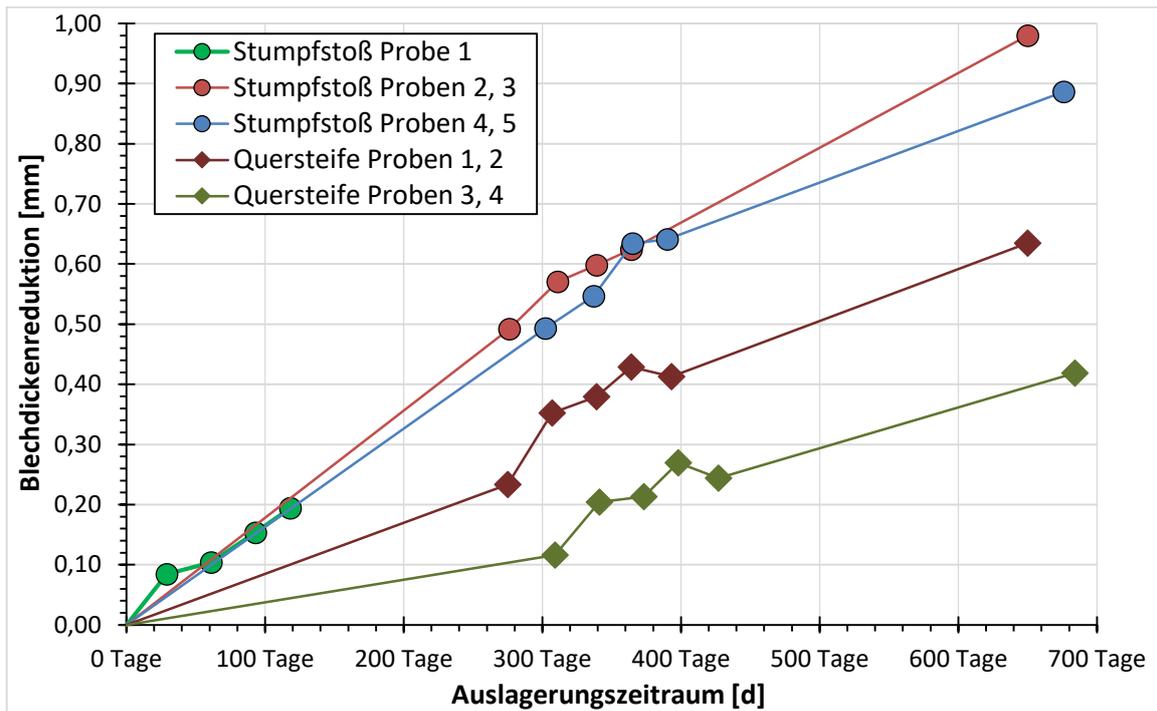


Abbildung 33: Veränderung der arithmetischen Mittelwerte der Blehdickenreduktion von HFH-behandelten Probekörpern der Stahlgüte S355J2+N in Abhängigkeit des Auslagerungszeitraums

Die Messwerte an Stumpfstoßprobe 1 zeigen den Verlauf in den ersten 120 Tagen der Auslagerung. Es ist erkennbar, dass eine beschleunigte Korrosion in den ersten 30 Tagen der Auslagerung auftrat. Unter Betrachtung der weiteren Stumpfstoßproben zeigt sich eine lineare Tendenz. Mit fortschreitender Dauer der Auslagerung nimmt die Steigung ab, d.h. die Neigung der Kurve wird flacher. Die Blehdickenreduktionen der Quersteifen sind geringer im Vergleich zu denen, die an den Stumpfnähten gemessen wurden. Ein möglicher Grund dafür ist die einseitig vorhandene Walzhaut am Grundblech der Quersteife. Durch die visuelle Begutachtung der Proben konnte festgestellt werden, dass die Bereiche der Walzhaut in den ersten 300 Tagen nur eine geringe optische Veränderung der Oberflächen im Gegensatz zu den sandgestrahlten Bereichen aufwiesen. Die Abweichungen der Kurven fallen für die Stumpfnähte geringer aus als für die Quersteifen. Grundsätzlich ist jedoch eine erhöhte Streuung der Messergebnisse mit zunehmender Auslagerungsdauer erkennbar. Die regelmäßige Entnahme der Proben und Wiederauslagerung führte zu einer beschleunigten Korrosion und beeinflusste dadurch den Korrosionsprozess. Diese Beeinflussung zeigt sich für die Quersteifen deutlicher als für die Stumpfnähte. Die erfassten Messdaten umfassen lediglich den dargestellten Bereich bis 684 Tage. Eine Extrapolation der Blehdickenreduktionen über den Zeitraum der Messdatenerfassung hinaus ist nicht möglich.

Anhand der beschriebenen Voruntersuchungen an Kleinproben und den Probekörpern Quersteife und Stumpfnäht bei Langzeitauslagerung im künstlichen Meerwasser konnte eine geeignete Methode zur Vorkorrosion sowie zur Durchführung der simultanen Ermüdungsversuche im künstlichen Meerwasser erprobt werden. Weiterhin konnte die Eignung des Überwachungs- und Regelsystems für das korrosive Medium verifiziert werden.

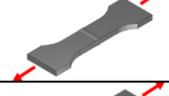
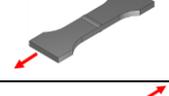
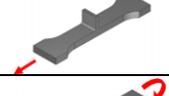
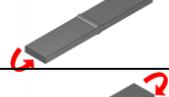
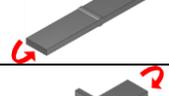
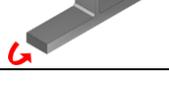
3.3 Sequentielle Korrosion – Versuche an vorkorrodierten Proben

3.3.1 Versuchsplan

Die am KIT untersuchten korrodierten Proben, wurden in der SSN vorkorrodiert und anschließend trocken getestet (sequentielle Prüfung). Dabei wurde eine neutrale Salzsprühnebelprüfung verwendet (siehe Tabelle 1). Eine Korrosionsdauer von 10 Tagen wurde ausgewählt, um den Einfluss erhöhter Oberflächenrauheit ohne signifikanten Dickenabtrag zu erreichen. Die Versuchsserien werden in der Tabelle 13 mit den entsprechenden Korrosionsdauern dargestellt. Die Bezeichnung lautet wie folgt:

- S_WG_unkor_Ax: Referenzkurve für Stumpfnähte
- S_WG_SSN_Ax und S_WG_SSN_B: Einfluss der Korrosion und der Beanspruchungsart: Stumpfnähte wie geschweißt
- S_HFH_SSN_Ax und Q_HFH_SSN_Ax: korrodierte HFH-nachbehandelte Stumpfnähte bzw. Quersteifen unter axialer Beanspruchung
- S_HFH_SSN_B und Q_HFH_SSN_B: korrodierte HFH-nachbehandelte Stumpfnähte bzw. Quersteifen unter Biegebeanspruchung
- S_HFH_EK_Ax: signifikanter Dickenabtrag durch EK ($\Delta d > 0,5$ mm)

Tabelle 13: Am KIT durchgeführte Versuche

Versuchsserie	vorkorrodiert	Zustand	Geometrie / Beanspruchungsart
S_WG_unkor_Ax	nein	wie geschweißt	
S_WG_SSN_Ax	SSN (10 Tagen)	wie geschweißt	
S_HFH_SSN_Ax	SSN (10 Tagen)	HFH-nachbehandelt	
S_HFH_EK_Ax	SSN (96 Tagen) + EK (5 Tagen)	HFH-nachbehandelt	
Q_HFH_SSN_Ax	SSN (10 Tagen)	HFH-nachbehandelt	
S_WG_SSN_B	SSN (10 Tagen)	wie geschweißt	
S_HFH_SSN_B	SSN (10 Tagen)	HFH-nachbehandelt	
Q_HFH_SSN_B	SSN (10 Tagen)	HFH-nachbehandelt	

3.3.2 Elektrolytischer Versuchsaufbau

Für die Korrosion der Versuchsserie S_HFH_EK_Ax wurde ein galvanisches System gebaut (Abbildung 34). Der mittlere Teil einer Wasserkammer aus Polypropylen wurde abgedichtet und mit Schwefelsäure (H_2SO_4) als Elektrolyt gefüllt. Zwei Bleibleche für den kathodischen Teil der Elektrolyse wurden nahe der Wände der Kammer angeordnet. Die Prüfbereiche der Proben lagen den zwei Bleiblechen gegenüber. Ein elektrischer Mischer sorgte für konstante Strömung des Elektrolyten innerhalb der Wasserkammer. Gemäß Gleichung (2.2) sollte eine

Dickenreduktion von 1 mm in 2 Tagen erreicht werden. Nach der ersten Kalibrierungsrunde und aufgrund von Anwendungsbeschränkungen wurde eine Korrosionsdauer von 5 Tagen ausgewählt.

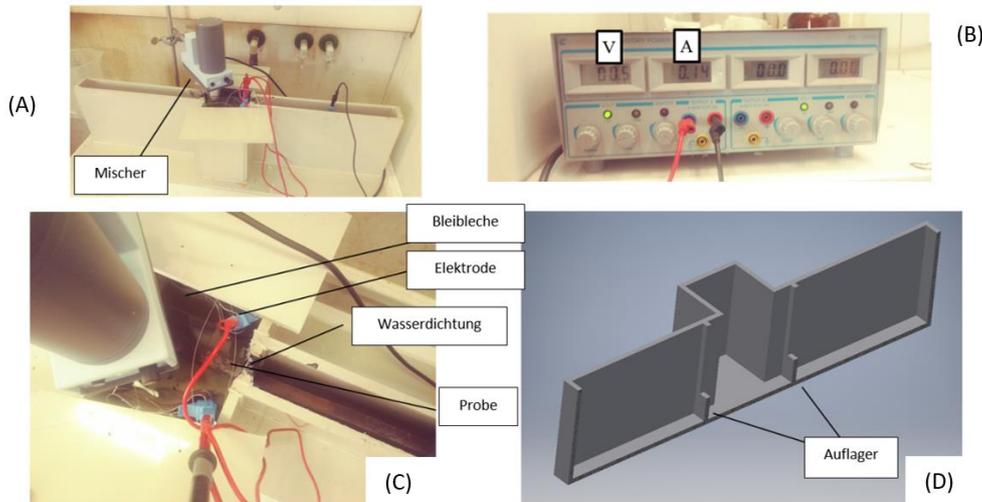


Abbildung 34: A: Das EK – B: Anzeigen des Amperemeters und Voltmeters – C: Übersicht – D: Längsquerschnitt der Wasserkammer

3.3.3 Dokumentation

Der Dickenabtrag, die Oberflächenrauheit, die Härte und die Geometrie der Schweißnaht wurden im unkorrodierten und korrodierten Zustand dokumentiert.

Oberflächenrauheit

Zur Messung der Oberflächenrauheit wurde ein Perthometer M1 verwendet (siehe Abbildung 35A). Die Messung erfolgte nach ISO 4288 [89]. Die Rauheitsmessungen wurden an drei beliebigen Messlinien so nah wie möglich am Schweißnahtübergang durchgeführt. Daher wurden die Oberflächenrauheitsmessungen an einer Probe für jede Methode exemplarisch durchgeführt. Die mittlere Rauheit R_a der unkorrodierten und korrodierten Proben (nach 10 Tagen in der SSN) betrug 6,42 bzw. 9,47 μm ($\Delta R_a = 3,05 \mu\text{m}$, Erhöhung von 47,5%).

Härte

Härteuntersuchungen nach [90] wurden exemplarisch an einer un- und einer korrodierten Probe durchgeführt, um mögliche Änderungen der Härte durch Korrosion zu erfassen. Eine signifikante Änderung wurde nicht festgestellt. Die gemessenen Härteverläufe sind im Anhang D angegeben.

Dickenabtrag

Die Messungen des Dickenabtrags wurden an allen untersuchten Proben durchgeführt. Übliche Labormessgeräte mit einer Genauigkeit von $\pm 1 \mu\text{m}$ wurden verwendet. Die Dicke wurde an vier Stellen jeder Probe im Prüfbereich bei jedem Messintervall gemessen. Der mittlere Dickenabtrag nach 10 Tagen in der SSN beträgt 64 μm .

Geometrie der Schweißnaht

Das optische Messsystem Limes wurde verwendet, um die Geometrie des gehämmerten Bereichs zu ermitteln (Abbildung 35B). Damit ist die Ermittlung einer digitalen 3D-Fläche möglich (Abbildung 35C). Hieraus wurden die Koordinaten willkürlich gewählter Linien quer zur Nachbehandlungslinie extrahiert. Anhand dieser Koordinaten konnte die Eindringtiefe (Mittelwert der drei Messungen) der HFH-Nachbehandlung mit einer Genauigkeit von $\pm 10 \mu\text{m}$ ermittelt werden.

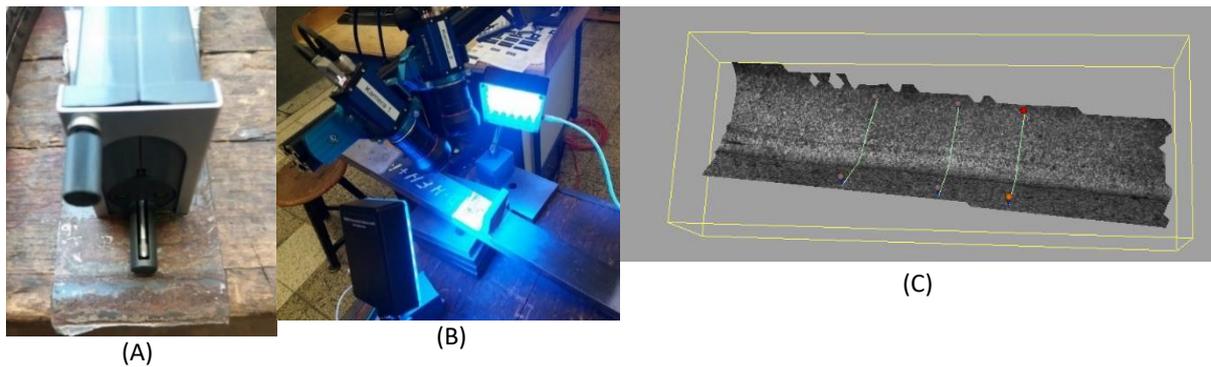


Abbildung 35: A: Perthometer M1 – B: Limes Messsystem - C: Die mit dem Limes System ermittelte digitale 3D-Fläche; Messspuren quer zur Nachbehandlungslinie

Untersuchung der Rissentstehung durch Thermographie

Im Forschungsantrag war eine Untersuchung der Rissentstehung durch Thermographie vorgesehen. Während der sequentiellen Prüfungen wurde der Prüfbereich der korrodierten Proben mit einer Thermokamera aufgenommen. Wegen technischer Beschränkungen, die aus dem Betriebssystem der Thermokamera resultieren, konnte jedoch die Rissentstehung nicht erfolgreich dokumentiert werden.

3.3.4 Prüfmaschinen

Axiale Versuche an Stumpfnähten wurden auf der Hochfrequenzprüfmaschine Zwick 400 HFP 5100 bei einer Frequenz von 110 Hz durchgeführt (Abbildung 36A). Die Quersteifen wurden axial auf einer Losenhausen 1000 Prüfmaschine bei Frequenzen von 4 Hz geprüft (Abbildung 36B). Die Biegeversuche wurden auf den Prüfmaschinen Instron 250 und Losenhausen 200 bei Frequenzen von 3 bis 4 Hz durchgeführt (Abbildung 36C und D). Alle Ermüdungsversuche wurden mit dem Abbruchkriterium einer Maschinenwegzunahme von 0,5 mm durchgeführt.

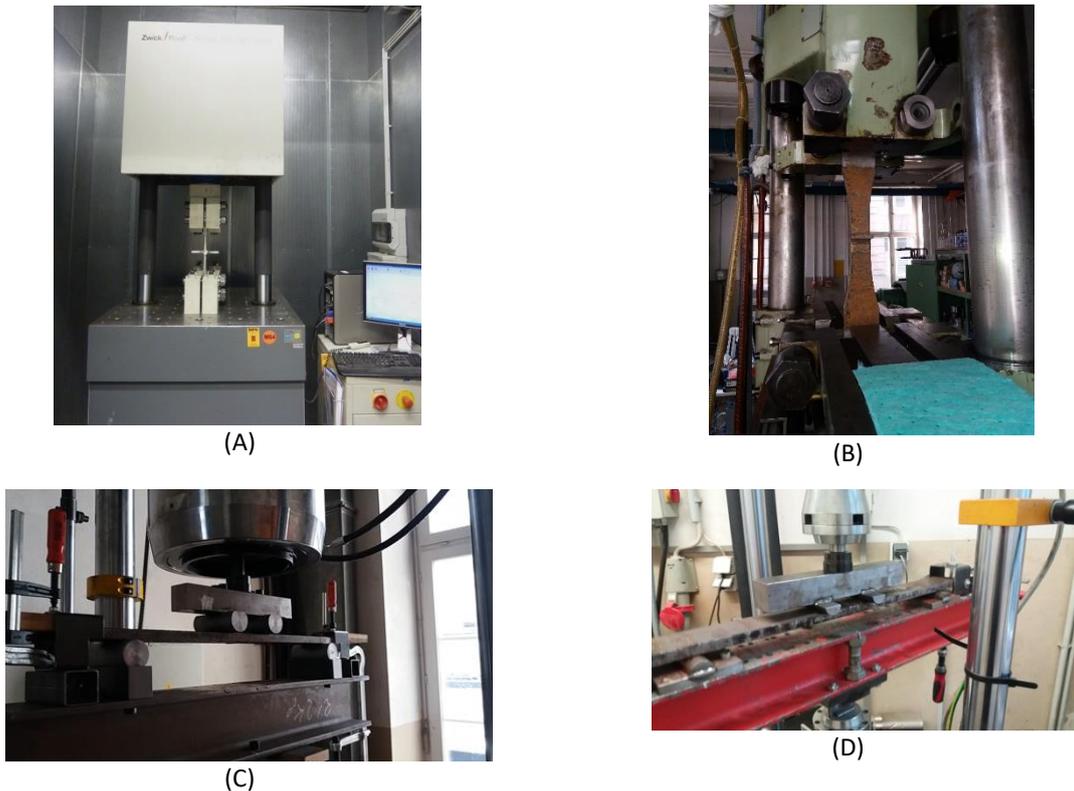


Abbildung 36: Prüfmaschinen des KIT – A: Zwick 400 HFP 510 – B: Losenhausen 1000 – C: 4-Punkt Biegeversuch auf Instron 250 – D: 4-Punkt Biegeversuch auf Losenhausen 200

3.3.5 Ergebnisse und Diskussion

Die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt nach [5]. Die Ergebnisse und ermittelten Wöhlerlinien der einzelnen Versuchsserien sind im Anhang A angegeben. In Abbildung 37 werden die Ergebnisse der axial getesteten Stumpfnähte für freie und feste Neigung dargestellt. Die folgenden Schlussfolgerungen können gezogen werden.

- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serie S_WG_unkor_Ax bestätigt die zugeordnete Kerbfallklasse 90 und eine Neigung der Wöhlerlinie von 3 [5] ($\Delta\sigma_{c,95\%} = 88,9$ MPa und $m_{frei} = 3,1$).
- Die mittlere Ermüdungsfestigkeit der Serie S_WG_SSN_Ax liegt deutlich tiefer als die der unkorrodierten Serie S_WG_unkor_Ax und weist eine leicht erhöhte Neigung auf ($m = 2,9$), wenn mit freier Neigung ausgewertet wird. Die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit um 13% ist auf den Korrosionseinfluss zurückzuführen. Trotzdem liegen die charakteristischen Ermüdungsfestigkeits ($\Delta\sigma_{c,95\%}$) beider Versuchsserien eng beieinander, sowohl bei einer Auswertung für eine feste als auch für frei ermittelte Neigung.
- Eine deutliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch HFH wurde nachgewiesen. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serie S_HFH_SSN_Ax erfüllt die entsprechende Kerbfallklasse 160 für unkorrodierte, HFH-nachbehandelte Stumpfnähte (IIW - HFH) [68] und bestätigt die vorgeschlagene Neigung von 5 ($\Delta\sigma_{c,95\%} = 191$ MPa und $m_{frei} = 5,4$).

In Abbildung 38 sind die Ergebnisse der korrodierten, wie geschweißten Stumpfnähte für freie und feste Neigung wiedergegeben. Daraus können die folgenden Schlussfolgerungen gezogen werden.

- Erwartungsgemäß [65] ist die axiale Beanspruchung ungünstiger als die Biegebeanspruchung. Das Verhältnis der mittleren Ermüdungsfestigkeits beträgt $\Delta\sigma_{biege} / \Delta\sigma_{axial} = 1,40$ und $1,34$ für freie bzw. feste Neigung.
- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serie S_WG_SSN_B liegt ($\Delta\sigma_{c,95\%} = 103$ MPa und $m_{frei} = 3,2$) höher als die der unkorrodierten Serie S_WG_SSN_Ax.

- Die Annahme einer festen Neigung $m = 3,0$ ist auch für die Biegebeanspruchung zutreffend.

Legende	Serie	m [-]		$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
▲	S_WG_unkor_Ax	frei	3,1	148,0	88,9
		fest	3,0	145,9	85,6
■	S_WG_SSN_Ax	frei	2,9	128,5	87,3
		fest	3,0	130,1	89,4
■	S_HFH_SSN_Ax	frei	5,4	229,0	190,7
		fest	5,0	224,0	182,4

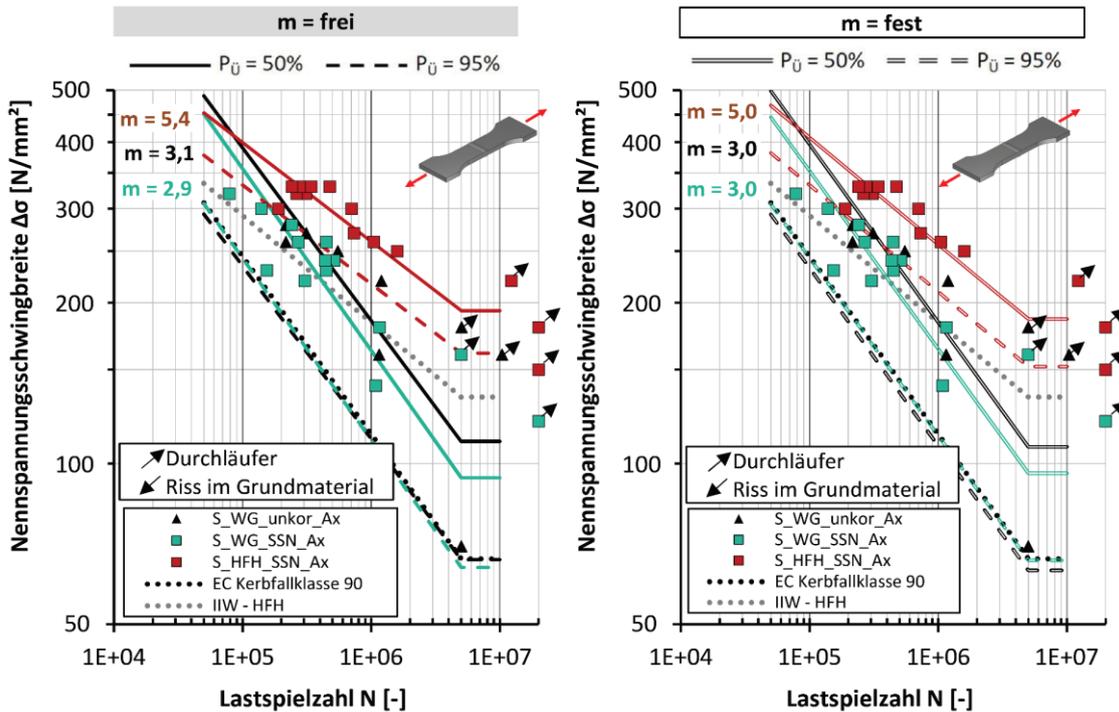


Abbildung 37: Ergebnisse der axialen sequentiellen Ermüdungsversuche an Stumpfnähten

In Abbildung 39 werden die Ergebnisse der korrodierten HFH-Stumpfnähte für freie und feste Neigung dargestellt. Folgende Schlussfolgerungen können gezogen werden.

- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serie S_HFH_SSN_B liegt deutlich höher als die vorgeschlagene Kerbfallklasse 160 (IIW-HFH) [68]. Die Annahme einer Neigung von 5 liegt auf der sicheren Seite.
- Die axiale Beanspruchung ist auch in diesem Fall ungünstiger als die Biegebeanspruchung. Das Verhältnis $\Delta\sigma_{\text{biege}} / \Delta\sigma_{\text{axial}}$ beträgt für freie bzw. feste Neigung 1,22 und 1,20.

In Abbildung 40 werden die Ergebnisse der korrodierten HFH-Querstreifen für frei und fest gerechnete Neigung dargestellt. Folgende Schlussfolgerungen können gezogen werden:

- Die große Streuung der Ergebnisse aus den Biegeversuchen erlaubt keine sinnvolle statistische Auswertung der Serie Q_HFH_SSN_B. Weitere Versuche sind notwendig.
- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serie Q_HFH_SSN_Ax liegt deutlich höher als die Kerbfallklasse 140 [68], wenn eine frei gerechnete Neigung verwendet wird ($\Delta\sigma_{c,95\%} = 172$ MPa und $m_{\text{frei}} = 7,4$).

Legende	Serie	m	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
◆	S_WG_SSN_Ax	frei	2,9	128,5
		fest	3,0	130,1
■	S_WG_SSN_B	frei	3,2	179,8
		fest	3,0	173,7

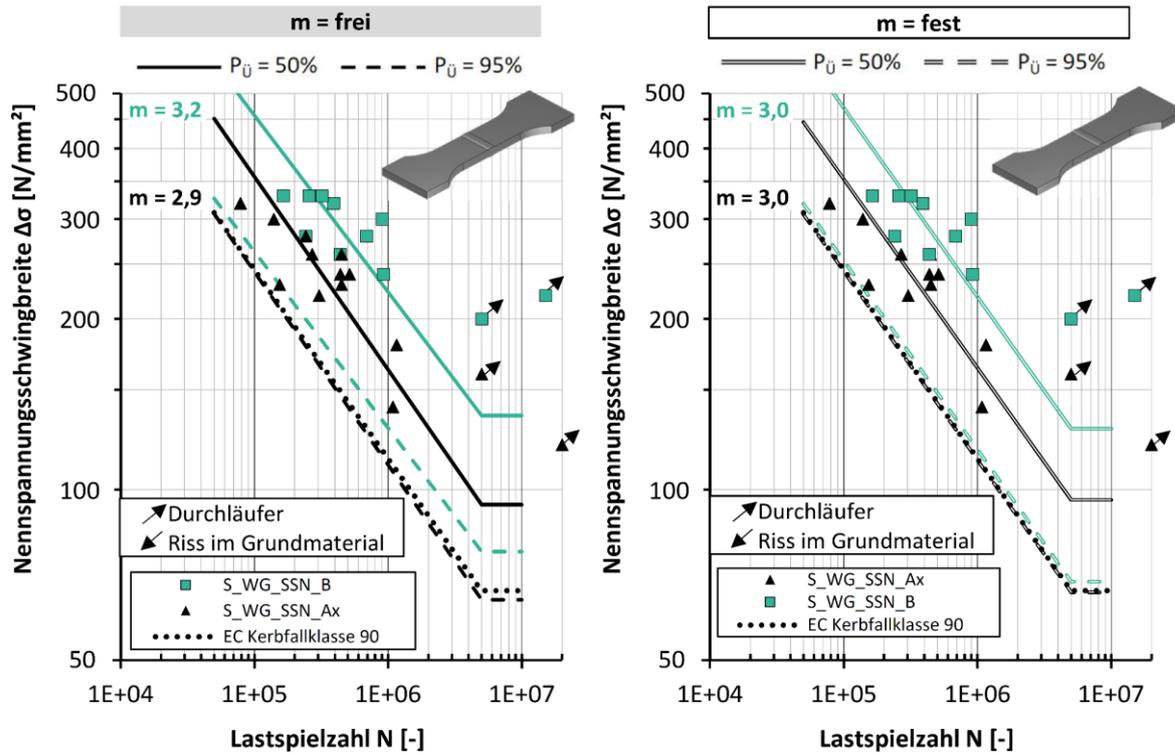


Abbildung 38: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an wie-geschweißten Stumpfnähten – axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten wie-geschweißten Zustand

Legende	Serie	m [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]	
◆	S_HFH_SSN_Ax	frei	5,4	229,0	190,7
		fest	5,0	224,0	182,4
●	S_HFH_SSN_B	frei	6,4	278,9	258,5
		fest	5,0	269,6	237,4

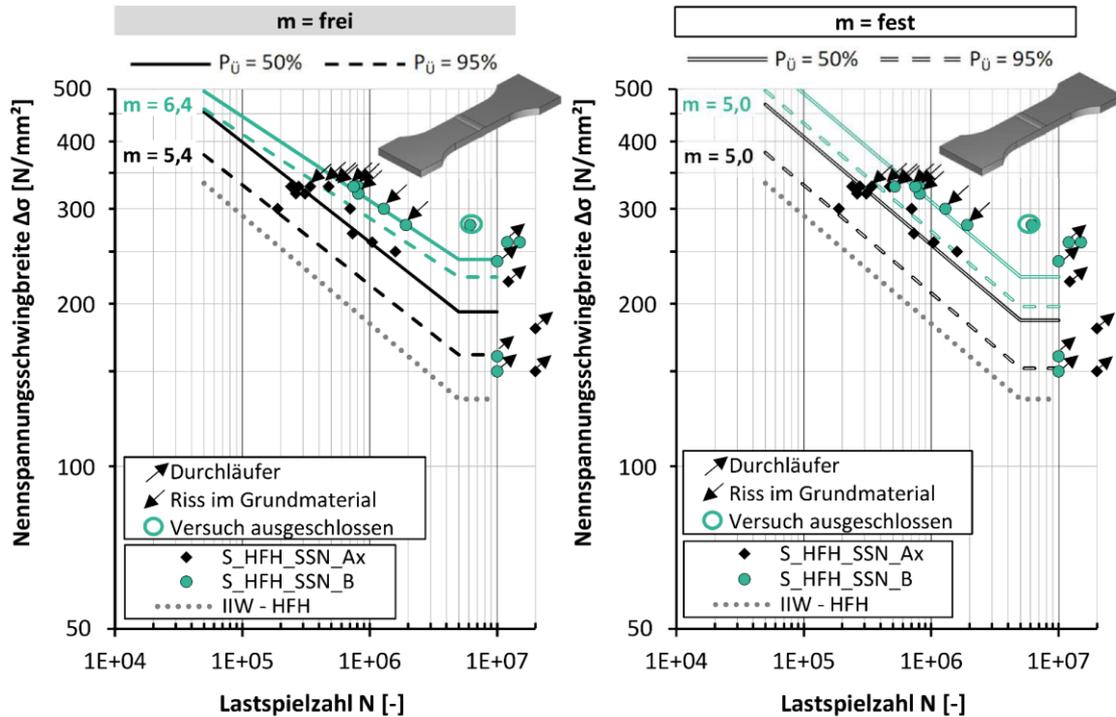


Abbildung 39: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an HFH-Stumpfnähten - axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten HFH-nachbehandelten Zustand

3.3.6 Schlussfolgerungen aus der Betrachtung der sequentiellen Korrosion

Aus der Ergebnissen der sequentiellen Korrosion können folgende Schlussfolgerungen gezogen werden:

- Eine kurze SSN-Korrosion von 10 Tagen hat eine Reduktion der mittleren Ermüdungsfestigkeit von 13% zur Folge. Weil der Dickenabtrag in diesem Fall vernachlässigbar ist (durchschnittlich $\Delta d = 64 \mu\text{m}$), wird diese Abnahme der durch die Korrosion erhöhten Oberflächenrauheit (Erhöhung von 47,5%) zugerechnet. Die untersuchten Proben der Serie S_WG_unkor_Ax ergeben auf Basis der statischen Auswertung ein breites Streuband, da nur wenige Probekörper versagten und viele Durchläufer vorlagen. Es ist bemerkenswert, dass, bei einer festen Neigung von 3 die charakteristische Ermüdungsfestigkeit bei 85 MPa und damit tiefer als die entsprechende Kerbfallklasse 90 liegt [5]. Damit erlaubt die statistische Auswertung keine Übernahme des Einflusses von Korrosion in die Berechnung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit. Weitere Versuche sind dafür notwendig.
- Die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch HFH ist signifikant. Die Wöhlerlinie der korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähte liegt deutlich höher als die Kerbfallklasse 160 mit einer Neigung von 5 trotz des Korrosionseinflusses.
- Das Verhältnis von Axial- zu Biegeermüdungsfestigkeit der korrodierten unbehandelten Proben ist kleiner als der Wert, der analytisch mit der Gleichung von Maddox [65] errechnet wird ($k_b = 1,52$).
- Die Änderung des Verhältnisses von Axial- zu Biegeermüdungsfestigkeit im korrodierten HFH-nachbehandelten Zustand zeigt nach den derzeitigen Ergebnissen eine unterschiedliche Wirksamkeit der Methode abhängig von der Beanspruchungsart. Aufgrund der Streuungen kann diese Aussage

jedoch noch nicht als statistisch gesichert betrachtet werden. Daher sind weitere Versuche notwendig, um diesen Punkt zu klären.

Legende	Serie	m	$\Delta\sigma_{c,50\%}$	$\Delta\sigma_{c,95\%}$
		[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
◆	Q_HFH_SSN_Ax	frei	7,4	201,2
		fest	5,0	181,7
●	Q_HFH_SSN_B	frei	-	-
		fest	-	-

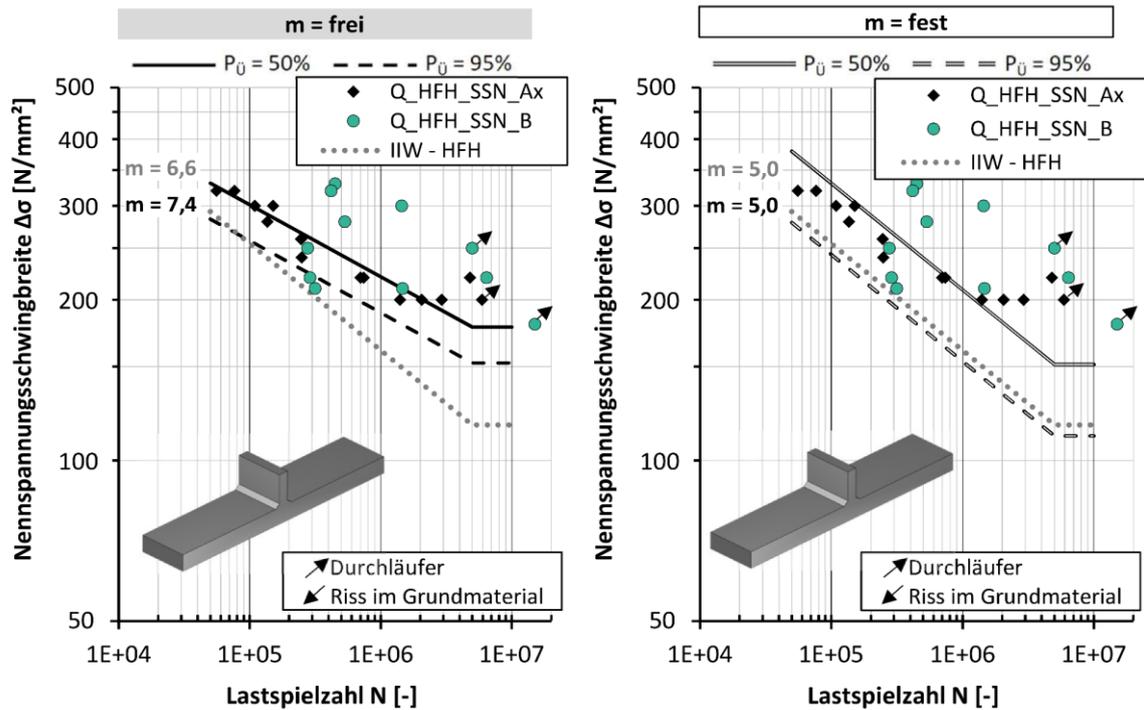


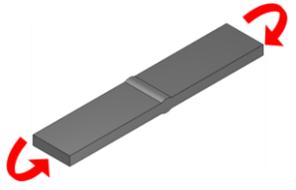
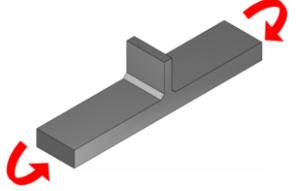
Abbildung 40: Ergebnisse der sequentiellen Ermüdungsversuche an HFH-Querstreifen - axiale und Biegeversuche – Einfluss der Beanspruchungsart im korrodierten, HFH-nachbehandelten Zustand – Die Ergebnisse der Serie Q_HFH_SSN_B sind wegen der besonders großen Streuung und steilen Neigung technisch nicht anwendbar und nur im Anhang A angegeben.

3.4 Simultane Korrosion – Versuche an vorkorrodierten Proben im korrosiven Medium

3.4.1 Übersicht der Versuchsserien

Um zusätzlich zu dem Einfluss der Korrosion auf die Rissentstehung, auch den Einfluss auf den Rissfortschritt zu untersuchen, wurden Ermüdungsversuche bei zeitgleicher Einwirkung des korrosiven Mediums im künstlichen Meerwasser am Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München durchgeführt. Diese werden nachfolgend als simultane Ermüdungsversuche bezeichnet. Die Ermüdungsversuche wurden an den geschweißten Konstruktionsdetails Stumpfnah und Quersteife durchgeführt. Um das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Proben unter korrosiver Einwirkung bewerten zu können, wurden ebenso Versuche an wie geschweißten Proben im künstlichen Meerwasser durchgeführt. Eine Übersicht der Versuchsserien und der Randbedingungen wird in Tabelle 14 gegeben.

Tabelle 14: Durchgeführte Ermüdungsversuche am Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München

Versuchsserie	Skizze	Zustand	Korrosionsart	Prüfbedingung
S_WG_KMW_B	Stumpfnah Biegung  R = 0,1 S355J2+N	wie geschweißt	künstliches Meerwasser	simultan
S_HFH_KMW_B		HFH-behandelt		
Q_WG_KMW_B	Quersteife Biegung  R = 0,1 S355J2+N	wie geschweißt	künstliches Meerwasser	simultan
Q_HFH_KMW_B		HFH-behandelt		

3.4.2 Vorauslagerung im künstlichen Meerwasser

Die Dauer des Korrosionsangriffs in den simultanen Ermüdungsversuchen ist maßgeblich von der bis zum Versagen führenden Lastwechselzahl abhängig. Das bedeutet, dass Proben die auf einem hohen Lastniveau geprüft werden über einen wesentlich kürzeren Zeitraum dem korrosiven Medium ausgesetzt werden, als Proben die auf einem geringen Lastniveau geprüft werden. Um die Zeitunterschiede der korrosiven Einwirkungsdauer zu kompensieren und eine korrosive Vorschädigung aufzubringen, wurde in Abstimmung mit dem projektbegleitenden Ausschuss eine Vorauslagerung der Proben festgelegt. Durch die in Kapitel 3.2.3 beschriebenen Korrosionsversuche waren die Blechdickenreduktion von ausgewählten Probekörper bereits bekannt. Die Dauer der Auslagerung wurde in Abhängigkeit der erzielten Blechdickenreduktionen aus der Salzsprühnebelauslagerung festgelegt, um eine vergleichbare Ausgangslage zu schaffen. Diese lagen im Bereich von ca. 0,1 mm. Die Proben wurden dazu in künstlichem Meerwasser nach [52] für eine Dauer von 30 Tagen ausgelagert.

Die Abbildung 41 zeigt exemplarisch die Auslagerung der Proben in künstlichem Meerwasser, die Korrosionsprodukte und die Oberflächenbeschaffenheit nach der Auslagerung für die untersuchten Konstruktionsdetails Quersteife und Stumpfnah. Im Anschluss an die Auslagerung wurden die Kanten der Proben nochmals abgerundet und nachgeschliffen.

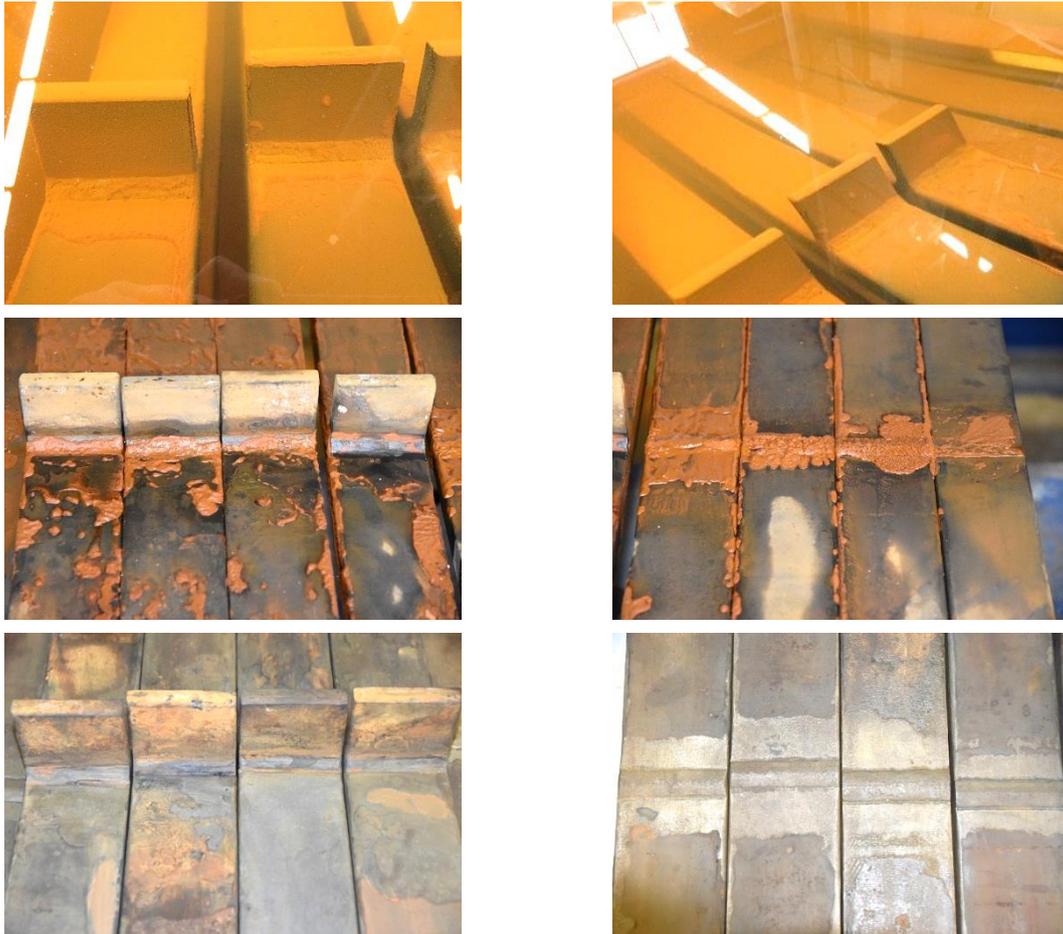


Abbildung 41: Korrosive Auslagerung der Proben im künstlichen Meerwasser und korrodierte Konstruktionsdetails, Quersteifen (links) und Stumpfnähte (rechts)

3.4.3 Probenvermessung

Um Rückschluss auf den Einfluss des korrosiven Mediums auf die Geometrie von Grundblech und Schweißnahtübergang zu erhalten, wurden die Proben vor und nach Auslagerung an definierten Bereichen vermessen. Die Vermessung wurde ausschließlich in den sandgestrahlten Bereichen nahe der Schweißnähte durchgeführt. Folgende geometrische Parameter wurden dabei erfasst:

- Blechdicke t
- Schweißnahtübergangsradius r (nach HFH-Behandlung)
- Schweißnahtflankenwinkel β bei Stumpfnähten
- Schweißnahtanstiegswinkel θ bei Quersteifen
- Eindringtiefe t' (nach HFH-Behandlung)

Die Vermessung der Blechdicken erfolgte mit üblichen Messschiebern. Die Nahtübergänge wurden mit Hilfe eines telezentrischen Objektivs verzerrungsfrei aufgenommen. Anschließend wurde eine computergestützte Vermessung unter Anwendung der Software AutoCAD durchgeführt. Die Abbildung 42 zeigt exemplarische Vermessungsbilder der behandelten Details vor und nach Auslagerung. Da die Grundblechkante durch den Korrosionsangriff abgetragen wird und diese somit nicht als alleinige Referenz für die Änderung der Eindringtiefe herangezogen werden kann, wurde ein eingeschlagener Körnerpunkt als zusätzliche Referenz genutzt.

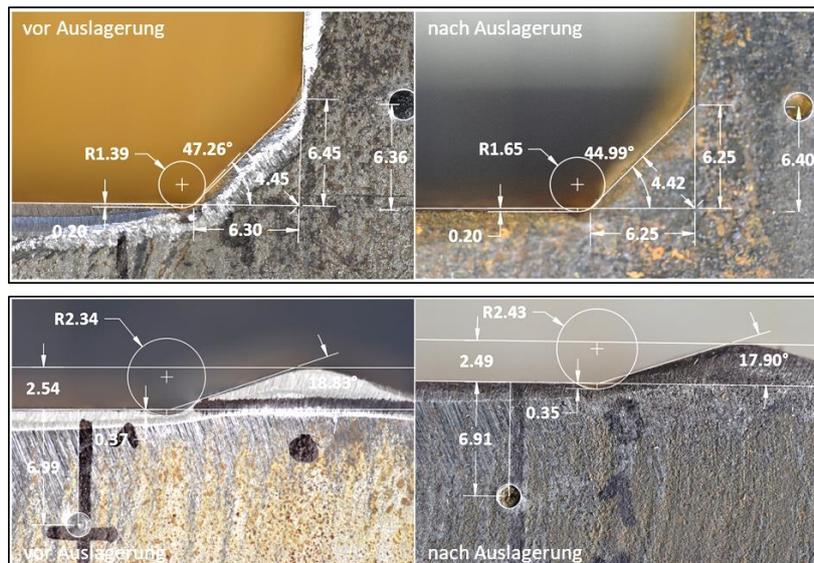


Abbildung 42: Exemplarische Vermessungsbilder der Nahtübergangsbereiche von HFH-behandelten Proben vor und nach der Auslagerung in künstlichem Meerwasser für 30 Tage, Quersteife (oben) und Stumpfnahse (unten)

Die ausgewerteten Ergebnisse vor und nach Auslagerung sowie deren geometrische Änderungen sind unter Angabe der arithmetischen Mittelwerte je nach Konstruktionsdetail in der Tabelle 15 zusammengefasst. Die Blechdicken und Nahtwinkel wurden unabhängig von der Behandlung für alle Proben ausgewertet. Die Nahtübergangsradien und Eindringtiefen wurden spezifisch für die HFH-behandelten Proben für beide verwendeten Pinradien ausgewertet.

Tabelle 15: Zusammenfassung der Datenauswertung aus der Vermessung von Quersteifen und Stumpfnähten

Detail	Messparameter	Arithmetische Mittelwerte der Messdaten		
		Vor Auslagerung	Nach Auslagerung	Änderung - Abnahme / + Zunahme
Stumpfnahse WG + HFH	Blechdicke t	15,1 mm	15,0 mm	- 0,1 mm
	Nahtflankenwinkel β	164,4 °	164,2 °	- 0,2 °
Stumpfnahse HFH	Nahtübergangsradius r Pinradius 1,5 mm	1,5 mm	1,6 mm	+ 0,1 mm
	Nahtübergangsradius r Pinradius 2,0 mm	2,0 mm	2,1 mm	+ 0,1 mm
	Eindringtiefe t' Pinradius 1,5 mm	0,2 mm	0,2 mm	0,00 mm
	Eindringtiefe t' Pinradius 2,0 mm	0,1 mm	0,1 mm	0,00 mm
Quersteife WG + HFH	Blechdicke t	24,9 mm	24,8 mm	- 0,1 mm
	Nahtflankenwinkel θ	48,3 °	47,5 °	- 0,8 °
Quersteife HFH	Nahtübergangsradius r Pinradius 1,5 mm	1,5 mm	1,6 mm	+ 0,1 mm
	Nahtübergangsradius r Pinradius 2,0 mm	2,0 mm	2,1 mm	+ 0,1 mm
	Eindringtiefe t' Pinradius 1,5 mm	0,2 mm	0,2 mm	0,00 mm
	Eindringtiefe t' Pinradius 2,0 mm	0,2 mm	0,2 mm	0,00 mm

Eine Änderung der Nahtübergangswinkel kann nur in einem geringen Maß festgestellt werden. Es ist eine leichte Zunahme der Ausrundungsradien durch den Korrosionseinfluss zu verzeichnen. Da nur eine geringfügige Änderung der Eindringtiefen infolge der Korrosion auftrat, ist davon auszugehen, dass sich der behandelte Bereich der Schweißnaht und im behandelten Nahtübergang um das gleiche Maß abträgt wie die Grundblechkante.

Für die Blechdicken ergibt sich für beide Details eine mittlere Reduktion um 0,1 mm. Durch die Auslagerung der Proben in der Salzsprühnebelkammer wurden ebenfalls mittlere Blechdickenreduktionen in dieser Größenordnung erzielt. Die Ergebnisse der Blechdickenreduktionen bestätigten somit den festgelegten Auslagerungszeitraum von 30 Tagen. Legt man die Mindestwerte der rechnerisch ansetzbaren Korrosionsraten nach DNVGL-RP-0416 [71] für gemäßigtetes Klima und äußere Oberflächen in der Splash Zone von 0,3 mm/a (einseitiger Abtrag) zugrunde, entspricht diese Blechdickenreduktion einem rechnerischen Expositionszeitraum von 6 Monaten am Offshore-Bauwerk.

3.4.4 Simultane Ermüdungsversuche im künstlichen Meerwasser

Versuchsaufbau und Prüfparameter

Die Versuche wurden unter zyklischer Biegebeanspruchung bei simultan einwirkender Korrosion in einer mit künstlichem Meerwasser befüllten Prüfwanne aus nichtrostendem Stahl durchgeführt. Die Abbildung 43 zeigt den beschriebenen Versuchsaufbau der Ermüdungsversuche und die festgelegten Prüfparameter.

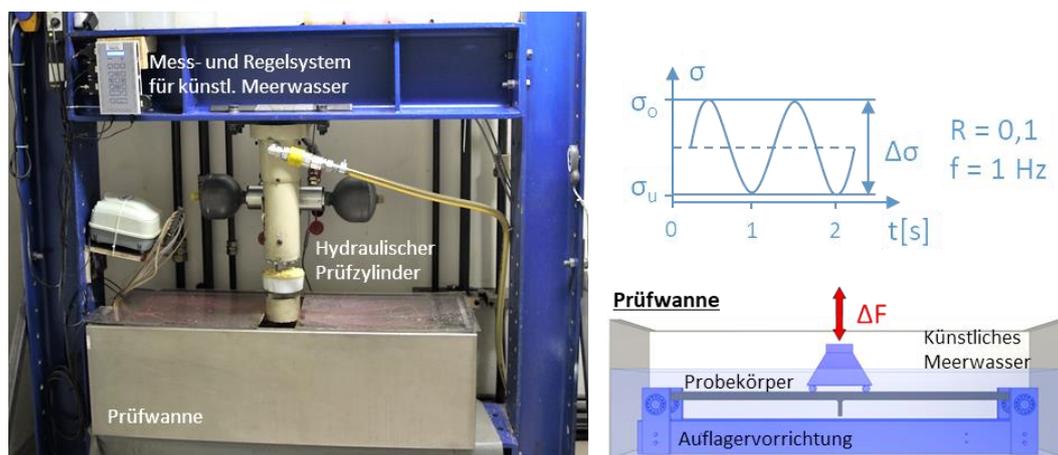


Abbildung 43: Aufbau und Parameter für simultane Ermüdungsversuche im künstlichen Meerwasser

Die Belastung im Vierpunktbiegeversuch erfolgte durch einen an einem Stahlprüfrahmen installierten hydraulischen Einzelzylinder mit daran befindlicher Lasteinleitung. Die Lagerung der Proben wurde durch eine in der Prüfwanne befindliche Auflagerkonstruktion sichergestellt. Die Überwachung des künstlichen Meerwassers wurde mit Hilfe des zuvor validierten Mess- und Regelsystems gewährleistet. Die maßgebenden Parameter (Temperatur, PH-Wert, Salzgehalt, Sauerstoff) wurden, wie bereits für die Kleinteilproben im Kapitel 3.2.3 erläutert, durch das Messsystem periodisch überprüft und bei Bedarf angepasst. Die Prüffrequenz wurde auf 1 Hz begrenzt, um der bei OWEA auftretenden Frequenz der wechselnden Biegebeanspruchung der Gründungsstrukturen im Bereich von 0,2 Hz nahezukommen und um das ausreichende Einwirken des korrosiven Mediums nach der Rissbildung zu ermöglichen. Wie in [91] gezeigt, ist der Einfluss der Prüffrequenz in diesen Frequenzbereichen vernachlässigbar, insbesondere wenn die Rissentstehungsphase einen deutlichen Anteil an der Gesamtlebensdauer ausmacht, wie es bei HFH-behandelten Schweißnähten der Fall ist [66]. Die Versuchsdurchführung erfolgte für alle Versuchsserien ausschließlich zugschwellend bei einem Mittelspannungsverhältnis von $R = 0,1$. Die Versuche wurden bis zum Versagen der Proben in der Schweißnaht oder dem Grundwerkstoff durchgeführt. Als Abbruchkriterium wurde für die Stumpfnähte eine Wegzunahme von 3,0 mm und für die Querstreifen eine Wegzunahme von 5,0 mm festgelegt. Dies entspricht einer Ermüdungsbruchfläche von ca. 50 bis 60% des Grundquerschnitts.

Versagensarten

Die Abbildung 44 zeigt exemplarische Versagensbilder des Details Stumpfnahat der Serien „wie geschweißt“ und HFH-behandelt. Es wurde eine Anzahl von elf Stumpfnähten wie geschweißt (S_WG_KMW_B) geprüft. Der Rissausgang ergab sich vornehmlich im Schweißnahtübergangsbereich. Für drei Proben verlagerte sich das Versagen in den zugbeanspruchten Bereich des Grundwerkstoffs, nahe der Lasteinleitung. Im Gegensatz zu den wie geschweißten Proben trat das Versagen für die Serie der HFH-behandelten Stumpfnähte (S_HFH_KMW_B) ausschließlich im Bereich des Grundwerkstoffs, nahe der Lasteinleitung, auf. Ein potentieller Anriss im Bereich des Schweißnahtübergangs konnte durch den Einsatz des Farbeindringverfahrens ausgeschlossen werden.



Abbildung 44: Exemplarische Versagensbilder der Serien Stumpfnahat „wie geschweißt“ (S_WG_KMW_B) mit Rissausgang in der Schweißnaht (oben) und HFH-behandelt (S_HFH_KMW_B) mit Rissausgang im Grundwerkstoff (unten)

Abbildung 45 zeigt exemplarische Versagensbilder des Details Quersteife der Serie HFH-behandelt. Es wurde eine Anzahl von neun Quersteifen wie geschweißt (Q_WG_KMW_B) geprüft. Der Rissausgang ergab sich für alle Proben im Schweißnahtübergangsbereich. Für die Serie der HFH-behandelten Quersteifen (Q_HFH_KMW_B) trat das Versagen an zwei der 14 Proben im zugbeanspruchten Bereich des Grundwerkstoffs zwischen den Lasteinleitungen auf. Ein potentieller Anriss im Bereich des Schweißnahtübergangs konnte durch den Einsatz des Farbeindringverfahrens ausgeschlossen werden.



Abbildung 45: Exemplarische Versagensbilder der Serie Quersteife HFH-behandelt (Q_HFH_KMW_B) mit Rissausgang in der Schweißnaht (oben) und Rissausgang im Grundwerkstoff (unten)

3.4.5 Ergebnisse und Diskussion

In diesem Kapitel werden zusätzlich zu den erzielten Versuchsergebnissen des Vorhabens, ausgewählte Referzergebnisse an „wie geschweißten“ und HFH- bzw. UIT-behandelten Proben verwendet. Diese werden zur besseren Übersicht als reine Datenkurven ohne Datenpunkte gezeigt. Die zur Auswertung herangezogene Datenbasis sowie die Darstellung der einzelnen Versuchsserien können dem Anhang A entnommen werden.

Stumpfnähte

Die erzielten Ergebnisse des Konstruktionsdetails Stumpfnäht werden in Abbildung 46 dargestellt. Die Darstellung umfasst die Versuchsserien von wie geschweißten Proben (WG) und HFH-behandelten Proben (HFH) bei Prüfung im künstlichen Meerwasser und unter Biegebeanspruchung. Diese werden den Ergebnissen an wie geschweißten und HFH-behandelte Proben unter axialer Zugbeanspruchung und ohne korrosiven Einfluss aus [8] gegenübergestellt.

Legende	Serie	m		$\Delta\sigma_{c,50\%}$	$\Delta\sigma_{c,95\%}$
		[-]		[N/mm ²]	[N/mm ²]
■	S_WG_KMW_B	frei	3,9	187,2	136,5
		fest	3,0	168,6	104,8
—	WG, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	3,9	162,6	128,0
		fest	3,0	146,6	102,9
●	S_HFH_KMW_B	frei	4,3	230,4	204,0
		fest	5,0	239,2	214,3
—	HFH, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	4,6	205,0	160,0
		fest	5,0	210,6	168,5

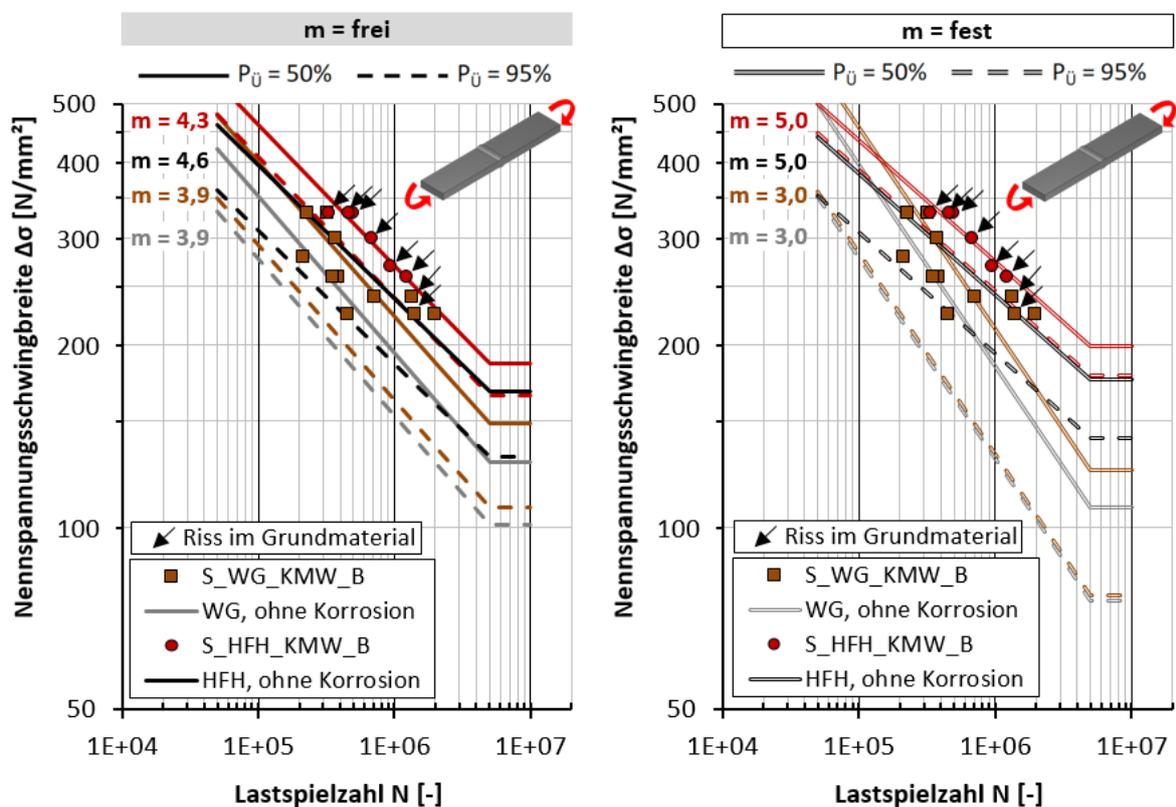


Abbildung 46: Wöhlerlinien für wie geschweißte und HFH-behandelte Stumpfnähte bei simultaner Korrosion im künstlichen Meerwasser, Prüffrequenz 1 Hz, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich mit Referzergebnissen ohne Korrosion aus [8]

Für die Serie mit „wie geschweißten“ Stumpfnähten (S_WG_KMW_B) ergibt sich eine Neigung von $m = 3,9$. Die frei berechnete Neigung liefert die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%} = 187,2 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 136,5 \text{ N/mm}^2$. Legt man die feste Neigung von Neigung $m = 3,0$ zugrunde, ergeben sich die Werte zu $\Delta\sigma_{c,50\%} = 168,6 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 104,8 \text{ N/mm}^2$.

Der Rissausgang ergab sich an drei der elf wie geschweißten Proben im Schweißnahtübergang, wohingegen das Versagen der HFH-behandelten Proben ausschließlich im zugbeanspruchten Bereich, nahe der Lasteinleitung, auftrat. Eine Klassifizierung der behandelten Naht ist dadurch nicht direkt möglich. Da Anrisse im Bereich des Nahtübergangs jedoch durch Anwendung des Farbeindringverfahrens ausgeschlossen werden konnten, wird das Versagen im Grundwerkstoff als untere Grenze zur Auswertung der Ermüdungsfestigkeit herangezogen. Die Verlagerung des Rissausgangsortes von der Naht zum Grundwerkstoff lässt den Schluss zu, dass durch die Korrosion eine Erhöhung der Kerbschärfe des Grundwerkstoffs (auftretende Korrosionsnarben) stattgefunden hat. Für die HFH-Behandlung ist maßgeblich der ermüdungsfestigkeitssteigernde Effekt durch die Randschichtverfestigung sowie die eingebrachten Druckeigenstressungen zu nennen. Die Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Schweißnaht liegt somit im Fall des korrosiven Einflusses durch das künstliche Meerwasser, oberhalb der Ermüdungsfestigkeit des Grundwerkstoffs bei Korrosion. Da die wie geschweißten Proben unter gleichen Prüfbedingungen und der korrosiven Einwirkung ein Versagen im Nahtübergang aufweisen, ist davon auszugehen, dass die Wirksamkeit der HFH-Behandlung unter den im Projekt angewendeten korrosiven Bedingungen weiterhin gegeben ist.

Für die Serie an HFH-behandelten Stumpfnähten (S_HFH_KMW_B) ergibt sich für die Auswertung der Grundwerkstoffrisse eine Neigung von $m = 4,3$. Die frei berechnete Neigung liefert die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%} = 230,4 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 204,0 \text{ N/mm}^2$. Legt man die feste Neigung von $m = 5,0$ nach dem Ansatz von IIW [22] für Versagen im Grundwerkstoff zugrunde, ergeben sich die Werte zu $\Delta\sigma_{c,50\%} = 239,2 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 214,3 \text{ N/mm}^2$.

Durch den direkten Vergleich der im künstlichen Meerwasser geprüften Serien WG und HFH zeigt sich, dass durch die HFH-Behandlung eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden konnte. Für die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei freier und fester Neigung ergeben sich dabei Erhöhungen um die Faktoren 1,23 bzw. 1,42. Bei Betrachtung der Fraktilwerte für $\Delta\sigma_{c,95\%}$ konnten Erhöhungen bei freier und fester Neigung um die Faktoren 1,49 bzw. 2,04 ermittelt werden.

Um Rückschlüsse auf einen Einfluss durch die Korrosion ziehen zu können, werden den Wöhlerlinien der im künstlichen Meerwasser geprüften Stumpfnahntproben die Ergebnisse eines Referenzprojekts an wie geschweißten Proben ohne Korrosion und HFH-behandelten Proben ohne Korrosion [8] gegenübergestellt. Für die Versuche an wie geschweißten Proben bei Korrosion ergeben sich Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit die um 15% über den Vergleichswerten an Proben ohne Korrosion liegen. Dies gilt für die Auswertung bei freier und fester Neigung, da die Neigung in beiden Fällen identisch ist. Unter Betrachtung von $\Delta\sigma_{c,95\%}$ ergibt sich eine Differenz in den Ergebniswerten von $8,5 \text{ N/mm}^2$. Diese Abweichung reduziert sich bei Auswertung mit der festen Neigung von $m = 3,0$.

Für die Versuche an HFH-behandelten Proben bei Korrosion ergeben sich bei der Auswertung mit freier und fester Neigung Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit die um 12 bis 14% über den Vergleichswerten an Proben ohne Korrosion liegen. Die frei berechnete Neigung ist im Vergleich geringfügig steiler. Unter Betrachtung von $\Delta\sigma_{c,95\%}$ ergeben sich durch die Annahme einer flacheren Neigung von $m = 5,0$ um 27% höhere Ermüdungsfestigkeitswerte für die Proben bei Korrosion im Vergleich zu den Proben ohne Korrosion.

Die Mittelwerte und Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeitswerte der Serien WG und HFH liegen bei einer Auswertung mit freier sowie auch fester Neigung oberhalb der Vergleichsergebnisse aus den Referenzserie an Proben ohne Korrosion. Es kann daher keine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit durch die Vorauslagerung und Prüfung im künstlichen Meerwasser festgestellt werden.

Weiterhin zeigt sich, dass durch die Anwendung der HFH-Behandlung eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden konnte. Die ermittelten Verbesserungsfaktoren (1,23 bzw. 1,42) liegen für die Mittelwerte bei freier und fester Neigung im Bereich der Verbesserungen, die an Proben ohne Korrosion (1,26 bzw. 1,44) in [8]

erzielt wurden. Unter Betrachtung der Fraktilwerte ergeben sich Verbesserungen (1,49 bzw. 2,04), die im Vergleich über den Verbesserungen an den Proben ohne Korrosion (1,25 bzw. 1,64) aus [8] liegen. Dies zeigt, dass die Wirksamkeit der HFH-Behandlung auch unter den beschriebenen Korrosionsbedingungen weiterhin gegeben ist. Ein Vorschlag zur Berücksichtigung der ermüdungsfestigkeitssteigernden Wirkung der HFH-Behandlung bei Korrosionseinfluss am Detail Stumpfnahd wird im Rahmen eines Bemessungsvorschlags im Kapitel 5 gegeben.

Querstreifen

Die erzielten Ergebnisse des Konstruktionsdetails Querstreife werden in Abbildung 47 dargestellt. Die Darstellung umfasst die Versuchsserien von wie geschweißten Proben (WG) und HFH-behandelten Proben (HFH) bei Prüfung im künstlichen Meerwasser und unter Biegebeanspruchung. Diese werden den Ergebnissen an wie geschweißten und UIT-behandelten Proben unter axialer Zugbeanspruchung und ohne korrosiven Einfluss aus [92] gegenübergestellt.

Legende	Serie	m		$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
		frei	fest		
■	Q_WG_KMW_B	frei	3,8	95,7	86,1
		fest	3,0	83,6	63,5
—	WG, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	3,3	100,4	86,3
		fest	3,0	94,9	79,0
●	Q_HFH_KMW_B	frei	4,1	165,3	115,5
		fest	5,0	174,7	129,4
—	UIT, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	6,6	203,0	186,0
		fest	5,0	187,9	156,3

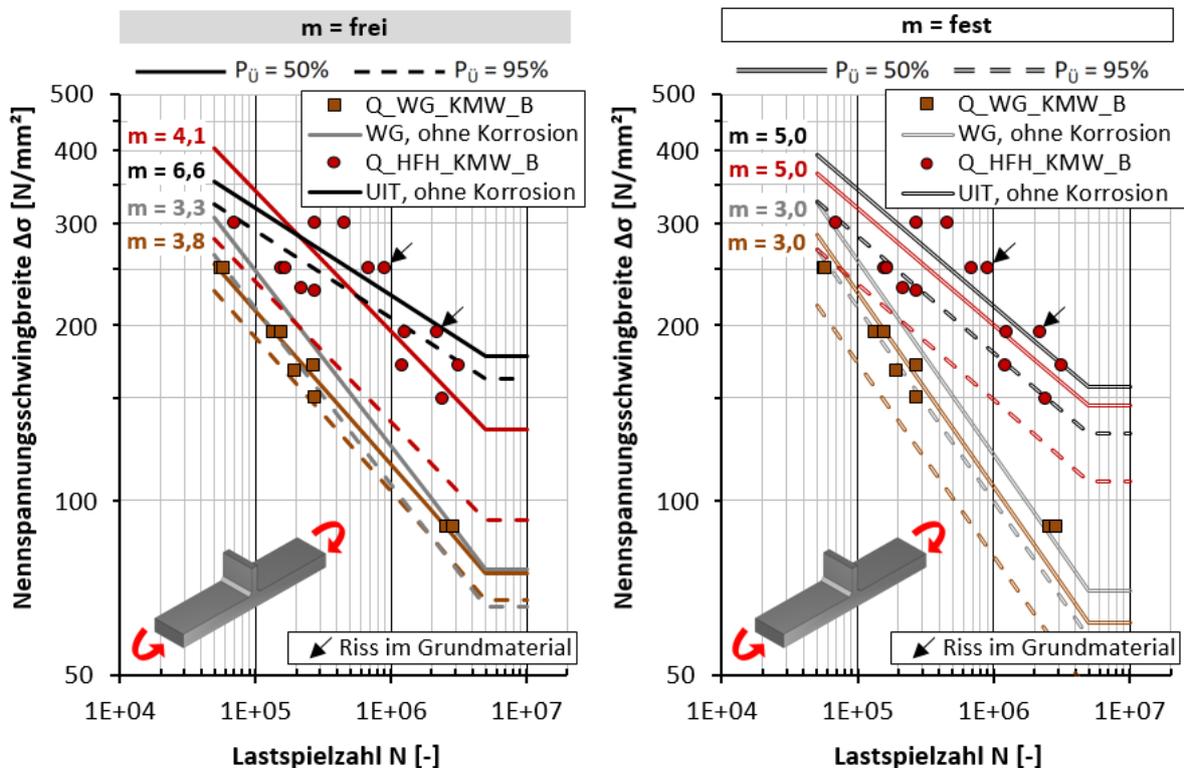


Abbildung 47: Wöhlerlinien für wie geschweißte und HFH-behandelte Querstreifen bei simultaner Korrosion im künstlichen Meerwasser, Prüffrequenz 1 Hz, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [92]

Für die Serie an wie geschweißten Quersteifen (Q_WG_KMW_B) ergibt sich eine Neigung von $m = 3,8$. Die frei berechnete Neigung liefert die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%} = 95,7 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 86,1 \text{ N/mm}^2$. Legt man die feste Neigung von Neigung $m = 3,0$ zugrunde, ergeben sich die Werte zu $\Delta\sigma_{c,50\%} = 83,6 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 63,5 \text{ N/mm}^2$.

Für die Serie an HFH-behandelten Quersteifen (Q_HFH_KMW_B) ergibt sich eine Neigung von $m = 4,1$. Die frei berechnete Neigung liefert die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%} = 165,3 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 115,5 \text{ N/mm}^2$. Legt man die feste Neigung von $m = 5,0$ nach dem Ansatz von IIW [68] für HFH-behandelte Schweißnähte zugrunde, ergeben sich die Werte zu $\Delta\sigma_{c,50\%} = 174,7 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_{c,95\%} = 129,4 \text{ N/mm}^2$.

Durch den direkten Vergleich der im künstlichen Meerwasser geprüften Serien WG und HFH zeigt sich, dass durch die HFH-Behandlung eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden konnte. Für die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei freier und fester Neigung ergeben sich dabei Erhöhungen um die Faktoren 1,73 bzw. 1,34. Bei Betrachtung der Fraktilwerte für $\Delta\sigma_{c,95\%}$ konnten Erhöhungen bei freier und fester Neigung um die Faktoren 2,09 bzw. 2,04 ermittelt werden.

Um Rückschlüsse auf einen Einfluss durch die Korrosion ziehen zu können, werden den Wöhlerlinien der im künstlichen Meerwasser geprüften Quersteifen die Ergebnisse eines Referenzprojektes an wie geschweißten Proben ohne Korrosion und UIT-behandelten Proben ohne Korrosion [92] gegenübergestellt.

Für Versuche an wie geschweißten Proben bei Korrosion ergibt sich bei freier Berechnung eine geringfügig steilere Neigung von $m = 3,8$ im Vergleich zu den Proben ohne Korrosion mit $m = 3,3$. Es ergeben sich Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit die bei frei berechneter Neigung eine um 5% niedrigere und bei fest berechneter Neigung eine um 12% niedrigere Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu den Proben ohne Korrosion aufweisen. Unter Betrachtung von $\Delta\sigma_{c,95\%}$ ergeben sich für eine frei berechnete Neigung nahezu identische Werte, wohingegen bei fester Neigung eine Abminderung um 20% festgestellt wird. Es kann für den Fall einer fest vorgegebenen Neigung eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeiten für die im Meerwasser geprüften Proben festgestellt werden. Für die Versuche an HFH-behandelten Proben bei Korrosion ergibt sich bei freier Berechnung eine wesentlich steilere Neigung von $m = 4,1$ im Gegensatz zu den UIT-behandelten Proben ohne Korrosion mit $m = 6,6$. Unter Betrachtung von $\Delta\sigma_{c,50\%}$ ergibt sich für die Proben bei Korrosion für die frei berechnete Neigung eine um 19% niedrigere und für die fest berechnete Neigung eine um 7% niedrigere Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu den Ergebnissen an Proben ohne Korrosion. Für die Serie ist eine starke Streuung der Versuchsergebnisse erkennbar. Unter Betrachtung von $\Delta\sigma_{c,95\%}$ ergibt sich für eine frei berechnete Neigung eine Reduzierung von 38%, wohingegen bei fester Neigung eine Abminderung um 17% festgestellt wird.

Die Mittelwerte und Fraktilwert der Ermüdungsfestigkeiten der Serien WG liegen bei einer Auswertung mit freier Neigung im Bereich der Vergleichsergebnisse aus der Referenzserie an Proben ohne Korrosion. Für eine feste Berechnung der Neigung ergibt sich eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeiten im Vergleich zur Referenzserie ohne Korrosion. Eine Bewertung des Einflusses durch die Vorauslagerung und Prüfung im künstlichen Meerwasser auf die Ermüdungsfestigkeit ist daher nicht möglich.

Die Mittelwerte und Fraktilwert der Ermüdungsfestigkeiten der Serien HFH liegen bei einer Auswertung mit freier und fester Neigung unterhalb der Vergleichsergebnisse aus der Referenzserie an Proben ohne Korrosion. Es kann daher eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit durch die Vorauslagerung und Prüfung im künstlichen Meerwasser festgestellt werden.

Weiterhin zeigt sich, dass durch die Anwendung der HFH-Behandlung eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu den wie geschweißten Proben unter gleichen Prüf- und Korrosionsbedingungen erzielt werden konnte. Die festgestellten Verbesserungen in Bezug auf den Mittelwert und den Fraktilwert (1,73 bzw. 1,34) liegen bei freier Neigung unterhalb der Verbesserungen, die an Proben ohne Korrosion (2,02 und 2,16) in [92] erzielt wurden. Dies ist jedoch vor allem auf die steilere Neigung und die starke Streuung der Versuchsergebnisse an den Proben bei Korrosion zurückzuführen. Für die Auswertung bei fester Neigung ergeben sich Verbesserungen des Mittelwerts und des Fraktilwerts (2,09 und 2,04), die über der Verbesserung an den Proben ohne Korrosion (1,98) aus [92] liegen.

Grundsätzlich ist eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch die HFH-Behandlung im Vergleich zu den Proben WG mit und ohne Korrosion festzustellen. Es zeigt sich jedoch für die HFH-behandelten Proben unter den beschriebenen Korrosionsbedingungen eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu Proben ohne Korrosion. Ein Vorschlag zur Berücksichtigung des beschriebenen korrosiven Einflusses auf die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung der HFH-Behandlung am Detail Quersteife wird im Rahmen eines Bemessungsvorschlags im Kapitel 5 gegeben.

3.4.6 Schlussfolgerungen aus der Betrachtung der simultanen Korrosion

Durch die Auswertung der Ermüdungsversuche bei simultaner Korrosion in künstlichem Meerwasser können die folgenden Schlussfolgerungen gezogen werden:

Stumpfnähte

- Rissausgangsort an „wie geschweißten“ Stumpfnähten war zu 70% der Schweißnahtübergang, an 30% der Proben verlagerte sich das Versagen in den Grundwerkstoff. Für die Serie der HFH-behandelten Stumpfnähte trat das Versagen ausschließlich im Bereich des Grundwerkstoffs auf.
- Die Versuche an wie geschweißten (S_WG_KMW_B) und HFH-behandelten Stumpfnähten (S_HFH_KMW_B) zeigten keine Abminderung der Ermüdungsfestigkeiten. Die Ergebniswerte beider Serien liegen auf bzw. über dem Niveau von Referenzergebnissen an Stumpfnähten ohne Korrosion aus [8]. Dies lässt den Rückschluss zu, dass die Wirksamkeit der HFH-Behandlung trotz einwirkender Korrosion erhalten blieb. Weiterhin ist für das Detail mit geringerer Kerbschärfe kein maßgeblicher Einfluss aus Korrosion erkennbar.
- Der direkte Vergleich der im künstlichen Meerwasser geprüften Stumpfnähte der Serien WG und HFH ermöglichte einen Rückschluss auf die erzielte Verbesserung durch HFH unter gleichen Prüf- und Korrosionsbedingungen. Für die Ermüdungsfestigkeitswerte $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei freier und fester Neigung ergeben sich dabei Erhöhungen um die Faktoren 1,23 bzw. 1,42. Bei Betrachtung der Fraktilwerte für $\Delta\sigma_{c,95\%}$ konnten Erhöhungen bei freier und fester Neigung um die Faktoren 1,49 bzw. 2,04 ermittelt werden.

Quersteifen

- Rissausgangsort an „wie geschweißten“ Quersteifen war zu 100% der Schweißnahtübergang. Für HFH-behandelte Proben verlagerte sich der Rissausgang zu 15% in den Grundwerkstoff.
- Die Versuche an wie geschweißten (Q_WG_KMW_B) und HFH-behandelten Quersteifen (Q_HFH_KMW_B) zeigten eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeiten. Die Ergebniswerte beider Serien liegen unterhalb der Niveaus von Referenzergebnissen an Quersteifen ohne Korrosion aus [92]. Dies lässt den Rückschluss zu, dass die Wirksamkeit der HFH-Behandlung durch die einwirkende Korrosion beeinflusst wurde. Es konnte dennoch eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu den wie geschweißten Proben festgestellt werden. Weiterhin ist für das Detail mit höherer Kerbschärfe ein Einfluss aus Korrosion erkennbar.
- Der direkte Vergleich der im künstlichen Meerwasser geprüften Quersteifen der Serien WG und HFH ermöglichte einen Rückschluss auf die erzielte Verbesserung durch HFH unter gleichen Prüf- und Korrosionsbedingungen. Bei freier Auswertung der Neigung konnten Erhöhungen in Bezug auf den Mittelwert bzw. Fraktilwert um die Faktoren 1,73 bzw. 1,34 ermittelt werden. Diese liegen unterhalb der Verbesserungen, die an Proben ohne Korrosion (2,02 bzw. 2,16) in [92] erzielt wurden. Bei fester Auswertung der Neigung ergeben sich Erhöhungen von Mittelwert und Fraktilwert um die Faktoren 2,09 und 2,04, die im Bereich der Verbesserung an den Proben ohne Korrosion (1,98) aus [92] liegen.

3.5 Vergleich der Laborverfahren mit in situ Bedingungen

3.5.1 Lösungsweg

Um eine Übertragung von Ergebnissen aus Laborkorrosion auf reale Bedingungen zu ermöglichen, wurden die Laborkorrosionsverfahren des aktuellen Projekts mit Proben aus dem Grundwerkstoff verglichen [18], die unter realen Meerwasserbedingungen korrodiert wurden (RB). Die RB-Proben wurden in der Spritzzone für 2 Jahre ausgelagert. Der Vergleich wurde auf der Basis von visueller Kontrolle, Messung des Dickenabtrags, der Oberflächenrauheit und der Auswertung der Ermüdungsfestigkeit durchgeführt.

3.5.2 Visuelle Kontrolle

Am Anfang wurde eine visuelle qualitative Kontrolle der Oberflächen der Proben durchgeführt. Die Oberflächen von unterschiedlichen Proben werden in Abbildung 48 dargestellt. Die KMW- und EK-Proben weisen im Vergleich zu den SSN- und RB-Proben eine signifikant glattere Oberfläche auf. Die SSN ermöglicht eine sichtbare Erhöhung der Oberflächenrauheit sogar nach einer kurzen Korrosion von 240 Stunden. Dickenantrag ist dabei nicht erkennbar. Die Oberfläche der SSN-Proben gleicht den RB-Proben EK bewirkt nach 5 Tagen einen signifikanteren Dickenabtrag, die Oberfläche bleibt jedoch glatt.

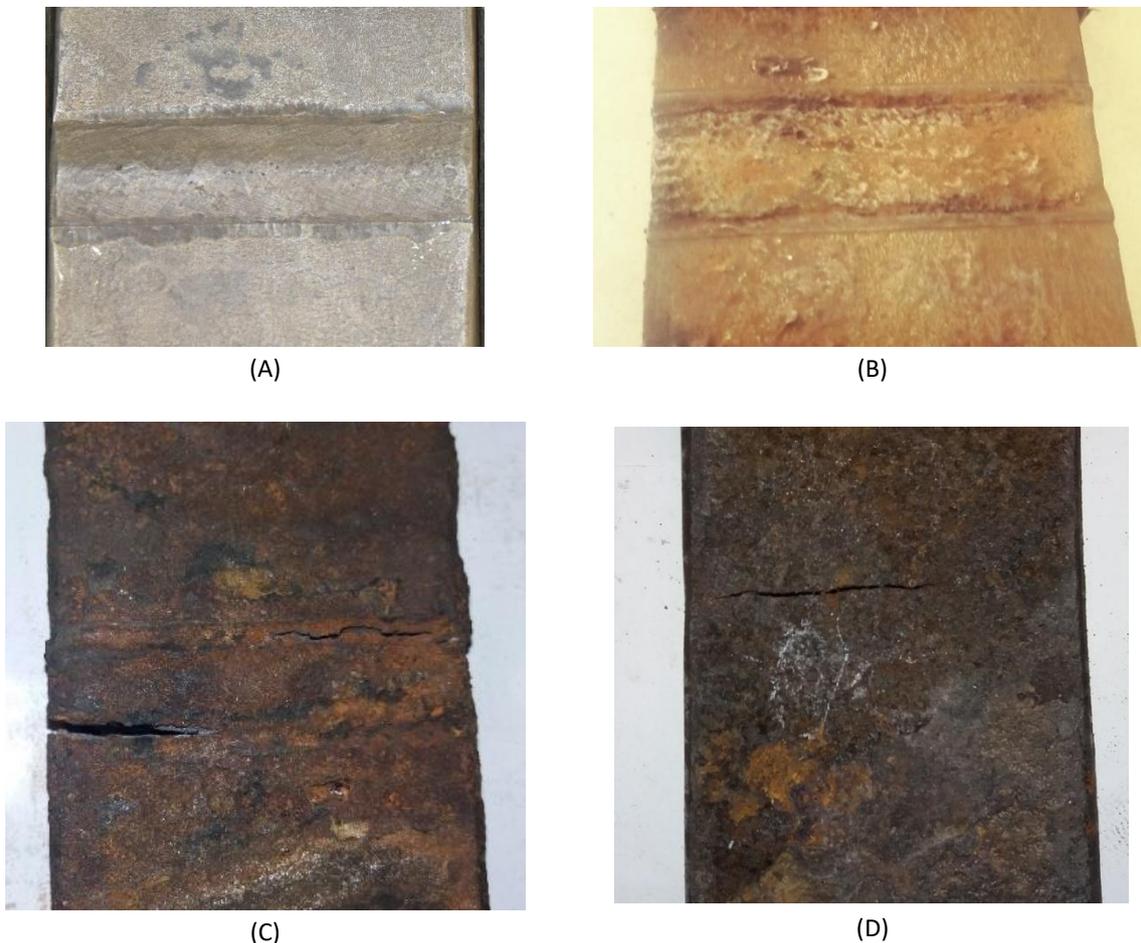


Abbildung 48: Oberflächen von verschiedenen korrodierten Proben - A: KMW 30 Tage - B: EK 5 Tage - C: SSN 90 Tage + EK 5 Tage + SSN 10 Tage – D: RB 2 Jahre

3.5.3 Dickenabtrag

Der Dickenabtrag der KMW- und SSN-Proben wurde periodisch gemessen. Eine statistische Auswertung der Messergebnisse wurde mithilfe der statistischen Software SPSS [93] durchgeführt. Ziel der statistischen Auswertung war die Bestimmung der Korrosionsdauer, die den gleichen Dickenabtrag wie unter realen

Bedingungen bewirkt. Eine Normalverteilung wurde angenommen und mit dem Shapiro-Wilk Kriterium bestätigt [94]. Die Mittelwertkurve der Messungen und die entsprechenden unteren 95%-Vertrauensintervalle für den erfassten Dickenabtrag sind in der Abbildung 49 präsentiert. Der mittlere Dickenabtrag nach zwei Jahren und unter RB und fünf Tagen im EK ist ebenfalls dargestellt. Der mittlere Dickenabtrag nach einem Jahr unter RB wurde mit linearer Interpolation ermittelt.

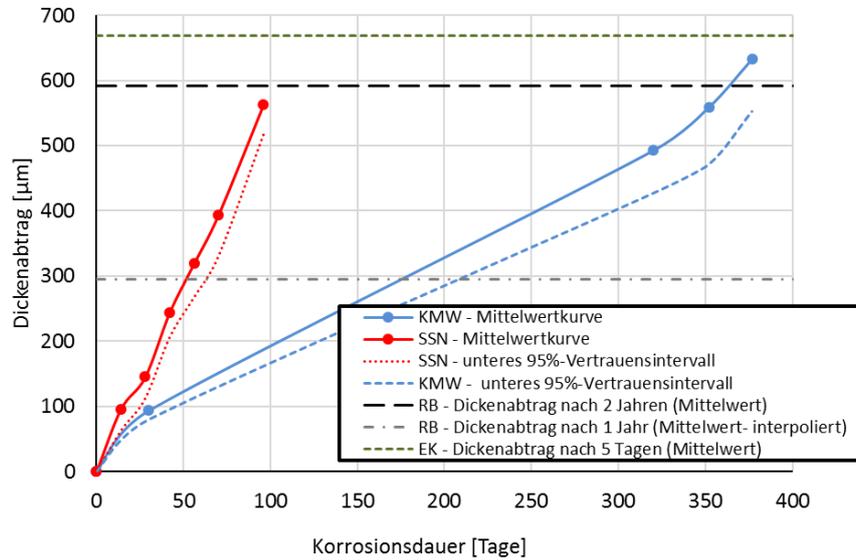


Abbildung 49: Zeitliche Entwicklung der mittleren Dickenreduktion und des unteren 95% -Vertrauensintervalles in SSN und KMW

3.5.4 Oberflächenrauheit

Ein ähnlicher Ansatz wurde für die Auswertung der Oberflächenrauheit verwendet. Die geringere Anzahl von Messungen ermöglicht in diesem Fall keine probabilistische Auswertung. Die Mittelwertkurve der Rauheitsmessungen ist in Abbildung 50 gemeinsam mit der die mittleren Oberflächenrauheit nach 2 Jahren unter RB und 5 Tagen im EK dargestellt. Die mittlere Oberflächenrauheit nach einem Jahr unter RB wurde mit linearer Interpolation ermittelt.

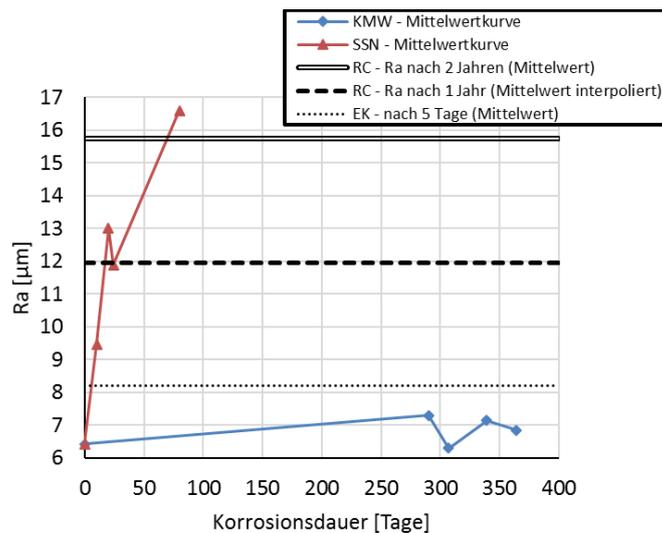


Abbildung 50: Zeitliche Entwicklung der mittleren R_a (Oberflächenrauheitswert nach [89]) in SSN und KMW

3.5.5 Ermüdungsfestigkeit

Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der RB-Proben ist in der Abbildung 51 dargestellt (als SG bezeichnet, siehe Beschriftung der Abbildung 51). Eine Auslagerung im Meerwasser von 2 Jahren hat eine Ermüdungsfestigkeitsreduktion von 34% zur Folge. Die Ermüdungsfestigkeit der korrodierten Proben liegt deutlich tiefer als die der unkorrodierten. Im Vergleich dazu bewirkt die SSN-Korrosion einen Rückgang der mittleren Ermüdungsfestigkeit von nur 13%. Die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten nach KMW-Lagerung ist vernachlässigbar.

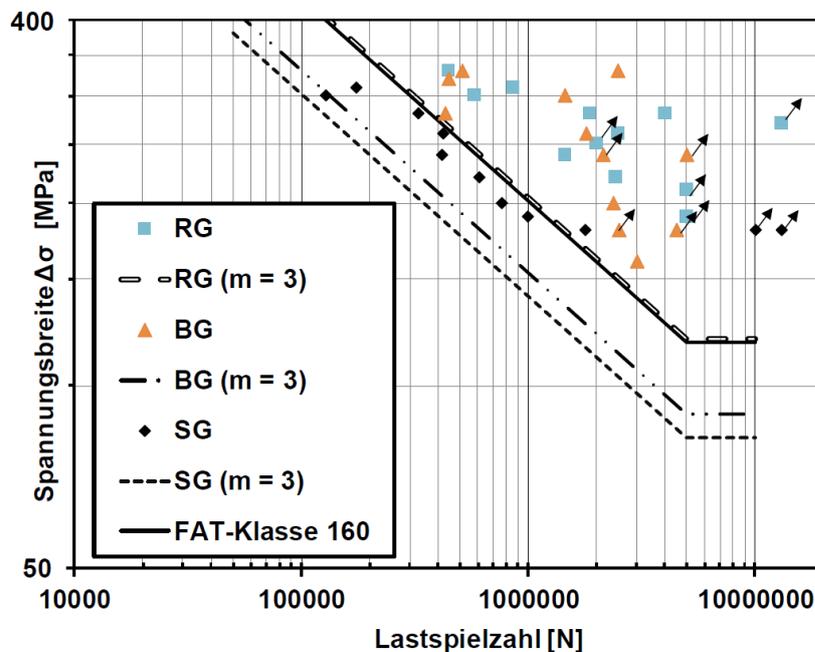


Abbildung 51: Axial trocken geprüfte Probe aus Grundwerkstoff – RG: unkorrodiert – SG: 2 Jahren in Meerwasser korrodierte (RB-Proben) – BG: 2 Jahren im Süßwasser korrodierte – aus [18]

3.5.6 Schlussfolgerungen aus dem Vergleich der Korrosionsverfahren

- Eine Auslagerung von Stahlproben für 2 Jahre in der Spritzzone von Meereswasser führt zu einer Verringerung der Ermüdungsfestigkeit von 34%. Die Oberflächenrauheit der entsprechenden Proben wird erhöht ($R_{a\text{unkorrodiert}} = 8,2 \mu\text{m}$, $R_{a\text{korrodiert}} = 15,8 \mu\text{m}$).
- Mit SSN kann die Oberflächenrauheit infolge realer Korrosion im Labor simuliert werden (15 Tage SSN \approx 1 Jahr RB).
- Die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit der SSN-Proben von 13% ist nur der erhöhten Oberflächenrauheit zuzurechnen. Statistisch kann dies mit den vorliegenden Versuchsergebnissen nur aus einer Veränderung der Mittelwertkurve belegt werden. Aufgrund der unterschiedlichen Streuung zeigt dies nicht in der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit. Hierfür wäre eine deutlich größere Zahl an Versuchsergebnissen erforderlich.
- KMW kann erwartungsgemäß die Erhöhung der Oberflächenrauheit oder den Dickenabtrag nicht beschleunigen. Der Einfluss von KMW auf die Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten (leicht gekerbte Proben mit kurzer Rissfortschrittsphase) ist vernachlässigbar.
- EK kann in 5 Tagen einen Dickenabtrag bewirken, der einen von 2-jährigen Auslagerung im Meerwasser entspricht (Dickenabtragsrate ca. $680 \mu\text{m} / 5$ Tage). Dabei wurde die Oberflächenrauheit nicht verändert. Es wird angenommen, dass die Oberfläche der Probe aufgrund des jeweiligen Korrosionsaufbaus gleichmäßig korrodiert und an allen Stellen eine ähnliche Materialerosion stattfindet (vergleichbar zum Elektropolieren).

3.6 Einfluss aus sequentieller und simultaner Korrosion an HFH-behandelten Probekörpern

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurden zwei Korrosionsarten untersucht. Diese werden als simultane und sequentielle Korrosion bezeichnet. Die sequentielle Korrosion umfasst die Auslagerung der Proben in der Salzsprühnebelkammer (SSN) und der anschließenden Prüfung unter normalen atmosphärischen Bedingungen an Luft. Die simultane Korrosion umfasst die Auslagerung der Konstruktionsdetails im künstlichem Meerwasser (KMW) für einen Zeitraum von 30 Tagen und der anschließenden Prüfung im korrosiven Medium. Eine detaillierte Beschreibung der gewählten Korrosionsarten, der Versuchsdurchführung und der Auswertung der jeweiligen Serien kann dem Kapitel 3.3 und dem Kapitel 3.4 entnommen werden. Um den Einfluss der jeweiligen Korrosionsart auf das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Probekörpern zu identifizieren, werden nachfolgend die Ergebnisse der Versuchsserien aus sequentieller und simultaner Korrosion gegenübergestellt. Weiterhin werden dazu die Versuchsergebnisse aus Referenzprojekten an HFH-behandelten Probekörpern ohne Korrosion aus [8] und UIT-behandelten Probekörpern ohne Korrosion aus [92] verwendet.

Stumpfnähte

Die erzielten Ergebnisse des Konstruktionsdetails Stumpfnäht werden in Abbildung 52 dargestellt. Die Darstellung umfasst die Versuchsserien von HFH-behandelten Proben bei sequentieller Korrosion unter axialer Zugbeanspruchung (S_HFH_SSN_Ax) und bei sequentieller Korrosion unter Biegebeanspruchung (S_HFH_SSN_B) sowie bei simultaner Korrosion unter Biegebeanspruchung (S_HFH_KMW_B). Diese werden den Ergebnissen aus [8] gegenübergestellt.

Es wurde bereits in Kapitel 3.4.4 beschrieben, dass das Versagen der auf Biegung beanspruchten Proben ausschließlich im Bereich des Grundwerkstoffs auftrat. Diese Versagensart trat unabhängig der Korrosionsart auf. Für die Versuche unter axialer Zugbeanspruchung erfolgte die Rissbildung im Bereich des Schweißnahtübergangs. Die Risse im Grundwerkstoff sind in den Diagrammen gekennzeichnet. Es ergibt sich nur eine geringe Streuung bei Rissbildung im Grundwerkstoff.

Für die Wöhlerlinien der sequentiellen Korrosion ergeben sich flachere Neigungen im Vergleich zu den Proben bei simultaner Korrosion bzw. den Referenzergebnissen an Proben ohne Korrosion. Vor allem die Versuchsserie sequentiell unter Biegebeanspruchung weist mit $m = 6,4$ eine wesentlich flachere Neigung auf. Die Versuchsserie der sequentiellen Proben unter axialer Zugbeanspruchung liegt für die Auswertung bei freier Neigung unter Betrachtung der Mittelwertkurve sowie der Fraktilkurve um ca. 12% bzw. 19% über den Ermüdungsfestigkeiten der Referenzproben ohne Korrosion. Die Referenzserie wurde ebenfalls unter axialer Zugbeanspruchung getestet. Es zeigt sich somit keine Reduzierung der Wirksamkeit der HFH-Behandlung durch die korrosive Einwirkung. Dies wird durch den Vergleich mit den Serien bei sequentieller und simultaner Korrosion unter Biegebeanspruchung weiterhin bestätigt. Die simultan geprüfte Serie liegt im Bereich der Ermüdungsfestigkeiten der axial geprüften Serie SSN. Der Fraktilwert bei fester Neigung liegt um 17% darüber. Für die Serie SSN unter Biegebeanspruchung liegen die Ermüdungsfestigkeitswerte um 20% bis 36% über der axial geprüften Serie SSN. Dies zeigt deutlich, dass die Biegebeanspruchung günstigere Werte als die Axialbeanspruchung ergibt. Dies äußert sich zudem durch die Verlagerung des Rissausgangsortes in den Grundwerkstoff bei den biegebeanspruchten Serien. Die Auswertung der Risse im Grundwerkstoff liefert einen unteren Grenzwert der Ermüdungsfestigkeit für die nachbehandelten Proben unter Biegebeanspruchung, da Anrisse im Nahtübergang bei Versagen der Probe ausgeschlossen werden konnten.

Unter Betrachtung der ermittelten Ermüdungsfestigkeiten der Serien unter Biegebeanspruchung zeigt sich eine reduzierte Ermüdungsfestigkeit für die im künstlichen Meerwasser geprüften Proben im Vergleich zu den Proben die im Salzsprühnebel ausgelagert wurden. Für die Auswertung der Ermüdungsfestigkeit bei freier Neigung ergeben sich daraus um 17% bis 21% niedrigere Werte. Dies ist auf die steilere Neigung der Serie KMW zurückzuführen. Diese resultiert aus der geringeren Lebensdauer der KMW Proben bei vergleichsweise niedriger Spannungsamplitude. Da ansonsten gleiche Prüfbedingungen vorherrschten, ist von einem Einfluss durch die Prüfung im künstlichen Meerwasser auszugehen.

Legende	Serie	m [-]		$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
◆	S_HFH_SSN_Ax	frei	5,4	229,0	190,7
		fest	5,0	224,0	182,4
●	S_HFH_SSN_B	frei	6,4	278,9	258,5
		fest	5,0	269,6	237,4
●	S_HFH_KMW_B	frei	4,3	230,4	204,0
		fest	5,0	239,2	214,3
—	HFH, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	4,6	205,0	160,0
		fest	5,0	210,6	168,5

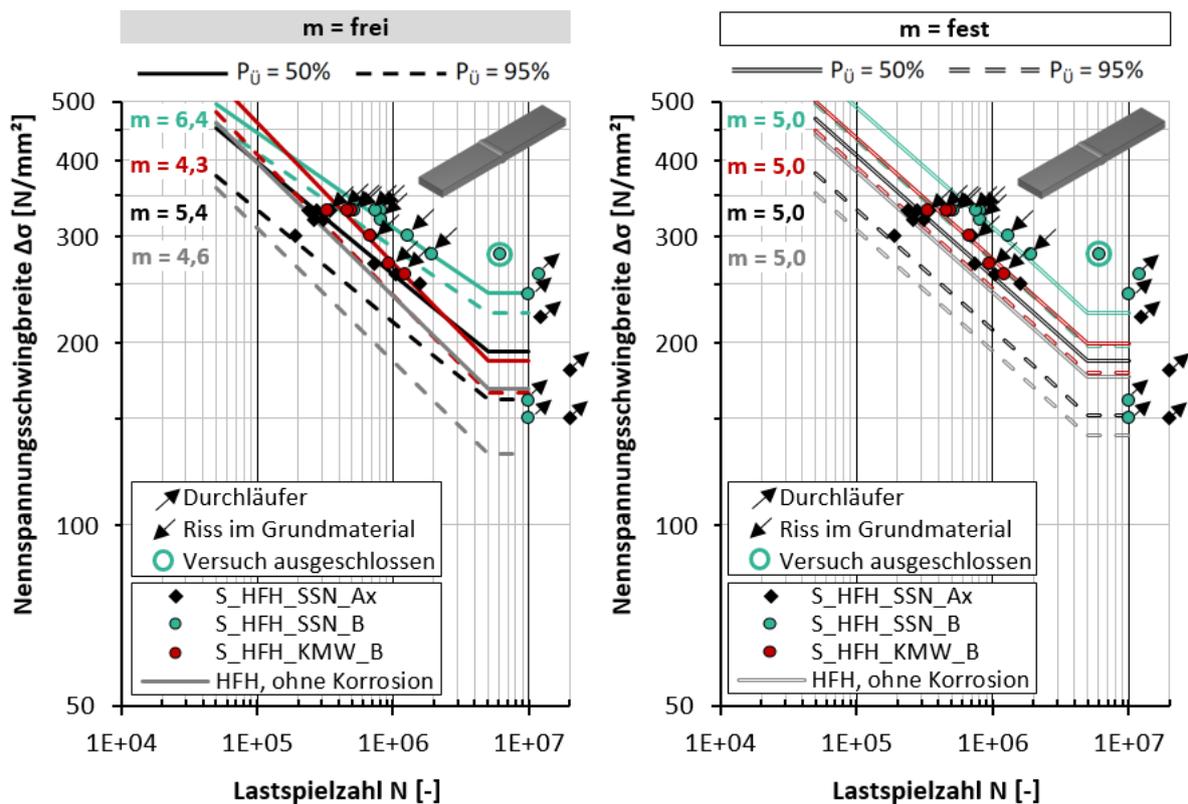


Abbildung 52: Wöhlerlinien für HFH-behandelte Stumpfnähte, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich der simultanen und sequentiellen Korrosion mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [8]

Quersteifen

Die erzielten Ergebnisse des Konstruktionsdetails Quersteife werden in Abbildung 53 dargestellt. Die Darstellung umfasst die Versuchsserien von HFH-behandelten Proben bei sequentieller Korrosion unter axialer Zugbeanspruchung (Q_HFH_SSN_Ax) und bei sequentieller Korrosion unter Biegebeanspruchung (Q_HFH_SSN_B) sowie bei simultaner Korrosion unter Biegebeanspruchung (Q_HFH_KMW_B). Diese werden den Ergebnissen aus [92] gegenübergestellt.

Für die Wöhlerlinien der sequentiellen Korrosion und der Referenzserie ohne Korrosion ergeben sich flachere Neigungen im Vergleich zu den Proben bei simultaner Korrosion. Vor allem die Versuchsserie sequentiell unter axialer Beanspruchung weist mit $m = 7,4$ eine wesentlich flachere Neigung auf. Die steilere Neigung der Serie KMW resultiert aus der geringeren Lebensdauer der KMW Proben bei vergleichsweise niedriger Spannungsamplitude. Für die biegebeanspruchten Proben zeigt sich eine starke Streuung der Versuchsergebnisse der Serien bei sequentieller und simultaner Korrosion. Daher ergibt sich für die Serie SSN bei freier und fester Auswertung der Neigung kein schlüssiges Ergebnis.

Für die Serie SSN unter axialer Zugbeanspruchung ergeben sich für Mittelwert und Fraktilwert bei freier Neigung und für den Mittelwert bei fester Neigung Werte der Ermüdungsfestigkeiten, die im Bereich der Ergebnisse an UIT-Proben ohne Korrosion des Referenzprojektes liegen. Unter Betrachtung des Fraktilwerts bei fester Neigung ist eine um 15% verminderte Ermüdungsfestigkeit vorhanden. Dies ist jedoch auf die erzwungene Neigungsänderung und die daraus resultierende Abweichung zurückzuführen. Dies lässt den Schluss zu, dass für das betrachtete HFH-behandelte Konstruktionsdetail der Einfluss der Korrosion auf die Rissentstehung nicht sehr ausgeprägt ist und die Wirksamkeit der HFH-Behandlung weiterhin vorhanden ist.

Eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeiten ergibt sich für die Serie KMW. Die Werte der Ermüdungsfestigkeit liegen bei frei berechneter Neigung für den Mittelwert um 19% und für den Fraktilwert um 38% unter den Ergebniswerten der Referenzserie an UIT-behandelten Proben ohne Korrosion. Für eine Auswertung bei fester Neigung ergeben sich Reduktionen für den Mittelwert um 7% bzw. für den Fraktilwert um 17%.

Legende	Serie	m	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
◆	Q_HFH_SSN_Ax	frei	7,4	201,2
		fest	5,0	181,7
●	Q_HFH_SSN_B	frei	-	-
		fest	-	-
●	Q_HFH_KMW_B	frei	4,1	165,3
		fest	5,0	174,7
—	UIT, ohne Korrosion, axiale Zugbeanspruchung	frei	6,6	203,0
		fest	5,0	187,9

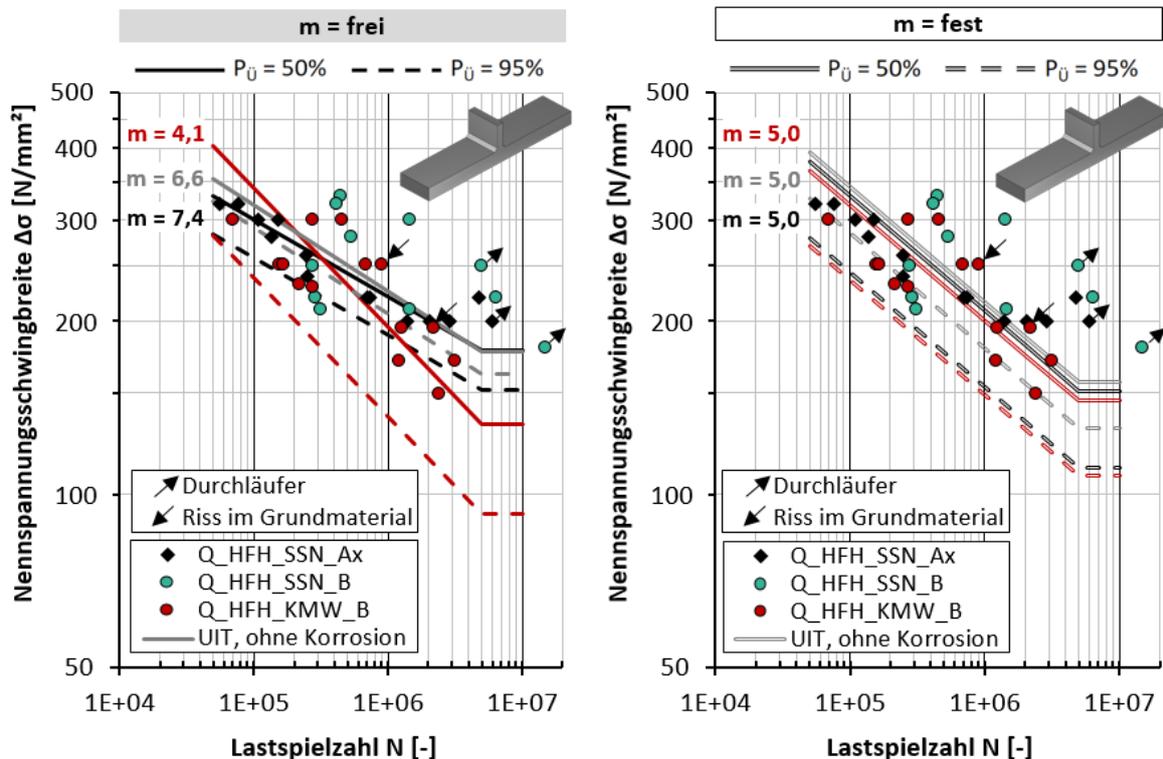


Abbildung 53: Wöhlerlinien für HFH-behandelte Querstreifen, R = 0,1, S355J2+N, Auswertung der Versuchsergebnisse bei frei berechneter Neigung (links) und fest berechneter Neigung (rechts), Vergleich der simultanen und sequentiellen Korrosion mit Referenzergebnissen ohne Korrosion aus [92]

3.7 Rastlinienversuche

3.7.1 Vorgehen

Die versuchstechnischen Untersuchungen wurden durch die Anwendung der Rastlinienmethode begleitet. Zur Ermittlung der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten wurden ausgewählte Proben der Versuchsserien mit Blocklastfolgen beansprucht. Die Beanspruchung wird zwischen einer Versuchsamplitude mit der für den Versuch maßgebenden Spannungsamplitude und einer Markierungsamplitude periodisch mit vorgegebener Lastwechselzahl variiert. Um den Einfluss von Lastfolgeeffekten gering zu halten, wird die Oberspannung konstant gehalten, die Spannungsamplitude wird halbiert. Die Abbildung 54 zeigt die nach [66] gewählte Lastfolge in den Versuchen.

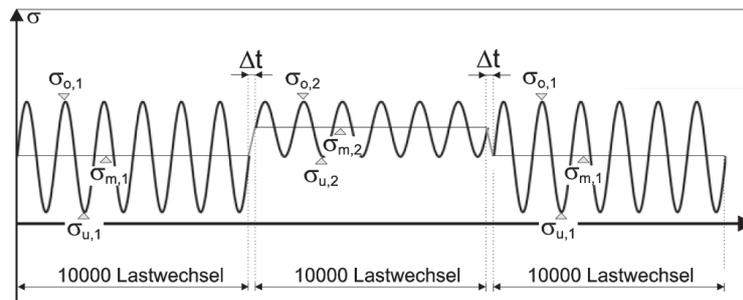


Abbildung 54: Gewählte Lastfolge für Versuche zur Rissfortschrittsanalyse aus [66]

Aufgrund der geringeren Spannungsamplitude während der Markierungslastwechsel reduziert sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Dies führt zu veränderten Rauheiten und Oxidationsfärbungen auf den entstehenden Rissoberflächen, so dass bogenförmige Rastlinien auf den Bruchflächen erkennbar werden. Anhand der Bruchflächen werden nach Versuche die Rissgeometrieparameter a (Risstiefe) und c (halbe Oberflächenrisslänge) ermittelt. Die Markierungsamplituden wurden derart gewählt, dass der Rissfortschritt in diesen Phasen vernachlässigbar gering ist. Die Abbildung 55 zeigt exemplarisch eine Bruchfläche aus [66] mit den im Versuch entstandenen Rastlinien und die Rissgeometrieparameter.

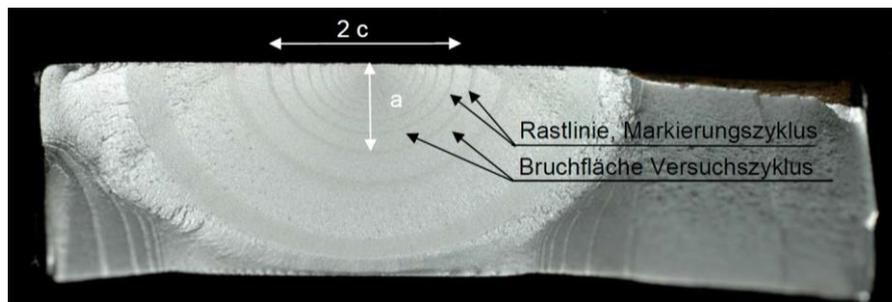


Abbildung 55: Bruchfläche mit Rastlinien und Rissgeometrieparametern aus [66]

Ausgehend von der Bruchlastspielzahl werden die Rastlinien den Beanspruchungszyklen zugeordnet. Anhand der gemessenen Geometrieparameter wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN für den jeweiligen Versuchszyklus ermittelt. Dazu wird die mittlere Risstiefe a_m herangezogen. Diese ergibt sich aus der Risstiefe a_i einer Rastlinie und der Risstiefe a_{i-1} der vorherigen Rastlinie für den jeweils betrachteten Beanspruchungszyklus.

Die mittlere Risstiefe a_m (3.1) wird wie folgt bestimmt:

$$a_m = \frac{a_i + a_{i-1}}{2} \quad (3.1)$$

Die entsprechende Rissfortschrittsgeschwindigkeit (3.2) in Abhängigkeit der mittleren Risstiefe bestimmt sich zu:

$$\frac{da}{dN} \cdot (a_m) = \frac{a_i - a_{i-1}}{N_i - N_{i-1}} \quad (3.2)$$

Weiterhin wird die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK in Abhängigkeit der mittleren Risstiefe für die in den Rastlinienversuchen gewählte Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ des Versuchszyklus bestimmt. Die Berechnung erfolgt auf Basis der Gleichung (3.3) nach Paris [96]. Die Geometriefunktion $F(a_m)$ nach den Formeln von Newman und Raju [97] berücksichtigt die Geometrie des Risses durch das Verhältnis a/c (Risstiefe zu halber Rissbreite) sowie die Lage des Risses im Blech. Die Geometriefunktion $F(a)$ wird auch als Korrekturfunktion bzw. Korrekturfaktor bezeichnet.

$$\Delta K(a_m) = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_m} \cdot F(a_m) \quad (3.3)$$

Bei der Ermittlung von ΔK ist die Geometrie des Konstruktionsdetails anhand einer Korrekturfunktion zu berücksichtigen. Dazu kann die Korrekturfunktion $F(a)$ in die Korrekturfunktionen $Y(a)$ und $M_k(a)$ wie folgt aufgeteilt werden:

$$F(a) = Y(a) \cdot M_k(a) \quad (3.4)$$

Die Korrekturfunktion $Y(a)$ umfasst den halbelliptischen Riss innerhalb der Platte und den viertelelliptischen Randriss. Die verwendeten Gleichungen zur Bestimmung der Korrekturfunktion Y können dem Anhang B entnommen werden.

Für das in diesem Vorhaben untersuchte Konstruktionsdetail Quersteife wird die Korrekturfunktion M_k aus [98] verwendet. Diese wird in Abhängigkeit der vorliegenden Schweißnahtgeometrie sowie aus der Dicke der aufgeschweißten Quersteife bestimmt. Bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors wird für das Konstruktionsdetail Quersteife die Funktion M_k mit der Geometriefunktion multipliziert (siehe Gleichung (3.4)). Die verwendeten Gleichungen zur Bestimmung der Korrekturfunktion M_k können dem Anhang B entnommen werden. Diese beruhen auf Untersuchungen unter axialer Zugbeanspruchung. Anhand von FEM Analysen zeigte Hobbacher in [98], dass im Fall der Biegebeanspruchung ein um ca. 13% geringerer Wert für M_k im Vergleich zu axialer Zugbeanspruchung ermittelt werden konnte. Die Verwendung der Gleichung für M_k aus [98] ist somit bei Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors unter Biegebeanspruchung konservativ.

Eine Berücksichtigung der Beanspruchung aus Biegung wird durch den Anpassungsfaktor H von Newman und Raju in [99] gegeben. Die Berechnung der Anpassungsfunktion H erfolgt ebenso, wie die Ermittlung der Geometriefunktion in Abhängigkeit von Lage und Geometrieverhältnis des betrachteten Risses. Bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors wird zur Berücksichtigung der Biegebeanspruchung der Faktor H mit der Schwingbreite $\Delta\sigma$ multipliziert. Die verwendeten Gleichungen zur Bestimmung der Korrekturfunktion H können dem Anhang B entnommen werden.

Die in den Referenzen angegebenen Gültigkeitsbereiche werden bei der Ermittlung der jeweiligen Korrekturfunktionen berücksichtigt.

3.7.2 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm der Rastlinienuntersuchungen umfasst die beiden Konstruktionsdetails Stumpfnah und Quersteife. Zur Bezeichnung der Versuchsserien und Probekörper wird die in Kapitel 3.1 beschriebene Nomenklatur verwendet. Es wurden wie geschweißte Stumpfnähte unter axialer Zugbeanspruchung und HFH-behandelte Stumpfnähte unter axialer Zug- und unter Biegebeanspruchung an Luft geprüft. Der Korrosionsangriff erfolgte für diese Proben sequentiell durch die Salzsprühnebelauslagerung. Für die wie geschweißten Proben trat das Versagen im Nahtübergang auf, wohingegen sich der Rissausgang für die HFH-behandelten Proben in den Bereich des Grundwerkstoffs verlagerte. Weiterhin wurden HFH-behandelte Quersteifen unter Biegebeanspruchung bei sequentieller und simultaner Korrosion geprüft. Ein Versagen trat dabei ausschließlich

im Nahtübergang auf. Die Prüffrequenz in den simultanen Ermüdungsversuchen im künstlichen Meerwasser wurde ebenso wie in den regulären Ermüdungsversuchen auf 1 Hz begrenzt.

Eine Übersicht der durchgeführten Rastlinienversuche wird in Tabelle 16 gezeigt. Die Auflistung beinhaltet die Proben für die im Rahmen der Auswertung zulässige Ergebniswerte innerhalb der Gültigkeitsbereiche ermittelt werden konnten.

Tabelle 16: Durchgeführte Rastlinienversuche bei sequentieller und simultaner Korrosion

Konstruktionsdetail	Probe	Prüfumgebung	Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Versagen	Bruchlastspielzahl N_f [-]
Stumpfnah	S_WG_SSN_Ax-11	Luft	260	Nahtübergang	269.520
	S_WG_SSN_Ax-12	Luft	240	Nahtübergang	437.494
	S_HFH_SSN_Ax-12	Luft	330	Grundwerkstoff	276.630
	S_HFH_SSN_Ax-13	Luft	330	Grundwerkstoff	341.793
	S_HFH_SSN_B-13	Luft	330	Grundwerkstoff	517.480
Quersteife	Q_HFH_SSN_B-5.1	Luft	330	Nahtübergang	447.360
	Q_HFH_SSN_B-11	Luft	300	Nahtübergang	234.731
	Q_HFH_KMW_B-7	KMW	232	Nahtübergang	217.885

3.7.3 Ergebnisse und Diskussion

Die Abbildung 56 zeigt exemplarisch die Bruchfläche einer HFH-behandelten Quersteife unter sequentieller Korrosion und Prüfung unter Biegebeanspruchung sowie die im Versuch entstandenen Rastlinien. Die Bruchflächen wurden mit Hilfe des Digitalmikroskops Keyence VHX-5000 mit Universal Zoomobjektiv VH Z-20R in einer 50-fachen Vergrößerung aufgenommen. Die geometrische Erfassung der Rastlinien erfolgte im Anschluss anhand einer computergestützten Vermessung mit Hilfe der CAD-Software AutoCAD. Die gemessenen mittleren Risstiefen zwischen den Rastlinien der Markierungszyklen werden zur Bestimmung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN herangezogen. Die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK wurde analytisch berechnet.



Abbildung 56: Bruchfläche und entstandene Rastlinien der Probe Q_HFH_SSN_B-11

Ein Vergleich des Rissfortschrittverhaltens der Versuche an wie geschweißten und HFH-behandelten Stumpfnähten sowie HFH-behandelten Quersteifen erfolgt in Abbildung 57. Zur Berücksichtigung der unterschiedlichen Beanspruchungshöhen wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors dargestellt.

Neben den in diesem Vorhaben erzielten Versuchsergebnissen werden Ergebnisse für Anrisse bis zu maximalen Risstiefen von 1,3 mm an HFH- und UIT-behandelten Proben ohne Korrosion aus [66] gezeigt. Weiterhin werden das von Johnston angegebene Streuband für Baustahl aus [100] und die Empfehlung des British Standard für Stähle in korrosiver Umgebung aus [101] angegeben.

Bei den hier geprüften Proben unter korrosiven Bedingungen war eine Auswertung der Risse < 2 mm nicht möglich. Somit kann keine Aussage über das Rissfortschrittsverhalten des druckeigenungsbehafteten Randbereichs getroffen werden. Für die HFH-behandelten Stumpfnähte die unter axialer Zug- und unter Biegebeanspruchung geprüft wurden, verlagerte sich der Rissausgang in den Grundwerkstoff. Die Auswertung der Versuchsdaten beschränkt sich auf Bereiche und Risstiefen für die kein Einfluss aus der Nachbehandlung und kein Einfluss aus der sequentiellen Korrosion durch die Salzsprühnebelauslagerung vorhanden ist. Die ermittelten Rissfortschrittsgeschwindigkeiten beschreiben somit das Rissverhalten eines typischen Baustahls. Dies wird durch die Lage der Datenpunkte im Bereich des Streubands nach [100] bestätigt. In diesem Streuband befinden sich ebenso die Ergebnisse für die Nahtübergangsrisse der Stumpfnähte wie geschweißt. Für die HFH-behandelten Quersteifen trat das Versagen im Schweißnahtübergangsbereich auf. Die Auswertung der Risse erfolgt für zwei Proben der Versuchsserie bei sequentieller Korrosion unter Biegebeanspruchung (Q_HFH_SSN_B). Für eine im künstlichen Meerwasser geprüfte Quersteife (Q_HFH_KMW_B) konnten trotz des korrosiven Einflusses Rissparameter aufgenommen werden. Im Rahmen der Ergebnisauswertung konnten jedoch nur vier Datenpunkte generiert werden. Ein direkter Vergleich der bei Biegung geprüften Quersteifen zeigt, dass eine erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit für die im künstlichen Meerwasser geprüfte Probe vorliegt. Eine konkrete Bewertung ist jedoch aufgrund der geringen Datenbasis nicht möglich. Im Vergleich zu den Werten für Baustahl aus [100] liegen die Datenpunkte im oberen Bereich des Streubands, jedoch unterhalb den Empfehlungen des British Standard [101] für Stähle in korrosiver Umgebung. Die Ergebnisse für die Quersteifen SNN liegen unterhalb des Streubands für Baustahl. Hier gilt es die Untersuchungen von Hobbacher [98] zu berücksichtigen, dass eine Verwendung der Korrekturfunktion M_k bei Biegebeanspruchung die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK um ca. 13% überschätzt. Unter Berücksichtigung dieser Abminderung würden auch die SSN Quersteifen im Streuband des Baustahls liegen. Weiterhin würde die KMW Quersteife sich der Kurve für Stahl in korrosiver Umgebung annähern.

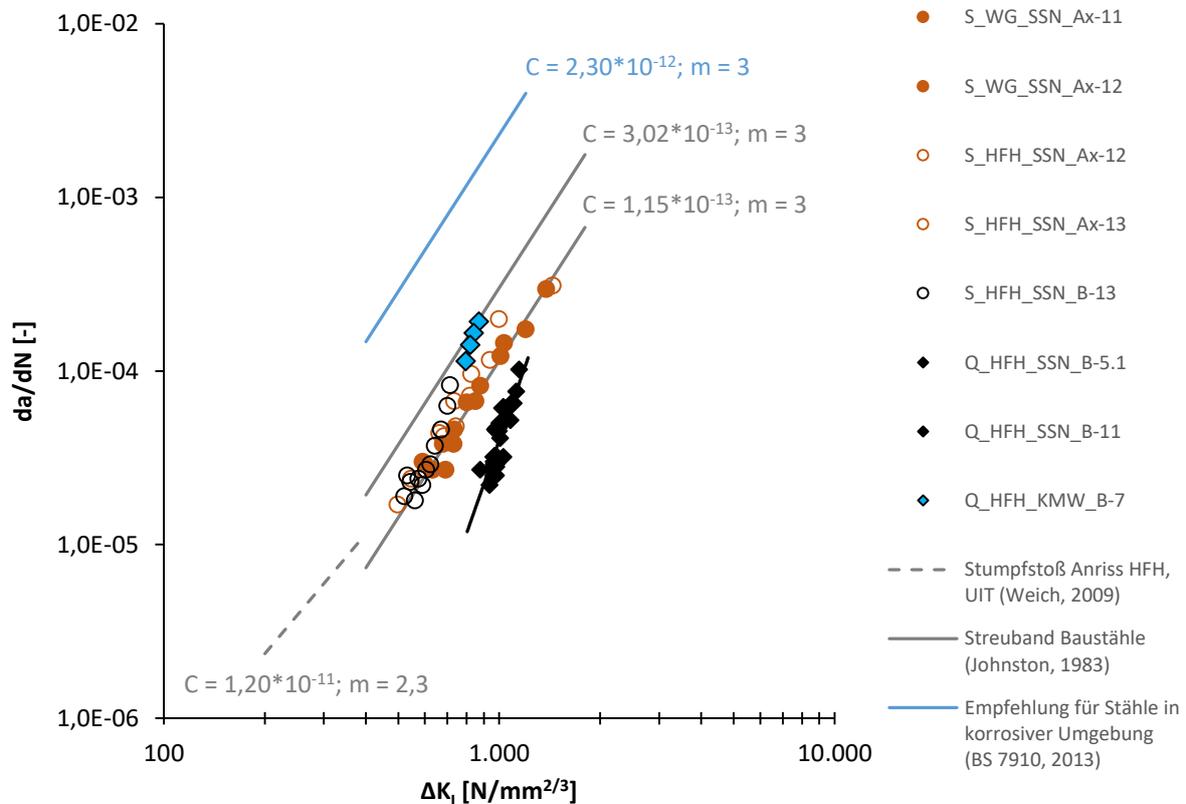


Abbildung 57: Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN „wie geschweißter“ und HFH-behandelter Stumpfnähte sowie HFH-behandelter Quersteifen in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors ΔK , Versuche unter sequentieller und simultaner Korrosion, Stahlgüte S355J2+N, Vergleich mit Ergebnissen an HFH und UIT aus [66] sowie Werten für Baustahl aus [100] und Werten für Stähle in korrosiver Umgebung aus [101]

4 Numerische Untersuchungen

4.1 Ziel

Numerische Untersuchungen wurden durchgeführt, um die Schweiß- und HFH-Eigenspannungen zu berechnen. Damit kann der Einfluss des Dickenabtrags durch Korrosion auf die Eigenspannungen analysiert werden.

4.2 Schweißsimulation

4.2.1 Modell

Der Schweißprozess beim Aufschweißen der Quersteifen wurde mit der kommerziellen FE-Software ANSYS simuliert [102]. Dabei wurden die realen Probenabmessungen und Schweißparameter aus den WPS verwendet. Die Volumenelemente "solid90" und "solid185" wurden für die Simulation des thermischen bzw. mechanischen Felds verwendet. Der Ansatz von Knödel et al. [23], [79], wurde für die Simulation angewendet. Die thermischen und mechanischen Eigenschaften des Grundwerkstoffs (Tabelle 17) und die mechanischen Eigenschaften der einzelnen Phasen, sind aus [103], [104] bzw. [105] entnommen.

Tabelle 17: Werkstoffparameter für die Schweißsimulation von Stahl S355 aus [103], [104] und [105]

Dichte [kg/m ³]	Temperatur [°C]	Wärmekapazität [kJ/(kg °C)]	Wärmeleitfähigkeit [W/(m °C)]	Fließgrenze [MPa]	Elastizitätsmodul [GPa]	Tangentmodul [GPa]
7800	0	0,4	40	355	220	2,2
	200	0,5	40	355	263	2,1
	600	0,6	40	177	131	0
	700	0,9	36	134	98	0
	850	1,3	26	69	49	5
	900	0,6	26	47	32	5
	1500	0,8	33	5	0	0

Das Modell von Goldak [78] ($c_f = 4$ mm, $c_r = 16$ mm, $a = 4$ mm, $b = 4,6$ mm) wurde für die Simulation der Wärmequelle verwendet. Aufgrund von vorherigen Untersuchungen [23] wurde eine maximale Elementlänge in der Schmelzzone und in der WEZ von 0,4 mm gewählt. Das verwendete FE-Modell ist in Abbildung 58 zusammen mit der Modellierung der unterschiedlichen Gefüge im Schweißnahtbereich dargestellt. Während der mechanischen Simulation wurden die Knoten am oberen Ende der Quersteife in allen Richtungen fixiert.

4.2.2 Ergebnisse und Diskussion

Die gerechneten Schweißeigenspannungen werden in Abbildung 59 dargestellt. Erwartungsgemäß entstehen Zuglängseigenspannungen in Höhe der Streckgrenze an der Oberfläche sowohl quer zur Schweißlinie, als auch in Tiefenrichtung des modellierten Blechs. In beiden Richtungen erstrecken sich die Zugeigenspannungen über mehr als 10 mm. Entgegen des Lehrbuchwissens wurden auch Druckquereigenspannungen in beiden Richtungen berechnet. Diese Unregelmäßigkeit kann den entstehenden Phasenumwandlungen zugerechnet werden [23].

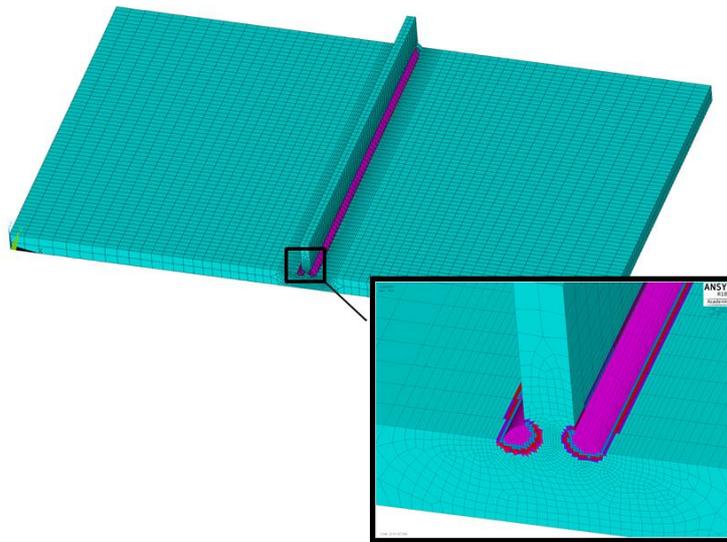


Abbildung 58: FE-Modell für die Simulation der Quersteife und die entsprechende Gefügemodellierung im Schweißnahtbereich – Die unterschiedliche Farben stellen die Zonen mit verschiedenem Gefüge dar

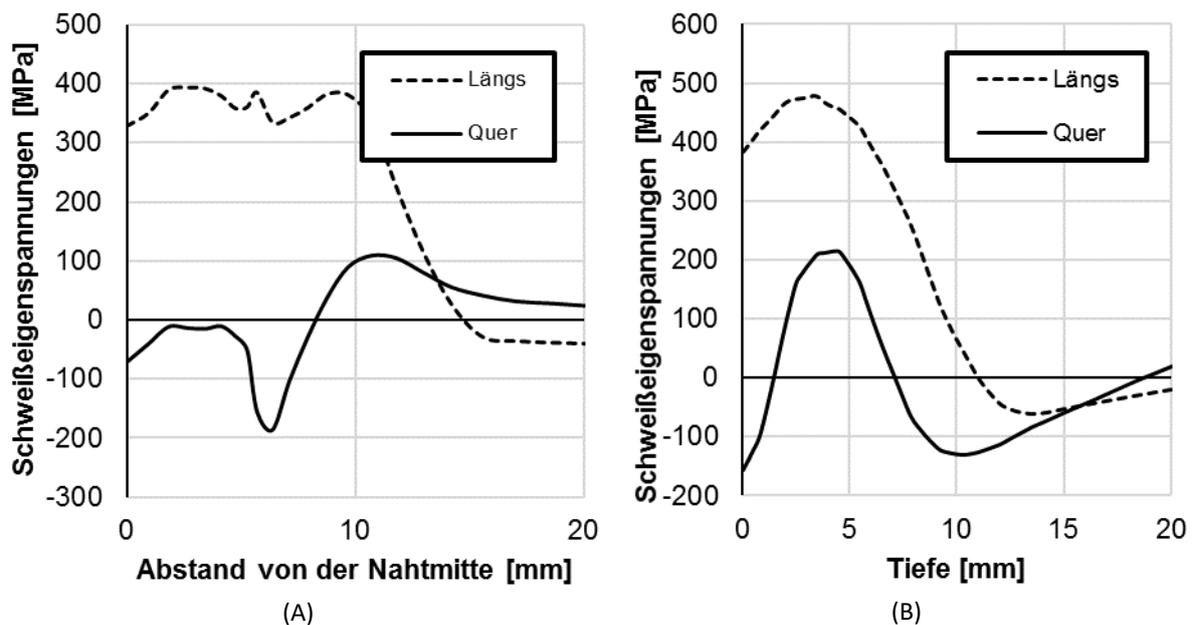


Abbildung 59: Ergebnisse der Schweißsimulation – A: Eigenspannungsverläufe in der Mitte der Oberseite des simulierten Bauteils, quer zu der Schweißlinie – B: Eigenspannungsverläufe in der Mitte des simulierten Bauteils, in Tiefenrichtung unter der Schweißnaht

4.3 HFH-Simulation

4.3.1 Software und Werkstoff

Die HFH-Simulationen wurden mit der kommerziellen FE-Software LS-Dyna durchgeführt [107]. Die Werkstoffparameter für die Kalibrierung des Johnson-Cook [84] Werkstoffmodelles S355 wurden der Literatur entnommen [107] und sind in Tabelle 18 angegeben. Der Reibkontakt zwischen Pin und dem nachbehandelten Bereich wurde mit dem Reibmodell von Coulomb modelliert. Geeignete Werte für den statischen und den dynamischen Reibungskoeffizienten wurden der Literatur entnommen [108] (siehe Tabelle 19). Damit berechnet

LS-Dyna anhand der Gleichung (4.1) einen Wert für den Reibungskoeffizient μ nach Gleichung (2.28) [106]. Im vorliegenden Fall wurden die Werte 0,78 und 0,42 verwendet. Als globale Dämpfung wurde der $C = 0,5$ (Gleichung (2.27)) festgelegt, der nach [83] für die angewandte Simulationsart geeignet ist.

Tabelle 18: Verwendete Koeffizienten zur Modellierung der Dehnratenabhängigkeit von S355 [107]

A [MPa]	B [MPa]	n (-)	c (-)	m (-)
448	782	0,562	0,0247	n.r.

Tabelle 19: Koeffizienten für die Coulomb-Reibung aus [108]

Materials	Static μ_s	Dynamic μ_d
Hard steel on hard steel	0,78	0,42
Mild steel on mild steel	0,74	0,57
Aluminium on mild steel	0,61	0,47
Aluminium on aluminium	1,05	1,4

$$\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d) \times e^{-c|v|} \quad (4.1)$$

Dabei sind c ein Lagefaktor und e und v die relative Bewegung bzw. Geschwindigkeit der Kontaktflächen.

4.3.2 Konvergenzanalysen

Zur Beginn wurden Konvergenzanalysen durchgeführt, um die geeignete Elementgröße für die FE-Simulation von HFH zu bestimmen. Hierfür wurde das einfache Model in Abbildung 60 verwendet. Der Pin wurde mit einem Durchmesser von 3 mm modelliert. Die Ausnutzung doppelter Symmetrie war möglich, da nur ein Pinschlag modelliert wurde, um die Simulationszeit zu reduzieren. Die ermittelten Eigenspannungsverläufe wurden als Konvergenzkriterium für die Bestimmung der passenden Elementgröße verwendet. Die mit den unterschiedlichen Elementgrößen berechneten Eigenspannungsverläufe sind in Abbildung 61 dargestellt. Es wurde nachgewiesen, dass eine Elementgröße von maximal 0,075 mm erforderlich ist, um von der Elementgröße unbeeinflusste Ergebnisse zu erhalten. Das in [83] vorgeschlagene Verhältnis von Pindurchmesser zu maximaler zulässiger Elementgröße von 40 wurde damit validiert.

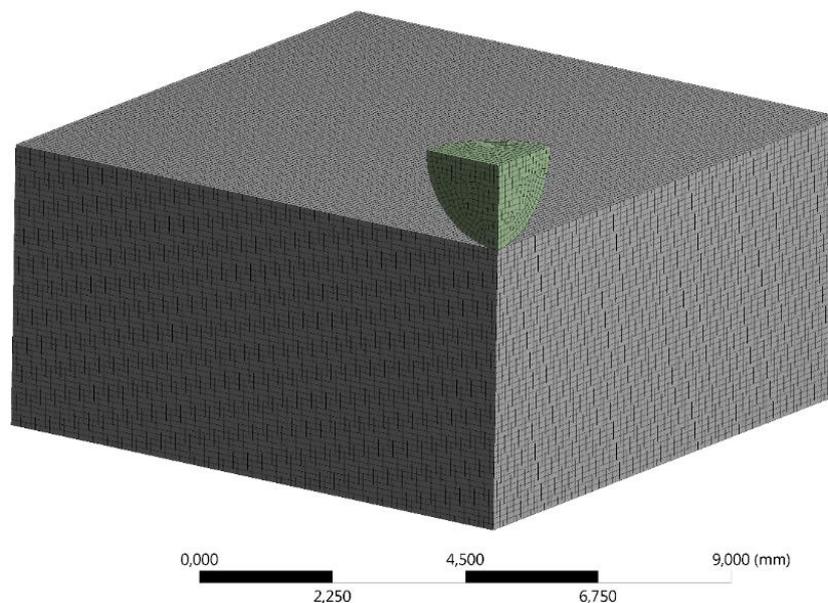


Abbildung 60: Modelliertes Blech mit Abmessungen von 10 mm x 10 mm x 5 mm.

4.3.3 Geometrie

Zur Berechnung der HFH-Eigenspannungen an den Quersteifen wurde das in Abbildung 62 dargestellte Modell erstellt. Es wurden 3D Solid Elemente verwendet. Da die Berechnungszeit für diese Simulationsart wegen der Kontaktmodellierung und der großen plastischen Dehnungen hoch ist, wurde nur ein kleiner Teil der gesamten Quersteife modelliert. Um den Simulationsaufwand zu reduzieren, wurde die aus der Konvergenzstudie erhaltene Elementgröße nur im Nachbehandlungsbereich verwendet, wie in Abbildung 62B dargestellt. Die Geometrie der Quersteife (Schweißnahtüberhöhung und Anstiegswinkel) wurde auf Basis der photographischen Vermessungen modelliert, die in Kapitel 3 beschrieben sind.

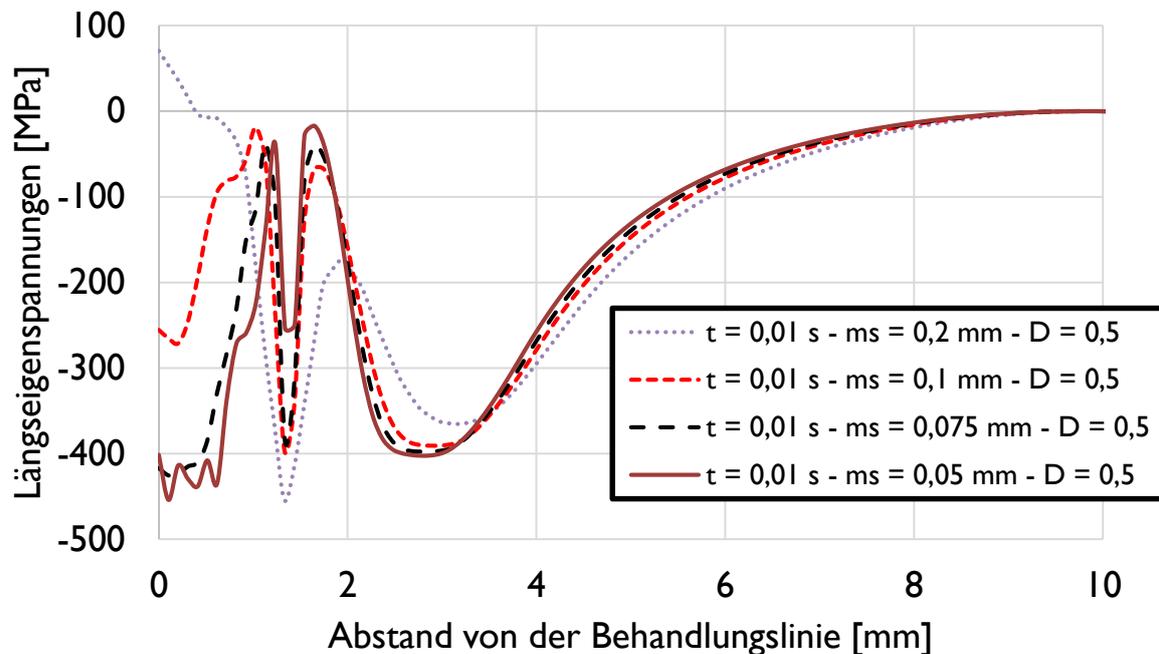


Abbildung 61: Konvergenzanalyse – mit unterschiedlichen Elementgrößen gerechnete Längseigenspannungen – t ist der Zeitpunkt der Auswertung – ms ist die verwendete Elementgröße und D ist der Dämpfungskoeffizient (im Text mit C bezeichnet)

4.3.4 Randbedingungen - Modellierung der Pinbewegung

Während der Simulation wurden alle Knoten an der Unterseite des Modells in allen Richtungen gehalten. Hierbei wurde die Symmetrieebene in der Mitte der Quersteife parallel zur Steifenrichtung verwendet (siehe Abbildung 62). Die Pinbewegung wurde verschiebungsgesteuert modelliert. Die Eindringtiefe wurde anhand der Limesmessungen kalibriert, die im Kapitel 3 beschrieben wurden, mit einem Zielwert von 0,215 mm. Mit der Vorschubgeschwindigkeit von 3 mm/s und einer Nachbehandlungsfrequenz von 200 Hz beträgt eine Schrittlänge 0,015 mm zwischen zwei Schlägen in Richtung der Behandlungslinie. In einer vorherigen Studie wurde nachgewiesen, dass bei einer größeren Schrittweite von 0,25 mm realistische Ergebnisse erhalten werden [17], solange die Solleindringtiefe mit mindestens drei Schlägen je Punkt erreicht wurde. Dieser Ansatz wurde auch in der aktuellen Studie verfolgt, um die Simulationszeit zu reduzieren.

4.3.5 Ergebnisse und Diskussion

In Abbildung 63 werden die simulierten Längs- und Quer-Eigenspannungen in Tiefenrichtung dargestellt. Die Quer- und Längseigenspannungen liegen signifikant höher als die statische Streckgrenze des Werkstoffs. Die in beiden Richtungen berechneten Verläufe bestätigen die auf frühere Messungen gestützte Annahme [39], [8], dass die maximalen Druckeigenspannungen in einer Tiefe von bis 0,5 mm unter der Werkstoffoberfläche liegen. Im ersten halben Millimeter unter dem nachbehandelten Bereich ist ein starker Gradient der Eigenspannungen zu erkennen. Diese Tendenz ist im Fall der Quereigenspannungen deutlich stärker ausgeprägt. Die berechneten

Konturen der Quereigenspannungen am Schnitt in der Mitte des nachbehandelten Blechs quer zur Nachbehandlungslinie, bestätigen die oben präsentierten Eigenspannungsverläufe (siehe Abbildung 64).

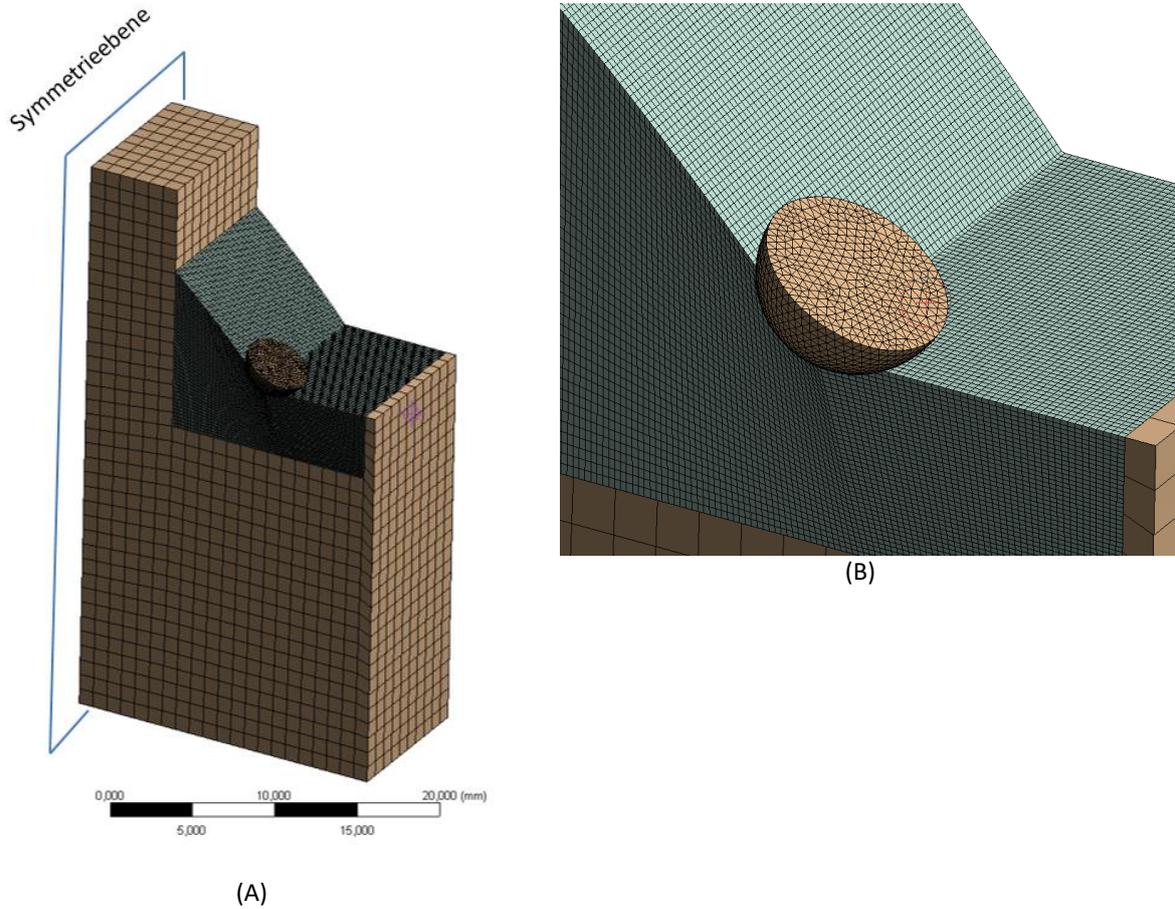


Abbildung 62: Untersuchte Geometrie und angepasstes FE-Netz für die Berechnung der HFH-Eigenspannungen an Querstreifen – A: Ganzes Model – B: Pin und nachbehandelter Bereich

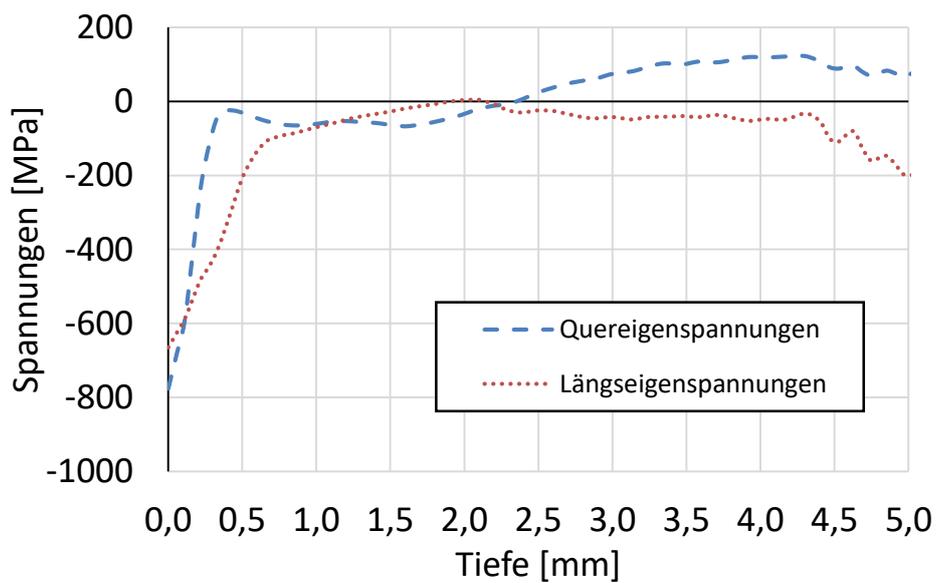


Abbildung 63: Verläufe der durch HFH erzeugten Quer- und Längs-Eigenspannungen in Tiefenrichtung ohne Berücksichtigung der Schweißspannungen

Die hier berechneten Eigenspannungen stimmen mit früheren Mess- und Simulationsergebnissen ([39], [17]) überein und können für die Auswertung der Ausdehnung der Eigenspannungsfelder verwendet werden.

4.4 Schlussfolgerungen und offene Fragen

- Die Ausdehnung der Schweißzugeigenspannungen ist deutlich größer als die der HFH-Druckeigenspannungen. Ein Dickenabtrag von 0,5 mm durch Korrosion könnte die HFH-Eigenspannungen abbauen, während die Schweißzugspannungen noch tiefer reichen (ca. 10 mm).
- Eine gekoppelte Simulation, mit den Schweißzugspannungen als Input für die HFH-Simulation, ist für eine realistische Auswertung der Auswirkung des Dickenabtrags aus dem Mutterblech auf die HFH-Eigenspannungen erforderlich.
- Die herausgetrennten Proben, die im experimentellen Teil des Projekts getestet wurden, können andere Schweißzugspannungen als die im Mutterblech aufweisen. Durch das Heraustrennen findet eine Spannungsrelaxation statt [109]. Dieser Effekt soll zukünftig weiter untersucht und ausgewertet werden.
- Die HFH-Simulation am kleinen Model war wegen der vorliegenden Rechnerkapazität unvermeidbar. Die Simulation könnte in einem größeren Maßstab quantitative unterschiedliche Ergebnisse liefern. Dieser Effekt soll zukünftig untersucht werden, im Rahmen des Forschungsprojekts war dies aus Kapazitätsgründen nicht möglich.

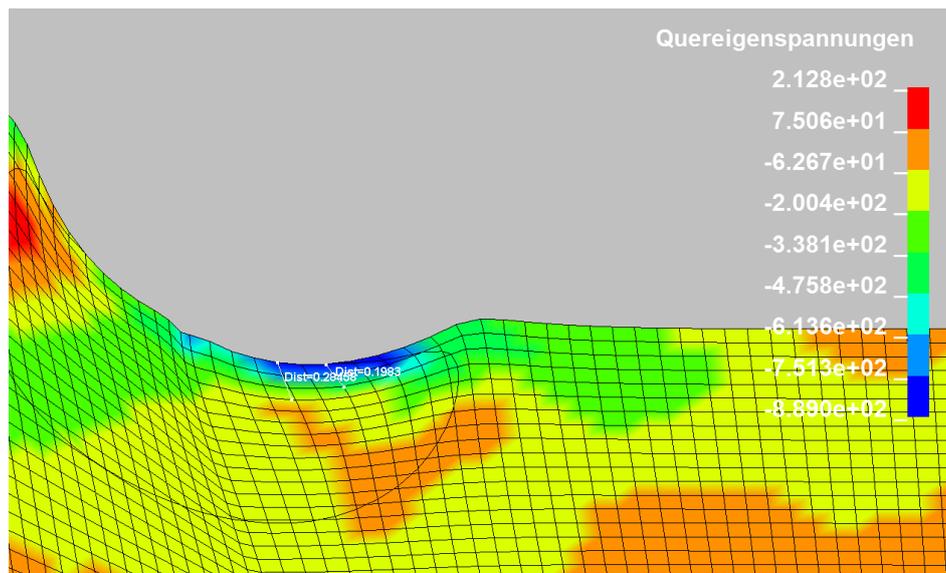


Abbildung 64: Verlauf der HFH-Eigenspannungen [MPa] quer zur Hammerspur in Tiefenrichtung ohne Berücksichtigung der Schweißzugspannungen

4.5 Lokale Konzepte

Zur Beurteilung des korrosiven Einflusses auf die Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Schweißverbindungen kam neben der experimentellen Bewertung auch das Kerbspannungskonzept als lokales Nachweisverfahren zur Anwendung. Die numerischen Berechnungen erfolgten an ebenen Finite Elemente Modellen mit Hilfe der kommerziellen FE-Software Abaqus 2017 [110].

4.5.1 Allgemeines Vorgehen

Die Ermittlung der elastischen Kerbfaktoren K_f an den Schweißnahtübergängen des Konstruktionsdetails Quersteife und Stumpfnahht erfolgt für die in Abbildung 65 gegebenen Geometriewerte an einem zweidimensionalen Modell mit Hilfe der Finite Elemente Methode. Die verwendeten geometrischen Parameter entsprechen dabei den Nennmaßen aus der Schweißanweisung. Diese entsprechen nahezu den Mittelwerten der Vermessungsdaten (siehe Kapitel 3.4.3) und somit den zulässigen Grenzwerten für Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 [111]. Für das Konstruktionsdetail Quersteife und Stumpfnahht wurden dabei folgende Parameter berücksichtigt:

Quersteife

- Nennblechdicke: $t_1 = 25,00$ mm
- Quersteifendicke: $t_2 = 12,00$ mm
- Schweißnahtdicke: $a = 4,00$ mm
- Nahtanstiegswinkel: $\alpha = 45,00^\circ$
- Nahübergangsradius: $r = 1,00$ mm

Stumpfnahht

- Nennblechdicke: $t_1 = 15,00$ mm
- Nahtöffnungswinkel: $\beta = 60,00^\circ$
- Nahfußpunktstand: $b = 16,00$ mm
- Nahtüberhöhung: $h = 1,60$ mm
- Nahtflankenwinkel: $\alpha = 160,00^\circ$
- Nahübergangsradius: $r = 1,00$ mm

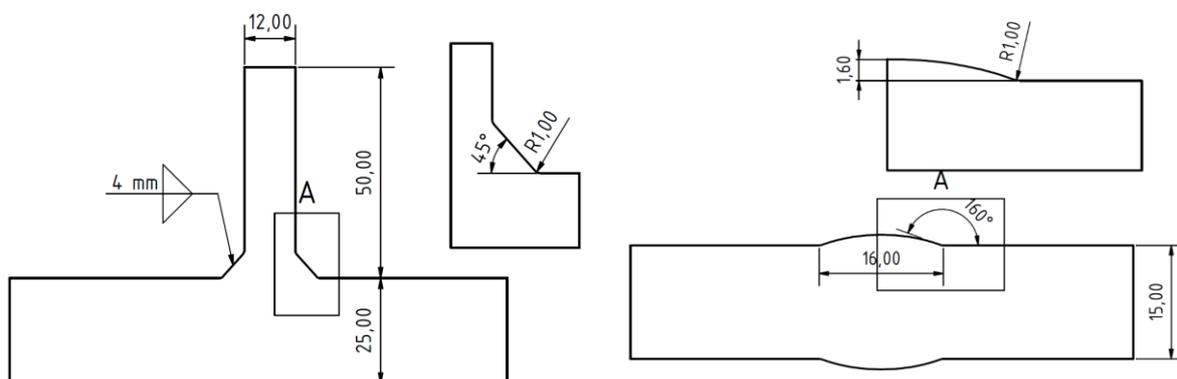


Abbildung 65: Untersuchte geometrische Größen am Konstruktionsdetail Quersteife (links) und Stumpfnahht (rechts)

Zur Ermittlung der effektiven Kerbspannungen an den Konstruktionsdetails Quersteife und Stumpfnahht werden die Empfehlungen des IIW nach Marquis und Barsoum [68] herangezogen. Demnach werden die HFH-behandelten Schweißnahtübergänge bei der Kerbspannungsberechnung mit einem Nahtübergangsradius von $r = 1,0$ mm und ohne Eindrucktiefe abgebildet. Dieses Vorgehen ermöglicht, die ermittelten Kerbfaktoren sowohl für die HFH-behandelten Schweißnahtübergänge, als auch für die wie geschweißten Nahtübergänge heranzuziehen.

4.5.2 Modellierung des Kerbbereiches und der Belastungsart

Die Modellierung erfolgte unter Verwendung von Symmetriebedingungen an einem Halbschnitt des jeweiligen Konstruktionsdetails (siehe Abbildung 66). Den Modellen wurde ein ebener Dehnungszustand zugrunde gelegt. Zur Anwendung kamen quadratische Flächenelemente mit quadratischer Ansatzfunktion (Abaqus: „CPE8“). Der Kerbradius wird in Anlehnung an [69] mit zehn Elementen abgebildet. Zudem wird mit Hilfe des Lösungsansatzes nach Weiß et al. [112] der Kerbgrund durch quadratische Elemente mit annähernd gleicher Kantenlänge modelliert, um konsistente Berechnungsergebnisse sicherzustellen. Die linear elastischen Berechnungen erfolgten unter Berücksichtigung der in den Ermüdungsversuchen aufgebrauchten axialen Zug- und

Biegebeanspruchung für die jeweilige Versuchsserie. Die Belastung wird in Form von Spannungsverläufen am jeweiligen Modell appliziert. Dazu wurden linear veränderliche Spannungen (Biegebeanspruchung) und linear konstante Spannungen (axiale Zugbeanspruchung) in einem Abstand von 50 mm vom Kerbgrund aufgebracht. Die Beanspruchung erfolgte durch eine aufgebraute Nennspannung von $\sigma_N = 1,0 \text{ N/mm}^2$. Somit besteht die Möglichkeit, die maximale Hauptspannung σ_{11} direkt als Kerbfaktor K_f zu verwenden. Zur Kontrolle der Berechnungsergebnisse wurde das ebene Modell anhand eines dreidimensionalen Gesamtmodells kalibriert.

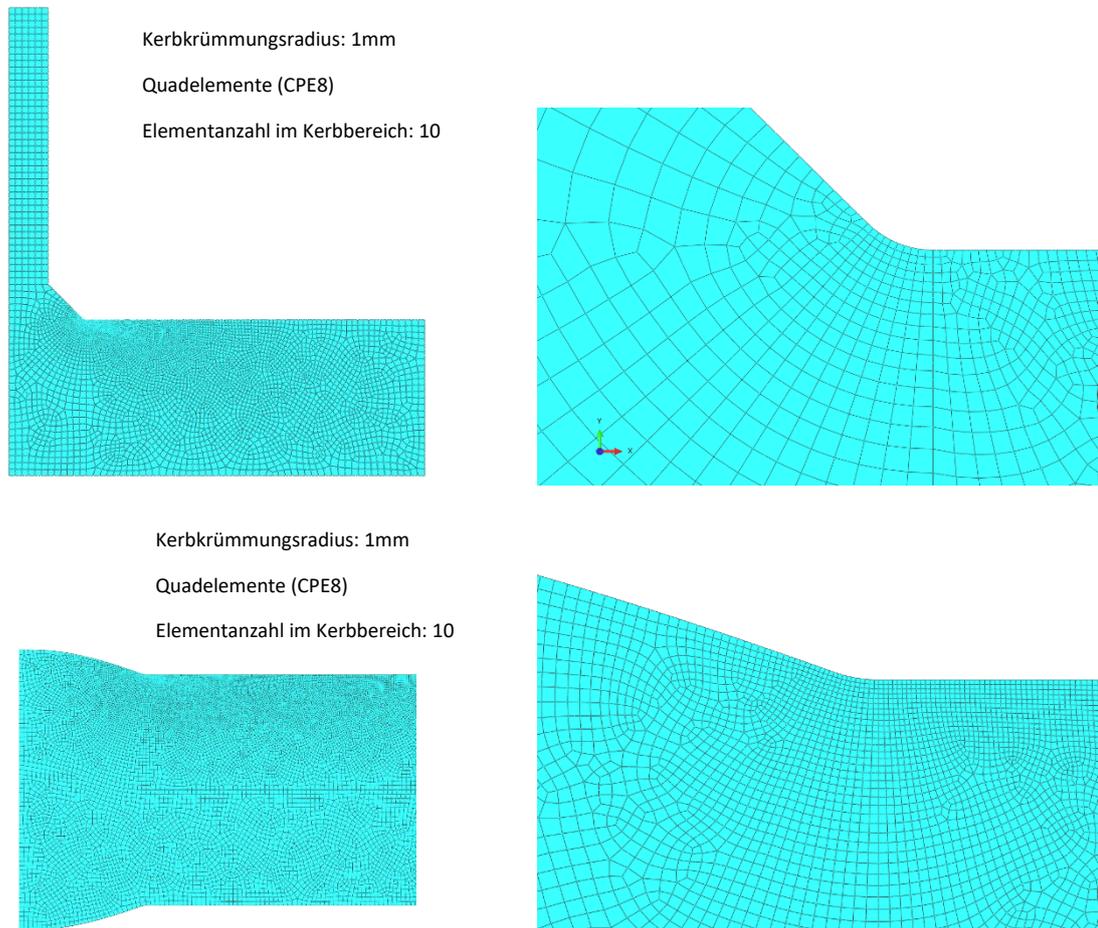


Abbildung 66: Darstellung der Vernetzungsstrategien des Schweißnahtübergangs für das Konstruktionsdetail Quersteife (oben) und Stumpfnah (unten)

4.5.3 Berechnungsergebnisse

Am Konstruktionsdetail Quersteife ergeben sich am Schweißnahtübergang die maximalen Kerbspannungen zu $K_f = 2,54$ aufgrund von Biegebeanspruchung und zu $K_f = 2,38$ aufgrund von axialer Zugbeanspruchung (siehe Abbildung 67). Am Konstruktionsdetail Stumpfnah ergeben sich am Schweißnahtübergang die Kerbspannungen zu $K_f = 1,70$ unter Biegung und zu $K_f = 1,88$ unter axialer Zugbeanspruchung (siehe Abbildung 68). In Tabelle 20 wird eine Übersicht der an den beiden Konstruktionsdetails und der jeweiligen Beanspruchungsart ermittelten Kerbfaktoren gegeben.

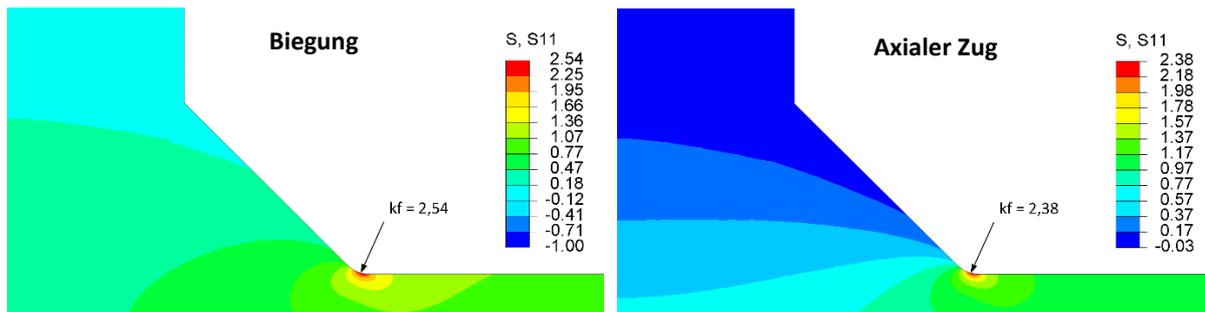


Abbildung 67: Hauptspannungsverteilung σ_{11} in [N/mm²] des Konstruktionsdetails Quersteife unter Biegebeanspruchung (links) und axialer Zugbeanspruchung (rechts)

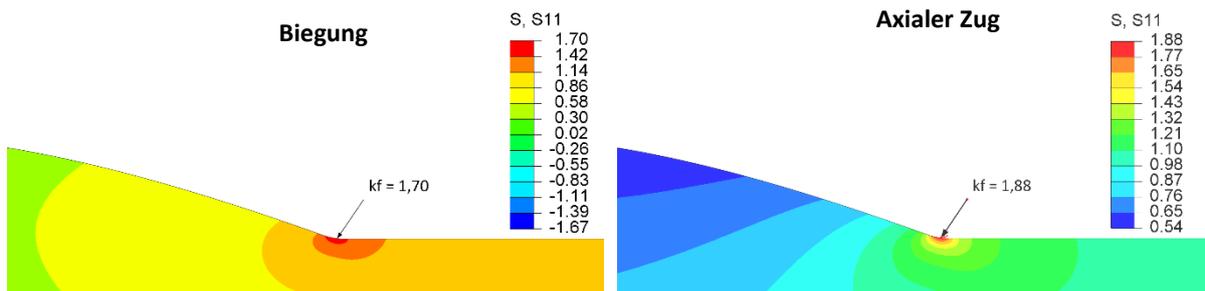


Abbildung 68: Hauptspannungsverteilung σ_{11} in [N/mm²] des Konstruktionsdetails Stumpfnahet unter Biegebeanspruchung (links) und axialer Zugbeanspruchung (rechts)

Tabelle 20: Zusammenfassung der Datenauswertung aus der Vermessung an Quersteifen und Stumpfnähten

Detail	Beanspruchungsart	Nennspannung [N/mm ²]	Kerbspannung [N/mm ²]	Kerbfaktor [-] $k_f = \frac{\sigma_K}{\sigma_{nom}}$
Quersteife	Biegebeanspruchung	1,00	2,54	2,54
	Axiale Zugbeanspruchung	1,00	2,38	2,38
Stumpfnahet	Biegebeanspruchung	1,00	1,70	1,70
	Axiale Zugbeanspruchung	1,00	1,88	1,88

4.6 Ermittlung von Kerbspannungswöhlerlinien

4.6.1 Berechnungsverfahren

Auf Basis der Versuchsergebnisse und unter Berücksichtigung der ermittelten Kerbfaktoren in 4.4.3 werden in diesem Kapitel Kerbspannungswöhlerlinien erstellt.

Zur Quantifizierung des Einflusses der in den Versuchen vorherrschenden Beanspruchungsarten werden Kerbspannungswöhlerlinien für wie geschweißte und HFH-behandelte Kerbdetails unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung erstellt. Dazu werden die aus der Beanspruchungsart resultierenden mittleren und charakteristischen Kerbspannungsfestigkeiten analysiert. Zusätzlich wird der Einfluss der Beanspruchungsart auf die Ermüdungsfestigkeit auf Nennspannungsbasis untersucht. Hierzu werden die Versuchsergebnisse wie geschweißter Konstruktionsdetails unter Biege- und axialer Zugbeanspruchung gegenübergestellt.

Für die Entwicklung eines Berechnungsverfahrens, welches den Einfluss korrosiver Medien auf die Ermüdungsfestigkeit wie geschweißter und HFH-behandelter Schweißverbindungen berücksichtigen soll, werden Kerbspannungswöhlerlinien auf Basis der untersuchten Versuchsserien erstellt.

Die ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien werden den vorgeschlagenen Bemessungsempfehlungen FAT 225 nach Fricke [69] für wie geschweißte und FAT 320 nach Marquis und Barsoum [68] für HFH-behandelte Konstruktionsdetails gegenübergestellt.

4.6.2 Einfluss der Beanspruchungsart

Hintergrund

Die normativen Wöhlerkurven für geschweißte Verbindungen basieren meist auf Versuchsergebnissen unter axialer Zugbeanspruchung oder überwiegender axialer Zugbeanspruchung. Auswertungen getrennt nach Belastungsart aus mehreren Untersuchungen [113], [114], [115] zeigen jedoch, dass Biegebeanspruchungen die Ermüdungsfestigkeiten geschweißter Bauteile beeinflussen können. So kann die Ermüdungsfestigkeit höher sein, wenn der Spannungsdickengradient über die Querschnittsdicke linear veränderlich verläuft. Eine Revision des nicht mehr gültigen British Standards BS 7608 [116] lässt die Berücksichtigung eines festigkeitssteigernden Biegeinflusses anhand eines Korrekturfaktors zu:

$$k_b = \left[1 + \left\{ \frac{0.7}{t^{0.2}} + 0.5 \cdot \log \frac{L}{t} \right\} \cdot \Omega^{1.4} \right]^x \quad (4.2)$$

$x = 1$ für linear veränderlichen Spannungsgradienten

Ω = Biegebeanspruchungsgrad

t = Querschnittsdicke

L = Schweißnahtfußpunktstand

Durch die Zusammenstellung von Wöhlerversuchen unter Biegebeanspruchung sowie axialer Zugbeanspruchung und deren Vergleich von Maddox [65] kann die Anwendbarkeit dieser Formel nur in bestimmten Fällen bestätigt werden. Maddox belegt zwar den grundlegenden Einfluss der Biegebeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit, legt aber offen, dass unter Betrachtung der 95%-Fraktilkurve in bestimmten Fällen kein statistischer Unterschied zwischen den Wöhlerkurven besteht (siehe Abbildung 69).

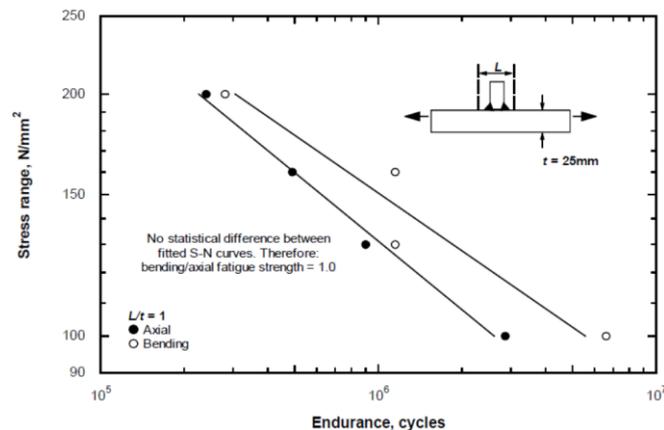


Abbildung 69: Vergleich der Wöhlerversuchsergebnisse von Quersteinen mit 25mm Blechdicke unter Biege- und axialer Zugbeanspruchung nach Lindley und Bateson [115] aus [65]

Maddox bestätigt durch weitere Gegenüberstellungen, dass die Korrekturformel nach [116] den positiven Einfluss der Biegebeanspruchung überschätzt. Anhand der in [65] untersuchten und veröffentlichten Daten wurde eine modifizierte Korrekturformel erarbeitet. Diese wird im British Standard 7608:2014 [95] gegeben. Der Korrekturfaktor bestimmt sich wie folgt:

$$k_{tb} = \left[1 + \Omega^{1,4} \left\{ \left(\frac{25}{t} \right)^n - 1 \right\} \right] \cdot \left[1 + 0,18 \cdot \Omega^{1,4} \right], \text{ für } t \leq 25\text{mm} \quad (4.3)$$

Ω = Biegebeanspruchungsgrad

t = Querschnittsdicke

n = 0,20 oder 0,25

Dieser Korrekturfaktor wird jedoch nur zur Ermittlung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit (95%-Fraktil) herangezogen. Wie Maddox in [65] zeigt, kann der Unterschied zwischen Biegebeanspruchung und axialer Zugbeanspruchung bei Auswertung der mittleren Ermüdungsfestigkeit größer ausfallen. Durch die größere Streuung der Ergebnisse unter Biegebeanspruchung fällt der Unterschied bei Betrachtung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit unter Biege- und axialer Zugbeanspruchung kleiner aus.

Nach dieser modifizierten Formel ergibt sich für das Konstruktionsdetail Quersteife unter Biegebeanspruchung des hier behandelten Forschungsvorhabens ein Korrekturfaktor für Biegebeanspruchung von 1,0. Für das Konstruktionsdetail Stumpfnah ist die Anwendbarkeit dieser Formel jedoch aufgrund der in [65] verglichenen Daten fraglich. Maddox empfiehlt beim Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Stumpfnahverbindungen ungeachtet eines positiven Biegeeinflusses die normativ vorgegebenen Wöhlerkurven heranzuziehen.

Anhand der analysierten Daten nach Maddox kann ein Einfluss aus der vorherrschenden Beanspruchung für die folgenden Vergleiche der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten (95%-Fraktil) der Versuchsergebnisse unter simultaner und sequentieller Korrosion unberücksichtigt bleiben. Ein Unterschied zwischen Biegebeanspruchung und axialer Zugbeanspruchung kann gegebenenfalls anhand der Mittelwertkurven aufgezeigt werden.

4.6.3 Einfluss der Beanspruchungsart innerhalb der experimentellen Untersuchungen

Auf Basis der Untersuchungen von Maddox wurde ein möglicher Einfluss der Beanspruchungsart auf die Ermüdungsfestigkeit aufgezeigt. Zur Überprüfung des Einflusses aus der Beanspruchungsarten werden die experimentell ermittelten Wöhlerlinien der wie geschweißten Stumpfnähte unter axialer Zugbeanspruchung und Biegebeanspruchung gegenübergestellt.

Bei Gegenüberstellung der Nennspannungswöhlerlinien (siehe Abbildung 70) unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung zeigt sich anhand der Mittelwerte $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei einer fest vorgegeben Neigung von $m = 3,0$

eine um 34% und bei freier Neigung eine um 40% höhere Ermüdungsfestigkeit für die biegebeanspruchten Stumpfnähte. Im Mittel beträgt die Ermüdungsfestigkeit unter axialer Zugbeanspruchung $\Delta\sigma_{c,50\%} = 130,1 \text{ N/mm}^2$ bei einer festen Neigung von $m = 3,0$. Im Vergleich dazu beträgt die im Mittel ausgewertete Ermüdungsfestigkeit unter Biegebeanspruchung $\Delta\sigma_{c,50\%} = 173,7 \text{ N/mm}^2$ bei einer festen Neigung von $m = 3,0$. Der Vergleich der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,95\%}$ zeigt jedoch aufgrund der größeren Streuung der Versuchsergebnisse unter Biegebeanspruchung, dass die experimentell ermittelten Versuchsergebnisse beider Serien im selben Streuband liegen, da die Werte bei fester Neigung lediglich um $4,0 \text{ N/mm}^2$ abweichen. Dies legitimiert zudem die Annahme, dass ein Einfluss aus der vorherrschenden Beanspruchung für die folgenden Vergleiche der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten (95%-Fraktile) der Versuchsergebnisse unter simultaner und sequentieller Korrosion unberücksichtigt bleiben kann.

Legende	Serie	m	$\Delta\sigma_{c,50\%}$	$\Delta\sigma_{c,95\%}$
		[-]	[N/mm ²]	[N/mm ²]
▲	S_WG_SSN_Ax	frei	2,9	128,5
		fest	3,0	130,1
■	S_WG_SSN_B	frei	3,2	179,8
		fest	3,0	173,7

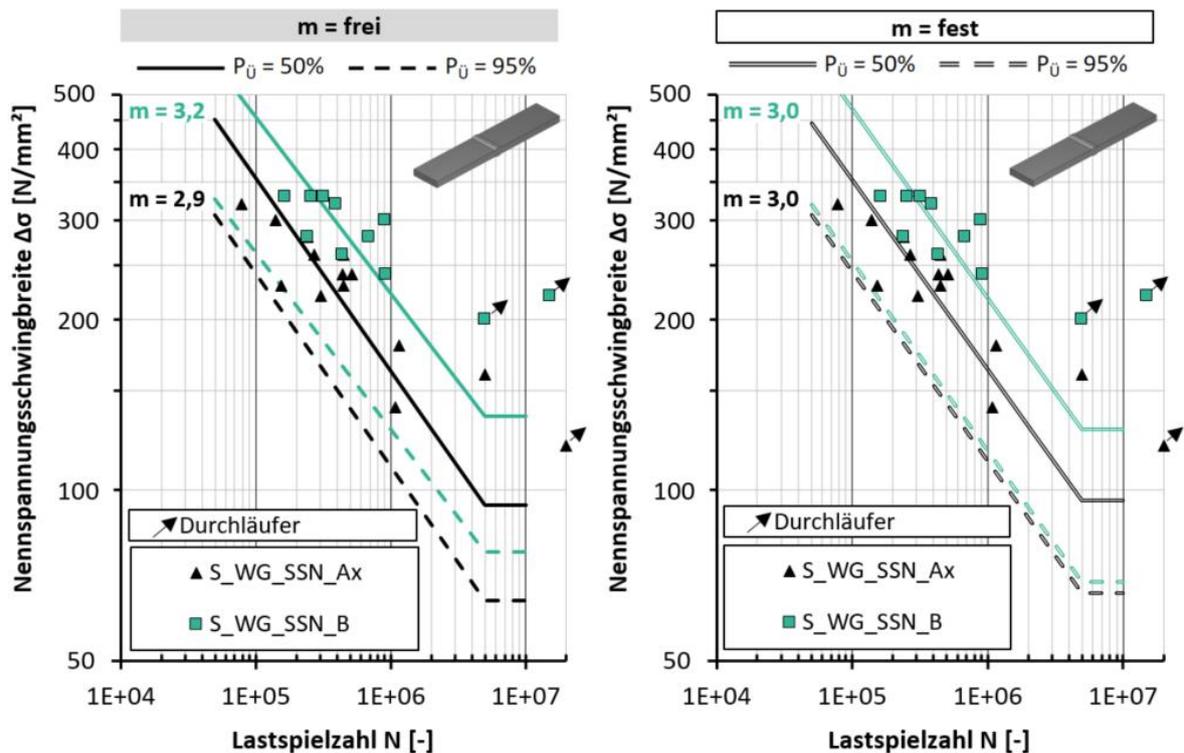


Abbildung 70: Nennspannungswöhlerlinien wie geschweißter Stumpfnähte unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung

4.6.4 Einfluss der Beanspruchungsart innerhalb der Kerbspannungswöhlerlinie

Wie geschweißte Proben

Es erfolgt eine Kerbspannungsauswertung der wie geschweißten Proben getrennt für die Beanspruchungsarten axialer Zug und Biegung. Bei der Auswertung der unter axialer Zugbeanspruchung geprüften Probekörper werden Ergebnisse aus den Versuchsserien unter sequentieller Korrosion herangezogen (S_WG_SSN_Ax). Bei der Auswertung der unter Biegebeanspruchung geprüften Probekörper werden die Ergebnisse aus den Versuchsserien unter sequentieller und simultaner Korrosion herangezogen (S_WG_SSN_B, S_WG_KMW_B,

Q_WG_KMW_B). In Abbildung 71 werden die ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien vergleichend gegenübergestellt.

Im Mittel beträgt die Ermüdungsfestigkeit unter axialer Zugbeanspruchung $\Delta\sigma_{w,c,50\%} = 244,3 \text{ N/mm}^2$ bei einer festen Neigung von $m = 3,0$. Im Vergleich dazu beträgt die im Mittel ausgewertete Ermüdungsfestigkeit unter Biegebeanspruchung $\Delta\sigma_{w,c,50\%} = 257,0 \text{ N/mm}^2$ bei einer festen Neigung von $m = 3,0$. Somit ergeben sich bei fester Neigung für die Biegebeanspruchung um 5% und bei freier Neigung um 9% höhere Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu axialer Zugbeanspruchung. Es zeigt sich ebenso wie für die Auswertung auf Nennspannungsbasis in Kapitel 4.6.3 bei den Kerbspannungswöhlerlinien für $\Delta\sigma_{w,c,50\%}$ ein Einfluss der Biegebeanspruchung auf das Ermüdungsverhalten. Dies ist vorrangig für die Auswertung bei freier Neigung erkennbar. Der Einfluss fällt jedoch für die Kerbspannungsauswertung wesentlich geringer aus, als für die Betrachtung auf Nennspannungsbasis. Wie bei der Gegenüberstellung der Beanspruchungsarten auf Nennspannungsbasis, ist die Streuung der Ergebnisse unter Biegebeanspruchung höher, als unter axialer Zugbeanspruchung. Dies führt dazu, dass bei der Auswertung der charakteristischen Kerbspannungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ nur ein geringer Unterschied zwischen den vorherrschenden Beanspruchungsarten zu erkennen ist.

Die charakteristischen Kerbspannungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ der unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung geprüften Kerbdetails liegen bei freier und bei fester Neigung um 20% bis 27% unterhalb der vom IIW [69] angegebenen charakteristischen Kerbspannungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{w,c,95\%} = 225 \text{ N/mm}^2$. Dies zeigt, dass die Anwendung des Kerbspannungskonzepts getrennt nach vorherrschender Beanspruchungsart für die hier untersuchten korrosiven Einflüsse aus Salzsprühnebel bzw. künstlichem Meerwasser nicht ohne weiteres möglich ist.

Die Auswertung beider Fraktilwerte unter einer festen Neigung von $m = 3,0$ weist eine geringfügige Differenz von $5,4 \text{ N/mm}^2$ auf. Dies zeigt sich ebenfalls bei der Gegenüberstellung der Nennspannungswöhlerlinien in Abbildung 70 in Kapitel 4.6.3. Hier beträgt die Differenz der beiden Fraktilwerte $\Delta\sigma_{w,c,95\%} = 4,0 \text{ N/mm}^2$. Aufgrund der geringen Abweichung der Fraktilwerte zwischen Biege- und axialer Zugbeanspruchung zeigt sich der geringe Einfluss einer Biegebeanspruchung auf die Ermüdungsfestigkeit der hier untersuchten wie geschweißten Kerbdetails. Des Weiteren zeigt sich, dass bei Anwendung des Kerbspannungskonzepts für wie geschweißte Konstruktionsdetails unter den betrachteten Korrosionseinflüssen der Ansatz der FAT-Klasse 225 keine konservative Betrachtung darstellt und eine Abminderung durch die Korrosion zu berücksichtigen ist.

Legende	Serie	m [-]	$\Delta\sigma_{w,c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ [N/mm ²]	
▲	WG_Axial (SSN)	frei	2,9	241,1	163,9
		fest	3,0	244,3	167,8
■	WG_Biegung (KMW+SSN)	frei	3,1	262,1	179,6
		fest	3,0	257,0	173,2

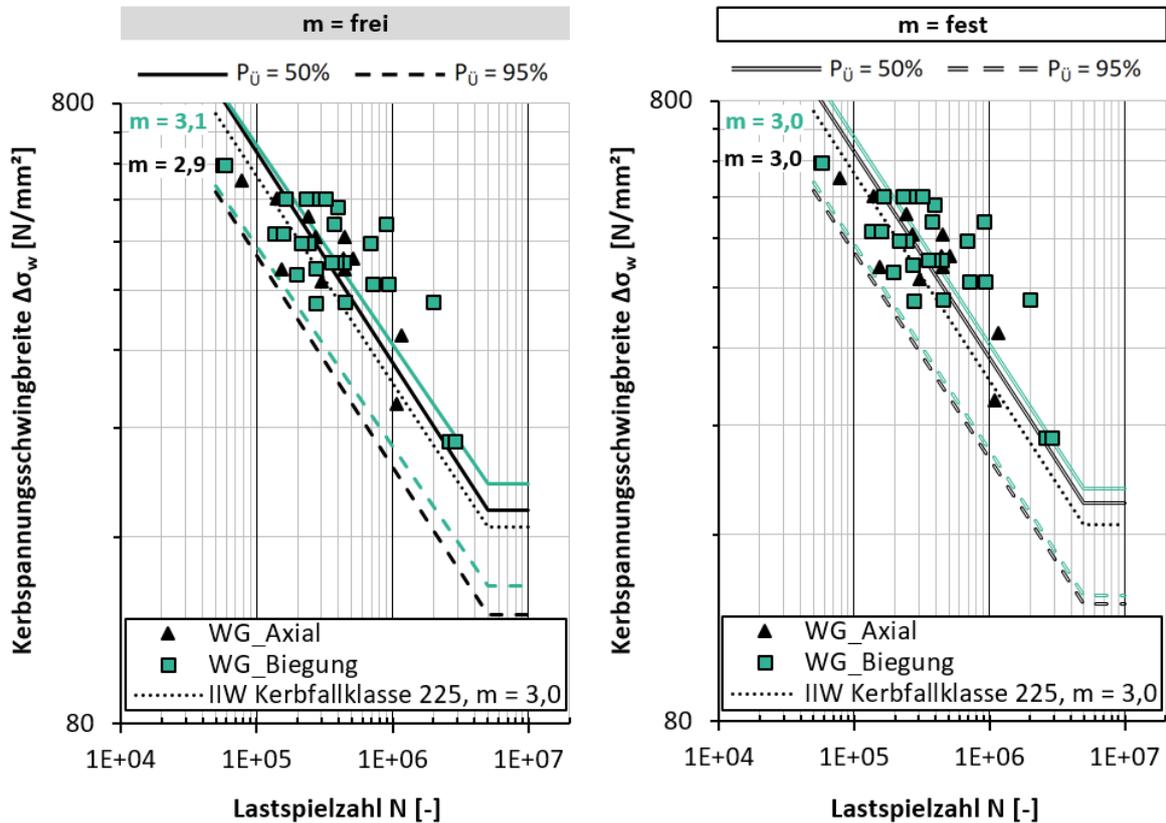


Abbildung 71: Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Probekörper unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung

HFH-behandelte Proben

In Abbildung 72 erfolgt der Vergleich der Kerbspannungswöhlerlinien HFH-behandelter Probekörper bei getrennter Betrachtung nach den vorherrschenden Beanspruchungsarten. Bei der Auswertung der unter axialer Zugbeanspruchung geprüften HFH-behandelten Probekörper werden Ergebnisse aus den Versuchsserien unter sequentieller Korrosion herangezogen ($S_{HFH_SSN_Ax}$, $Q_{HFH_SSN_Ax}$). Bei der Auswertung der unter Biegebeanspruchung geprüften Probekörper werden Ergebnisse aus den Versuchsserien unter sequentieller und simultaner Korrosion herangezogen ($Q_{HFH_SSN_B}$, $Q_{HFH_KMW_B}$).

Im Mittel beträgt die Kerbspannungsfestigkeit unter axialer Zugbeanspruchung $\Delta\sigma_{w,c,50\%} = 413,4$ N/mm² bei einer festen Neigung von $m = 5,0$. Im Vergleich dazu beträgt die im Mittel ausgewertete Ermüdungsfestigkeit unter Biegebeanspruchung $\Delta\sigma_{w,c,50\%} = 465,3$ N/mm² bei einer festen Neigung von $m = 5,0$. Bei einer festen Neigung von $m = 5,0$ zeichnet sich bei der Auswertung von $\Delta\sigma_{w,c,50\%}$ der Einfluss der vorherrschenden Biegebeanspruchung auf die mittlere Ermüdungsfestigkeit ab. In Abbildung 72 ist die größere Streuung der Ergebnisse aufgrund von Biegebeanspruchung im Vergleich zu axialer Zugbeanspruchung deutlich zu erkennen. Die Auswertung der charakteristischen Kerbspannungsfestigkeit $\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ für HFH-behandelte Probekörper unter Biegebeanspruchung führt hier aufgrund der höheren Streuung zu einer geringeren Festigkeit als für HFH-behandelte Probekörper unter axialer Zugbeanspruchung.

Legende	Serie	m [-]	$\Delta\sigma_{w,c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ [N/mm ²]
▲	HFH_Axial (SSN)	frei	6,2	442,7
		fest	5,0	413,4
■	HFH_Biegung (KMW+SSN)	frei	3,0	389,7
		fest	5,0	465,3

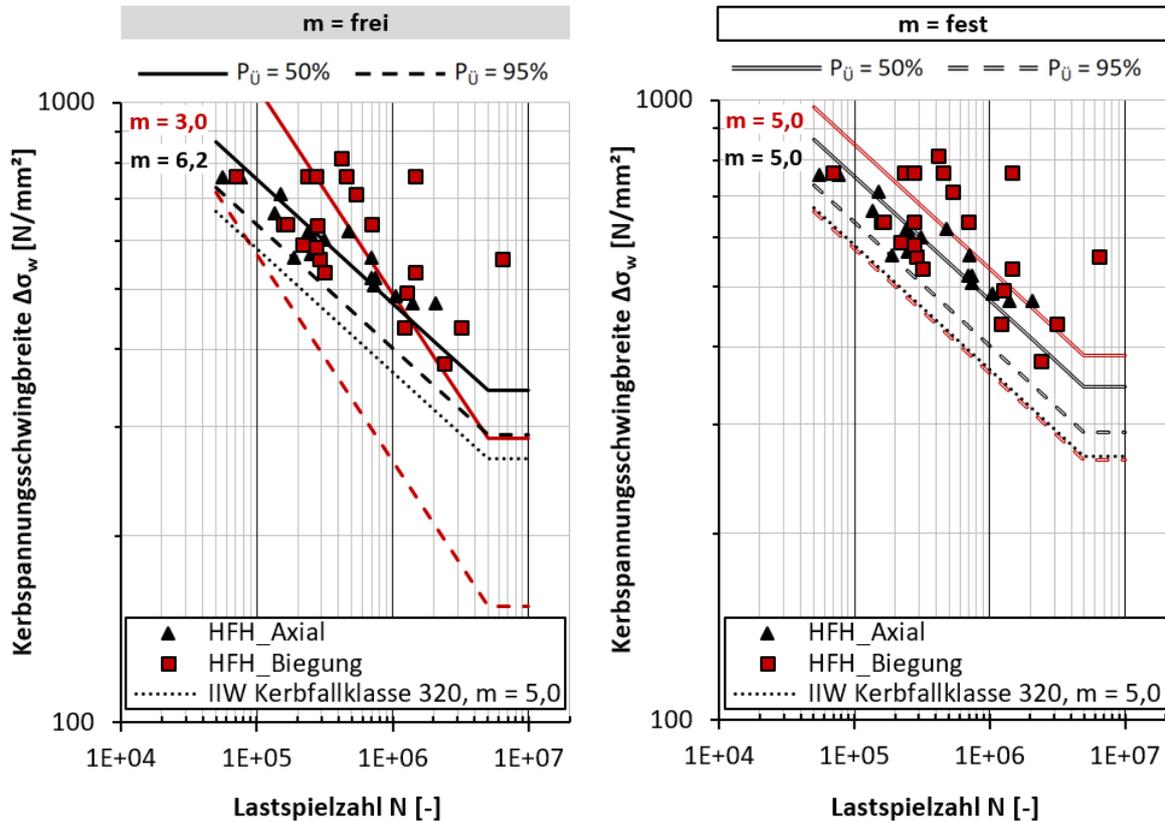


Abbildung 72: Kerbspannungswöhlerlinien HFH-behandelter Probekörper unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung

Die Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept und Gegenüberstellung der Beanspruchungsarten führt zu folgender Erkenntnis:

- Es zeigt sich ein grundsätzlicher Einfluss aus der vorherrschenden Beanspruchung. Dies konnte experimentell sowie durch Anwendung des Kerbspannungskonzeptes bestätigt werden. Die Beanspruchung aus Biegung führt für wie geschweißte und HFH-nachbehandelte Proben zu höheren Mittelwerten der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zur axialen Beanspruchung. Weiterhin zeigt sich für biegebeanspruchte Proben eine im Vergleich erhöhte Streuung. Dies führt bei fester Auswertung der Neigung (WG mit $m = 3,0$, HFH mit $m = 5,0$) zu vergleichbaren Fraktilwerten der Ermüdungsfestigkeit. Die in Kapitel 4.6.2 beschriebenen Untersuchungen von Maddox in [65] werden dadurch bestätigt.

4.6.5 Kerbspannungswöhlerlinien WG und HFH

Die Auswertung der Ergebnisse aller Versuchsserien „wie geschweißter“ und HFH-behandelter Kerbdetails unter korrosiver Umgebung (SSN und KMW), anhand von gebündelten Kerbspannungswöhlerlinien, soll die Anwendbarkeit der in [69] gegebenen Berechnungsvorschläge für wie geschweißte Konstruktionsdetails sowie die in [68] empfohlenen Herangehensweise zur Abbildung des ermüdungsfestigkeitssteigernden Einflusses der HFH-Nachbehandlung prüfen.

Zunächst werden die Nennspannungsschwingbreiten der einzelnen Versuchsserien mit den entsprechenden linear-elastisch ermittelten Kerbfaktoren multipliziert. Die so ermittelten Kerbspannungen werden anschließend den dazugehörigen Lastspielzahlen der Ermüdungsversuche zugeordnet und in einem Wöhlerdiagramm dargestellt.

Die Wöhlerpunkte sind entsprechend ihrer Zugehörigkeit zu den Versuchsserien farblich gekennzeichnet. Die unterschiedlichen Einflüsse aus Kerbgeometrie und Beanspruchungsart werden dabei durch die Ermittlung der jeweiligen Kerbspannungen berücksichtigt

Da bei der Anwendung der lokalen Konzepte als versagenskritischer Anrissort die Kerbe im Bereich des Schweißüberganges untersucht wurde, werden bei der Auswertung der Kerbspannungswöhlerlinie nur Versuchsergebnisse mit Rissausgang im Bereich des Nahtübergangs herangezogen. Der Einfluss der Spannungsgradienten aus Biege- und axialer Zugbeanspruchung auf das Risswachstum bleibt bei der Ermittlung der Kerbspannungen unberücksichtigt.

„Wie geschweißte“ Proben

Die Abbildung 73 zeigt das Kerbspannungswöhlerdiagramm der hier untersuchten wie geschweißten Kerbdetails unter den beschriebenen korrosiven Einflüssen. Es werden die Versuchsergebnisse an Stumpfnähten unter axialer Zugbeanspruchung und Biegebeanspruchung bei sequentieller Korrosion (S_WG_SSN_Ax, S_WG_SSN_B) gemeinsam mit den biegebeanspruchten Stumpfnähten und Quersteifen unter simultaner Korrosion (S_WG_KMW_B, Q_WG_KMW_B) ausgewertet. Die Wöhlerpunkte sind entsprechend ihrer Zugehörigkeit zu den Versuchsserien farblich gekennzeichnet. Die unterschiedlichen Einflüsse aus Kerbgeometrie und Beanspruchungsart werden dabei durch die Ermittlung der jeweiligen Kerbspannungen berücksichtigt

Die statistische Auswertung der Mittel- und Fraktilwerte entspricht der Auswertung der experimentellen Untersuchungen. Die Auswertung der Ergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept zeigt eine freie Neigung von $m \approx 3,0$. Die Differenz der Fraktilwerte der Kerbspannungsfestigkeiten unter freier und fester Neigung beträgt $\Delta\sigma_{w,c} = 2,9 \text{ N/mm}^2$. Es ist somit nur ein geringfügiger Unterschied in den Ermüdungsfestigkeitswerten festzustellen. Die Mittel- und Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit bei Auswertung der freien und festen Neigung können Tabelle 21 entnommen werden.

Die Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit bei freier und bei fester Neigung liegen um 20% unterhalb der Werte der nach IIW vorgeschlagenen FAT-Klasse von 225. Der Vergleich der ermittelten Kerbspannungsfestigkeiten mit der Kerbspannungsfestigkeit für wie geschweißte Kerbdetails $\Delta\sigma_{w,c} = 225 \text{ N/mm}^2$ nach IIW [69] zeigt sich eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit. Die Reduktion ist auf den Einfluss der korrosiven Einwirkung zurückzuführen. Eine Anwendung des Kerbspannungskonzeptes ist für die hier untersuchten korrosiven Einflüsse aus Salzsprühnebel bzw. künstlichem Meerwasser somit nicht ohne weiteres möglich.

In Kapitel 4.6.4 wurde die Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Proben unter korrosivem Einfluss getrennt nach der vorherrschenden Beanspruchungsart betrachtet. Es zeigte sich, dass sich die Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit für axiale Zugbeanspruchung und Biegebeanspruchung nur geringfügig unterscheiden. Somit ist eine Betrachtung unabhängig der Beanspruchungsart für die gebündelte Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Proben möglich. Dies lässt den Schluss zu, dass die ermittelte Reduzierung direkt auf den Korrosionseinfluss zurückzuführen ist.

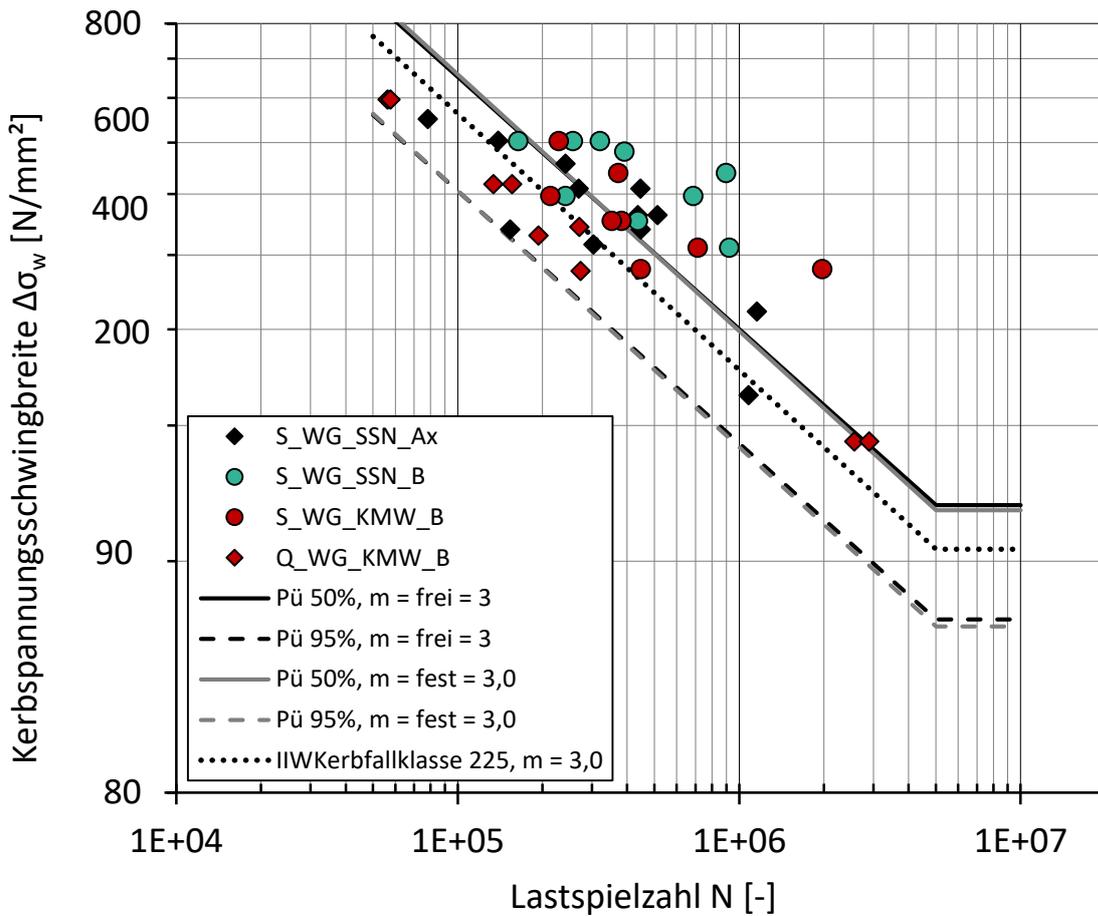


Abbildung 73: Kerbspannungswöhlerlinie wie geschweißter Kerbdetails unter Korrosionseinfluss

Tabelle 21: Mittel- und Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit für wie geschweißte Kerbdetails unter Korrosionseinfluss nach dem Kerbspannungskonzept

Neigung [-]	Mittelwertkurve ($P\ddot{u} = 50\%$) $\Delta\sigma_{w,c,50\%}$ [N/mm^2]	charakteristische S-N Kurve ($P\ddot{u} = 95\%$) $\Delta\sigma_{w,c,95\%}$ [N/mm^2]
$m_{\text{frei}} = 3,0$	255	181
$m_{\text{fest}} = 3,0$	253	179
IIW FAT 225		225

HFH-behandelte Proben

Die Abbildung 74 zeigt das Kerbspannungswöhlerdiagramm der hier untersuchten HFH-behandelten Kerbdetails unter den beschriebenen korrosiven Einflüssen. Es werden die Versuchsergebnisse an Quersteifen und Stumpfnähten unter axialer Zugbeanspruchung bei sequentieller Korrosion ($S_HFH_SSN_Ax$, $Q_HFH_SSN_Ax$) gemeinsam mit den biegebeanspruchten Quersteifen und Stumpfnähten unter sequentieller und unter simultaner Korrosion ($Q_HFH_SSN_B$, $S_HFH_KMW_B$) ausgewertet.

Die statistische Auswertung der Mittel- und Fraktilkurven entspricht dabei der Auswertung der experimentellen Untersuchungen. Die Auswertung der Ergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept ergibt eine freie Neigung von $m = 3,8$. Zur besseren Vergleichbarkeit mit den Empfehlungen des IIW nach Marquis und Barsoum können die Mittel- und Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit unter freier und fester Neigung Tabelle 22 entnommen werden.

Anhand der Abbildung 74 und der Fraktilwerte aus Tabelle 22 kann die Anwendbarkeit des Kerbspannungskonzeptes für HFH-behandelte Schweißverbindungen nach der Empfehlung des IIW [68] bestätigt werden. Der Vergleich der ermittelten Kerbspannungsfestigkeiten mit den Festigkeiten HFH-behandelter Kerbdetails nach IIW, lässt zunächst die Annahme zu, dass der charakteristische Festigkeitswert $\Delta\sigma_{w,c} = 320 \text{ N/mm}^2$ nach IIW auch für die HFH-behandelten Probekörper unter Korrosionseinfluss zutreffend ist. Jedoch wurden die in [68] angegebenen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten für HFH-behandelte Kerbdetails anhand des Streubandabgleiches der herangezogenen Datenbasis weiter abgemindert. Die abweichende Neigung innerhalb der Versuchsauswertung ist weiterhin zu analysieren.

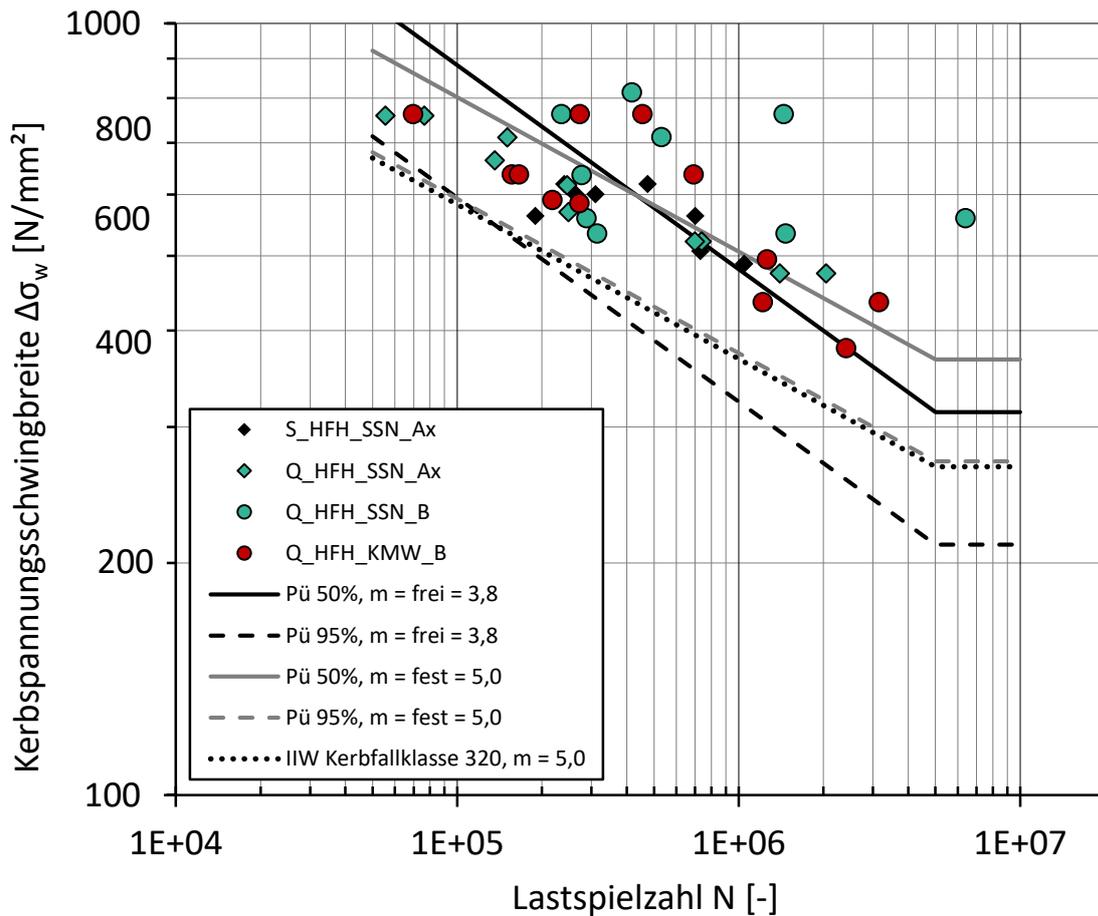


Abbildung 74: Kerbspannungswöhlerlinie HFH-behandelter Kerbdetails unter Korrosionseinfluss

Tabelle 22: Mittel- und Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit für wie HFH-behandelte Kerbdetails unter Korrosionseinfluss nach dem Kerbspannungskonzept

Neigung [-]	Mittelwertkurve (P _ü = 50%) $\Delta\sigma_{w,c,50\%} \text{ [N/mm}^2\text{]}$	charakteristische S-N Kurve (P _ü = 95%) $\Delta\sigma_{w,c,95\%} \text{ N/mm}^2\text{]}$
m _{frei} = 3,8	400	269
m _{fest} = 5,0	441	325
IIW FAT 320		320

Die Auswertung der Versuchsergebnisse nach dem Kerbspannungskonzept führt zu folgender Erkenntnis:

- Für wie geschweißte Kerbdetails zeigt sich bei Anwendung des Kerbspannungskonzepts ein festigkeitsmindernder Einfluss aufgrund der Korrosion. Es zeigt sich, dass die Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit bei freier und bei fester Neigung um 20% unterhalb der Werte der nach IIW vorgeschlagenen FAT-Klasse von 225 [69] liegen. Eine Anwendung des Kerbspannungskonzepts ist für die hier untersuchten korrosiven Einflüsse aus Salzsprühnebel bzw. künstlichem Meerwasser somit nicht ohne weiteres möglich.
- Das Kerbspannungskonzept nach [68] mit einem Nahtübergangsradius $r = 1,0 \text{ mm}$ und einer charakteristischen Kerbspannungsfestigkeit $\Delta\sigma_{w,c} = 320 \text{ N/mm}^2$ ist für die hier experimentell untersuchten HFH-behandelten Kerbdetails unter sequentieller und simultaner Korrosion anwendbar und konservativ.
- Es ist im Einzelfall zu prüfen, ob die in [68] angegebene Kerbspannungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{w,c} = 320 \text{ N/mm}^2$ (S355) für HFH-behandelte Kerbdetails zum Ermüdungsfestigkeitsnachweis für Bauteile unter Korrosionseinfluss herangezogen werden kann. Gegebenenfalls ist die ertragbare Kerbspannungsfestigkeit auf der Widerstandsseite anhand eines Streubandvergleichs mit der von Marquis und Barsoum herangezogenen Versuchsdatenbasis für die Bemessungsempfehlungen in [68] aus [42] in Form eines Korrekturfaktors abzumindern.

5 Entwicklung eines Berechnungsverfahrens

5.1 Lösungsweg

Ziel des aktuellen Projekts ist die Quantifizierung des Korrosionseinflusses auf die Ermüdungsfestigkeit von HFH-nachbehandelten Stumpfnähten und Quersteifen. Hierfür werden geeignete Kerbfallklassen vorgeschlagen. Als Grundlage werden die vom IIW festgelegten Kerbfallklassen für die unkorrodierten HFH-nachbehandelten Details verwendet. Zur Entwicklung des vorliegenden Konzepts wurde für jedes Detail eine Auswertung mit Berücksichtigung der beiden Korrosionsmethoden und beider Beanspruchungsarten und eine mit Berücksichtigung nur der ungünstigsten der beiden Serien durchgeführt.

5.2 Anwendbarkeit des Berechnungsverfahrens

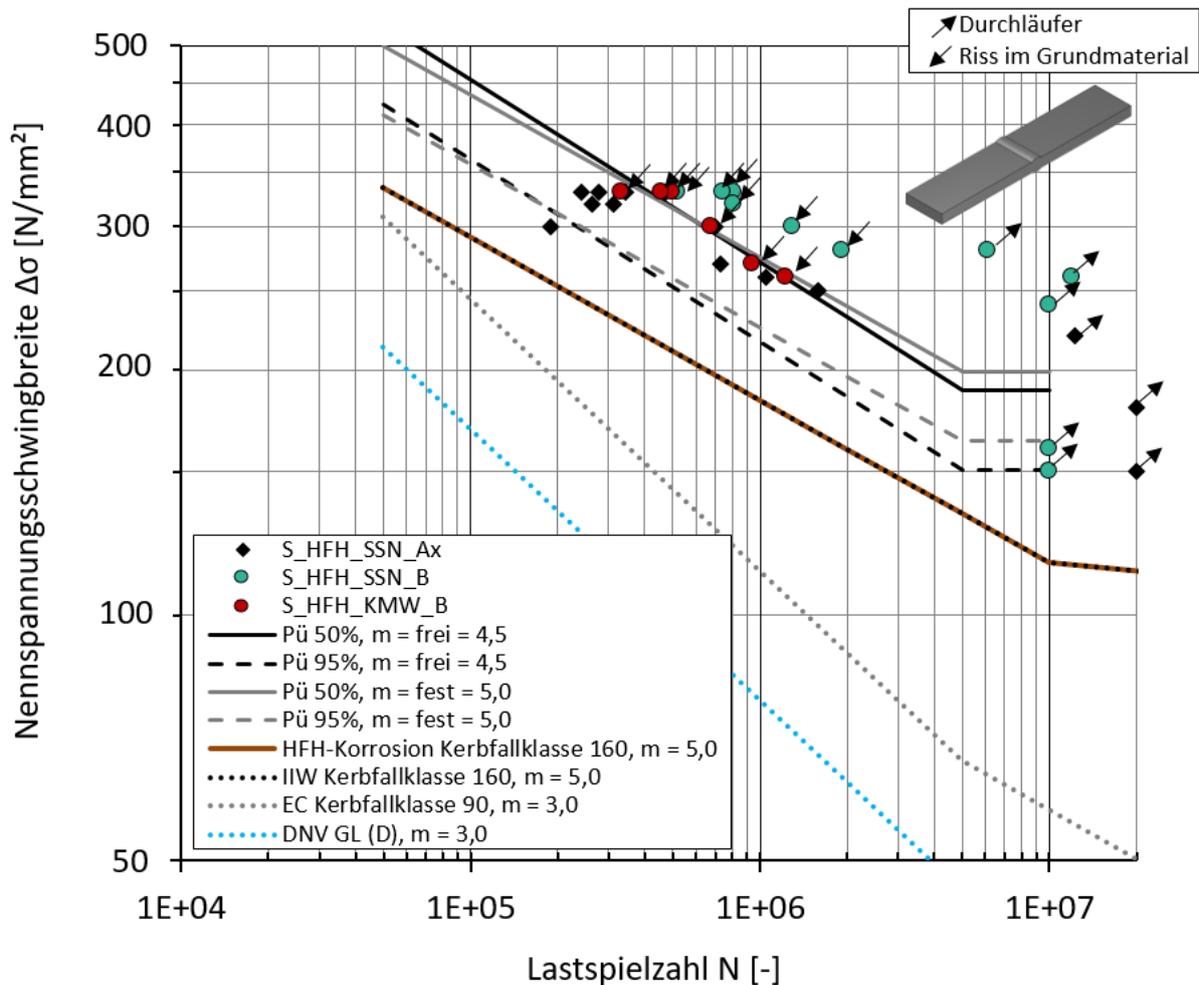
Der Mangel an in der Literatur vorhandenen entsprechenden Ergebnissen und das bisherige Fehlen von Korrelationsverfahren zwischen Labor- und realer Korrosion erfordern eine vorsichtige Auswertung der aktuellen Ergebnisse. Die Komplexität des Einflusses der Korrosion, die im Kapitel 2 beschrieben wurde, erlaubt keine direkte Übertragung von Versuchsergebnissen in die Berechnungsnormen für Fälle, die außerhalb des Rahmens der aktuellen Untersuchungen liegen.

Die hier untersuchten Laborverfahren simulieren die flächige Korrosion. Der Dickenabtrag war in allen Fällen vernachlässigbar ($\Delta d < 0,1$ mm). Eine Quantifizierung des Effekts der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit infolge einer Erhöhung der Oberflächenrauheit, oder durch den Einfluss von KMW in der Risswachstumsphase, die nur für die Quersteife maßgebend ist, war das Ziel. Die erzielten Ergebnisse gelten für Fälle, in denen Offshore-Konstruktionen ca. 1,5 Jahre nicht korrosionsschutz sind bzw. der Korrosionsschutz in diesem Zeitraum nicht vorlag. Eine langjährige Korrosion ungeschützter Offshore-Konstruktionen, verbunden mit einem signifikanten Dickenabtrag, liegt außerhalb des Fokus der aktuellen Untersuchung.

5.3 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten in korrosiver Umgebung durch HFH-Nachbehandlung

Die Auswertung der Versuche an Stumpfnähten mit Berücksichtigung beider Korrosionsmethoden und beider Beanspruchungsarten nach [5] ist in Abbildung 75 dargestellt. Die Mittelwertkurve liegt bei einer frei berechneten Neigung von $m = 4,5$ bei 2 Mio. LW bei 232 MPa. Erwartungsgemäß ist die Streuung der Ergebnisse groß, da unterschiedliche Korrosionsverfahren und Beanspruchungsarten gemeinsam ausgewertet werden. Wegen der Korrosion tritt eine Verringerung der in den IIW-Empfehlungen ([44], [68]) vorgeschlagenen Neigung von $m = 5$ für die HFH-nachbehandelten Stumpfnähte auf. Diese Änderung der Neigung wurde bei beiden untersuchten Fällen der Laborkorrosion beobachtet und auch bei den Proben, die unter realen Bedingungen korrodiert wurden [18]. Trotzdem liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der aktuellen Proben für eine feste Neigung von 5 und einer frei berechneten Neigung von 4,5 bei 197 MPa bzw. 185 MPa. Selbst, wenn nur die ungünstigste Serie S_HFH_SSN_Ax mit fester Neigung von 5 berücksichtigt wird, liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit mit 182 MPa höher, als die nach IIW vorgeschlagene FAT-Klasse von 160.

Die Annahme der Kerbfallklasse 160 ($m = 5$), für unkorrodierte HFH-nachbehandelte Stumpfnähte entsprechend den IIW-Empfehlungen [22], liegt damit deutlich auf der sicheren Seite und wird hier ebenfalls für die korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähte vorgeschlagen. Die durch die HFH-Nachbehandlung erzielte Umlagerung der versagensauslösenden Stelle vom Schweißnahtübergang in den Grundwerkstoff (Kerbfallklasse 160, $m = 3$ nach [5]) wird von der großen Anzahl an Proben bestätigt, die im Grundwerkstoff gerissen sind.

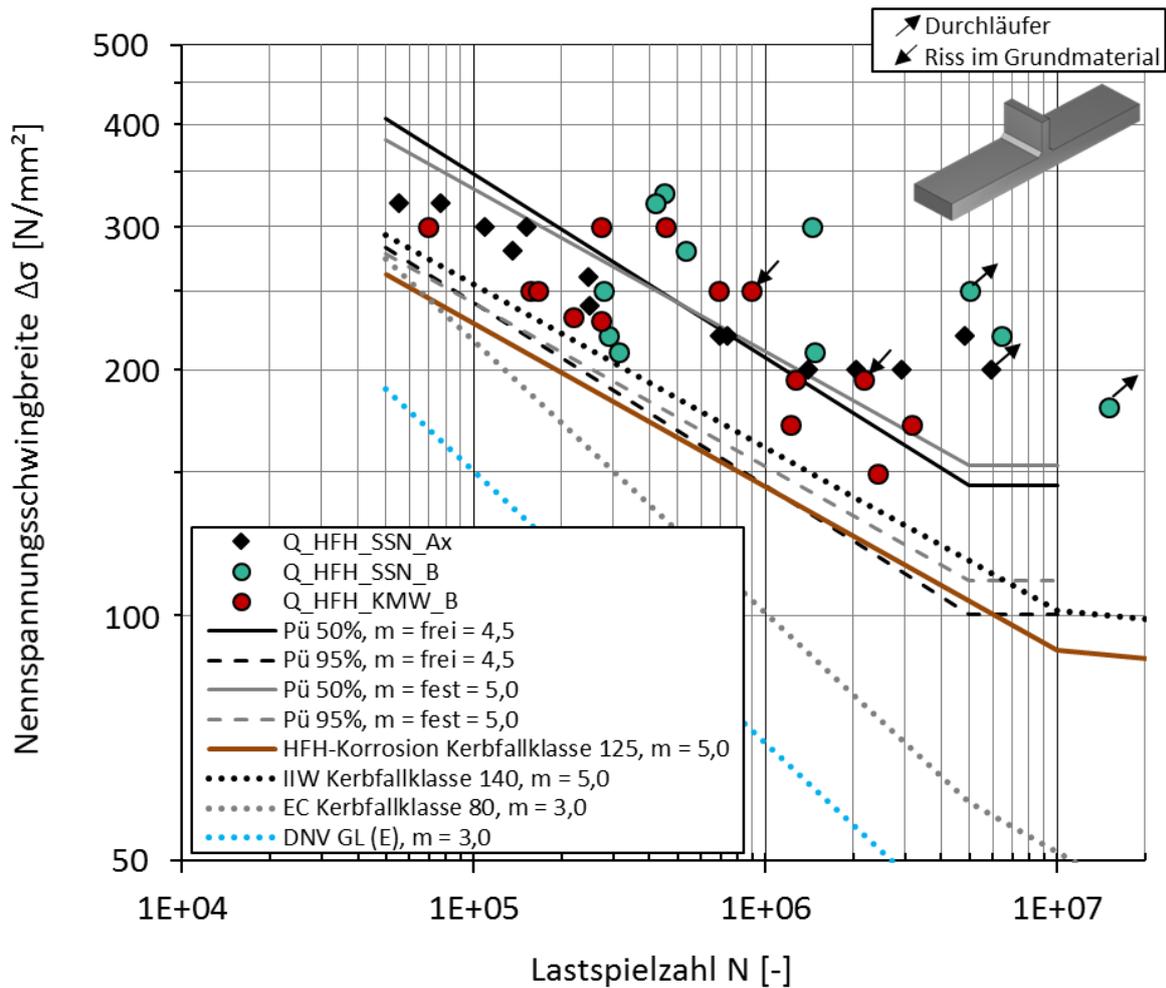


Neigung [-]	Mittelwertkurve (P _ü = 50%) Δσ _{c,50%} [N/mm ²]	charakteristische S-N Kurve (P _ü = 95%) Δσ _{c,95%} [N/mm ²]
m _{frei} = 4,5	232	185
m _{fest} = 5,0	239	197

Abbildung 75: Auswertung der Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähten

5.4 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Quersteifen in korrosiver Umgebung durch die HFH-Nachbehandlung

Die Auswertung der Versuche an Quersteifen ist in Abbildung 76 dargestellt. Die Mittelwertkurve der Ergebnisse liegt für eine frei berechnete Neigung von $m = 4,5$ bei 2 Mio. LW bei 178 MPa. Die Streuung der Ergebnisse ist in diesem Fall noch größer, da das simultane Testen in künstlichem Meerwasser deutlich größeren Einfluss auf die Gesamtlebensdauer hat. Die sich durch Korrosion einstellende steilere Neigung der Wöhlerlinie wird auch in diesem Fall bestätigt. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit für eine frei berechnete Neigung von $m = 4,5$ liegt bei 123 MPa. Die Ergebnisse erfüllen die IIW Kerbfallklasse 125, wenn eine feste Neigung von $m = 5$ angenommen wird ([44], [68]).



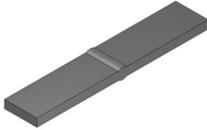
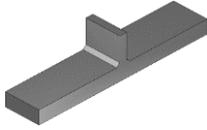
Neigung [-]	Mittelwertkurve (P _ü = 50%) Δσ _{c,50%} [N/mm ²]	charakteristische S-N Kurve (P _ü = 95%) Δσ _{c,95%} [N/mm ²]
m _{frei} = 4,5	178	123
m _{fest} = 5,0	183	133

Abbildung 76: Auswertung der Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Quersteifen

5.5 Bemessungskonzept für die Ermüdungsfestigkeit von korrodierten HFH-nachbehandelten Stumpfnähten und Quersteifen

Das Bemessungskonzept für die Berücksichtigung des Einflusses korrosiver Umgebung auf die Ermüdungsfestigkeit von HFH-nachbehandelten Schweißnähten ist in Tabelle 23 dargestellt. Es werden die Kerbfallklasse 160 mit m = 5 und die Kerbfallklasse 125 mit m = 5 für die korrodierten Stumpfnähte bzw. die Quersteife vorgeschlagen. Durch die HFH-Nachbehandlung ist auch bei Korrosion eine Erhöhung von 5 bzw. 4 Kerbfallklassen möglich.

Tabelle 23: Berechnungskonzept für die Berücksichtigung des Einflusses von korrosiver Umgebung auf die Ermüdungsfestigkeit von HFH-nachbehandelten Stumpfnähten und Quersteifen

Detail		unbehandelt nach EC3 [5] bzw. IIW [22]	HFH- nachbehandelt nach IIW [68]	HFH- nachbehandelt bei Korrosion
	m	3	5	5
	Kerbfallklasse	90	160	160
	Kerbfallklassenerhöhung	-	5	5
	m	3	5	5
	Kerbfallklasse	80	140	125
	Kerbfallklassenerhöhung	-	5	4

6 Fazit

6.1 Schlussfolgerungen

Im Rahmen des Forschungsvorhabens wurde der Einfluss von Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit von HFH-nachbehandelten Proben experimentell und numerisch untersucht.

Die HFH-Nachbehandlung bewirkt auch unter korrosiver Umgebung eine deutliche Steigerung der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Referenzdetail. Im Vergleich zum Bemessungsansatz für „wie geschweißte“ Proben ohne korrosiven Einfluss kann die Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten auf Basis der vorliegenden Versuchsergebnisse von der Kerbfallklasse 90 auf 160 angehoben werden. Die Kerbfallklasse von „wie geschweißten“ Quersteifen ohne Korrosion steigt von 80 auf 125.

Die folgenden wesentlichen wissenschaftlichen Ergebnisse und Schlussfolgerungen liegen dieser Aussage zugrunde:

Wirksamkeit der HFH-Nachbehandlung unter Korrosion

- Die HFH-Nachbehandlung erhöht die Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnähten und Quersteifen auch in korrosiver Umgebung, solange kein signifikanter Dickenabtrag ($\Delta d > 0,1$ mm) entsteht.
- Die Untersuchungen an Stumpfnähten bei Korrosionseinfluss zeigen eine deutliche Steigerung der statistisch ermittelten Ermüdungsfestigkeit (mindestens um den Faktor 2,0) im Vergleich zu „wie geschweißten“ Stumpfnähten in korrosiver Umgebung bzw. zu unkorrodierten Proben.
- Die Untersuchungen an Quersteifen bei Korrosionseinfluss zeigen eine deutliche Steigerung der statistisch ausgewerteten Ermüdungsfestigkeit (mindestens um den Faktor 1,3) im Vergleich zu „wie geschweißten“ Quersteifen in korrosiver Umgebung bzw. zu unkorrodierten Proben.
- Für die Bemessung von HFH-nachbehandelten Stumpfnähten und Quersteifen in korrosiver Umgebung wurde folgender Bemessungsansatz abgeleitet:

Die Stumpfnähte wurden der Kerbfallklasse 160 zugeordnet, dies entspricht einer Erhöhung um fünf Kerbfallklassen im Vergleich zur Kerbfallklasse 90 für „wie geschweißte“ Stumpfnähte. Die Neigung der Wöhlerlinie wurde mit $m = 5$ festgelegt.

Die Quersteifen wurden der Kerbfallklasse 125 zugeordnet, dies entspricht einer Erhöhung um vier Kerbfallklassen im Vergleich zur Kerbfallklasse 80 für „wie geschweißte“ Quersteifen. Die Neigung der Wöhlerlinie wurde hier ebenfalls mit $m = 5$ festgelegt.

- Die numerischen Untersuchungen bestätigen die aus der Literatur bekannte maximale Wirkungstiefe der HFH-Behandlung bzw. die Tiefe maßgeblicher Druckeigen Spannungsfelder. Auf der Basis der entwickelten numerischen Modelle kann eine Berechnung des kritischen Dickenabtrags durchgeführt werden, der einen Abbau der HFH-Eigen Spannungen mit signifikantem Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit verursacht.
- Für „wie geschweißte“ Kerbdetails zeigt sich bei Anwendung des Kerbspannungskonzepts ein ermüdungsfestigkeitsmindernder Einfluss der Korrosion. Die Ergebnisse zeigen, dass die Fraktilwerte der Ermüdungsfestigkeit bei freier und bei fester Neigung unterhalb der vom IIW vorgeschlagenen FAT-Klasse 225 liegen.
- Für HFH-behandelte Kerbdetails zeigt sich, dass die Anwendung des Kerbspannungskonzepts auf die im Projekt experimentell untersuchten Kerbdetails unter sequentieller und simultaner Korrosion möglich und konservativ ist. Die vom IIW getroffene Annahme einer FAT-Klasse 320 wird bestätigt.

Einwirkungen aus Korrosion und Beanspruchungsart auf die Ermüdungsfestigkeit

- Die Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit durch Korrosion von „wie geschweißten“ Proben wurde bestätigt und quantifiziert.
- Die Beschleunigung der Rissentstehungsphase aufgrund von Korrosion, bedingt durch erhöhte Oberflächenrauheiten, wurde durch die Salzsprühnebelanlagen-Versuche an Stumpfnähten bestätigt und quantifiziert.
- Die Beschleunigung der Rissfortschrittsphase infolge simultaner Korrosion bei den im künstlichen Meerwasser durchgeführten Versuchen an Quersteifen wurde bestätigt und quantifiziert.
- Es konnte festgestellt werden, dass eine korrosionsbedingte Reduktion der Ermüdungsfestigkeit maßgeblich von der Kerbschärfe des Konstruktionsdetails abhängig ist. Es zeigt sich eine stärkere Reduktion für die Quersteife, vor allem bei simultaner Prüfung im künstlichen Meerwasser. Im Vergleich dazu konnte an Stumpfnähten kein Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden.
- Die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit bei kerbschärferen Details wird maßgeblich durch die Beschleunigung der Rissfortschrittsphase aufgrund der einwirkenden Korrosion während des Versuchs bestimmt. Dies zeigt sich vor allem an Proben für die die Rissfortschrittsphase den maßgeblichen Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt (geringes Spannungsniveau und hohe Lastspielzahl).
- Es zeigt sich ein grundsätzlicher Einfluss der vorherrschenden Beanspruchungsart axialer Zug und Biegebeanspruchung auf die mittleren Ermüdungsfestigkeiten. Dies konnte experimentell, sowie durch Anwendung des Kerbspannungskonzepts bestätigt werden. Die Beanspruchung aus Biegung führt für „wie geschweißte“ und HFH-nachbehandelte Proben zu höheren Mittelwerten der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zur axialen Beanspruchung. Allerdings zeigt sich bei den biegebeanspruchten Proben eine erhöhte Streuung der Versuchswerte. Dies führt bei der Auswertung mit fester Neigung (WG mit $m = 3$, HFH mit $m = 5$) zu vergleichbaren Fraktilwerten der Ermüdungsfestigkeit sowohl für die axiale als auch für die Biegebeanspruchung.

Korrosionsverfahren

- Die SSN (Salzsprühnebelanlage) wurde als geeignetes Laborverfahren zur Abbildung des Effekts der realen Korrosion in der Spritzwasserzone auf die Oberflächenrauheit bestätigt. Damit wurde die Oberflächenrauheit, die sich nach einem Jahr unter realen Bedingungen in Spritzwasserzone von Meerwasser bildet, in kurzer Zeit (15 Tage SSN \approx 1 Jahr reale Bedingungen) erzeugt. Allerdings weist die SSN-Methode eine geringere Dickenabtragsrate auf (ca. $60 \mu\text{m} / 10$ Tage, 100 Tage SSN \approx 1 Jahr RB).
- Die Auslagerung in künstlichem Meerwasser (KMW) kann die real entstehenden Oberflächenrauheiten in der Spritzwasserzone nicht abbilden. Zudem ist ein Wanddickenabtrag in einem vertretbaren Zeitraum nicht realisierbar (ca. $20 \mu\text{m} / 10$ Tage, 370 Tage KMW \approx 1 Jahr RB).
- Der Elektrolytische Versuchsaufbau (EK) kann in kurzer Zeit einen signifikanten Dickenabtrag, aber keine ausreichend hohe Oberflächenrauheit erzeugen: Dickenabtragsrate ist ca. $680 \mu\text{m} / 5$ Tage (4 Tage EK \approx 1 Jahr RB).

6.2 Potential der HFH-Verfahren für den Einsatz an Offshore-Strukturen

In dem vorliegenden Forschungsvorhaben wurde die Wirksamkeit der höherfrequenten Hämmerverfahren unter den beschriebenen Korrosionseinflüssen untersucht und ein Berechnungsvorschlag für die betrachteten Konstruktionsdetails erarbeitet.

Im Rahmen der Bemessung von Offshore Tragstrukturen wird häufig der Ermüdungsfestigkeitsnachweis für die Dimensionierung der Tragwerksteile maßgebend. Durch den Einsatz von HFH-Verfahren wird die Ermüdungsfestigkeit des Kerbdetails erhöht. Eine rechnerisch ansetzbare Berücksichtigung dieser Wirkung in Form von erhöhten Festigkeitswerten ermöglicht die Reduzierung der Blechdicken die für den Nachweis der Ermüdungssicherheit erforderlichen sind.

Um das Einsparpotential für den Einsatz im Offshore-Bereich aufzuzeigen, erfolgen Berechnungen für eine typische Stumpfnahthverbindung in Form einer DV-Schweißnaht, wie diese an der Tragstruktur eines „Monopiles“ zum Einsatz kommt (siehe Abbildung 77).

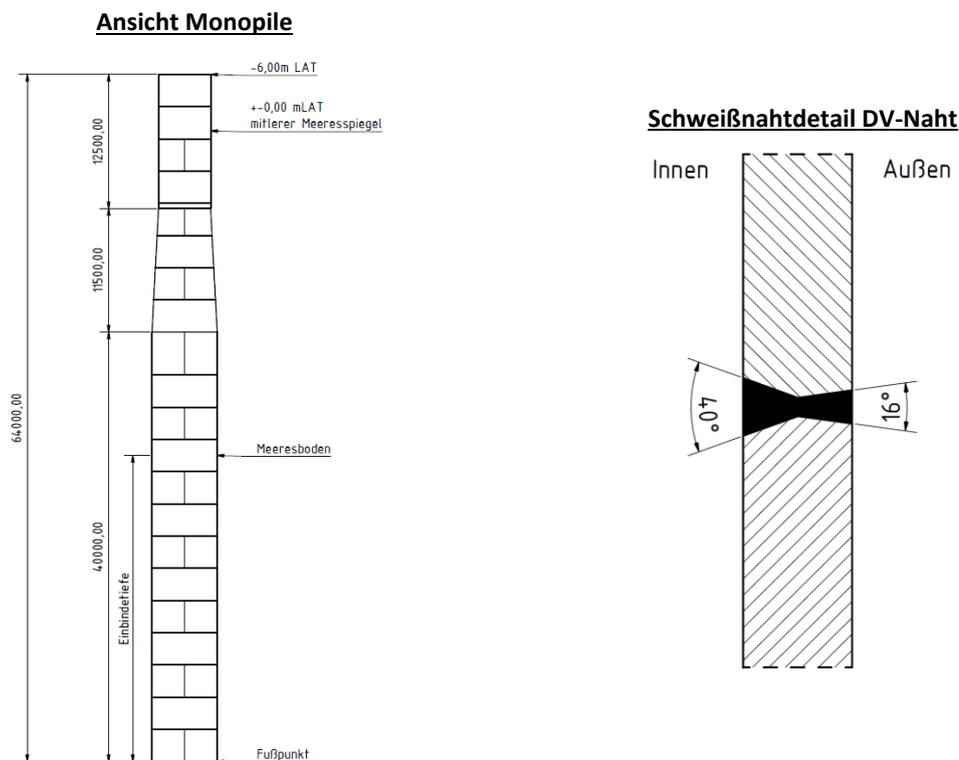


Abbildung 77: Schemaskizze für die Offshore Tragstruktur „Monopile“ (links) und Schweißnahtdetail DV-Naht (rechts)

Es werden die Zustände wie geschweißt und HFH-behandelt und die aus der Bemessung der Ermüdungssicherheit resultierenden Blechdicken gegenübergestellt. Den Berechnungen wird dabei ein synthetisches Lastkollektiv zugrunde gelegt, welches in Form und Umfang einer typischen Beanspruchungssituation von OWEA entspricht. Der Vergleich erfolgt unter Annahme einer rechnerischen Schädigung von 1,0 für beide Berechnungsvarianten. Die Berechnungen erfolgen unter Berücksichtigung der Blechdickenkorrektur aus [22] sowie dem Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_{m,F} = 1,25$.

Für den Fall wie geschweißt wird die Kerbfallklasse 90 nach EC3 [5] gewählt. Die Neigung ergibt sich zu $m = 3$ bis zu einer Lastwechselzahl von $N = 5 \cdot 10^6$, anschließend erfolgt eine Neigungsänderung zu $m = 5$ bis zu einer Lastwechselzahl von $N = 10^8$.

Für den Fall HFH-behandelt ist eine Erhöhung auf die Kerbfallklasse 160 nach IIW [68] möglich. Diese Kerbfallklasse konnte im Rahmen dieses Projektes, auch unter dem Einfluss einer korrosiven Umgebung, bestätigt werden. Die Neigung wird in Anlehnung an IIW [68] zu $m = 5$ bis zu einer Lastwechselzahl von $N = 10^7$, mit anschließender Änderung der Neigung zu $m = 9$ bis zu einer Lastwechselzahl von $N = 10^8$ gewählt.

Die Tabelle 24 enthält die Randbedingungen der Vergleichsrechnung und die aus dem Ermüdungsnachweis resultierenden Blechdicken beider Bemessungsansätze bei gleicher rechnerischer Schädigung von 1,0. Es zeigt sich, dass die Blechdicke durch die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von 74 mm auf 32 mm reduziert werden konnte. Dies entspricht einer Reduktion der rechnerisch erforderlichen Blechdicke von 57%.

Eine statische Nachweisführung wird im Rahmen dieser Betrachtung außer Acht gelassen. Diese kann im Rahmen einer Dimensionierung maßgebend werden.

Tabelle 24: Gegenüberstellung der aus dem Ermüdungsnachweis resultierenden Blechdicken am Beispiel Stumpfnah wie geschweißt und HFH-behandelt

Kerbdetail und Zustand	Bemessungswert der Kerbfallklasse $\Delta\sigma_{c,95\%}$ bei $N_c = 2 \cdot 10^6$	Rechnerische Schädigung	Blechdicke
Stumpfnah wie geschweißt	90 N/mm ²	1,0	74 mm
Stumpfnah HFH-behandelt	160 N/mm ²	1,0	32 mm

6.3 Ergebnistransfer in die Wirtschaft

Maßnahmen A: Projektbegleitender Ausschuss PbA

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Der Detaillierungsgrad der Untersuchungen sowie die Forschungsergebnisse sollen fortlaufend im PbA ausführlich diskutiert werden.	A1: Projektbegleitender Ausschuss in München; Projektstart, Meeting zur Vorstellung des Projektes in München	12/02/2015
	A2: Gemeinsame Arbeitskreissitzung des DVS in Freiburg	25/03/2015
	A3: Gemeinsame Arbeitskreissitzung des DVS in Darmstadt	03/11/2015
	A4: Sitzung der projektbegleitenden Ausschusses in Karlsruhe	22/02/2016
	A5: Gemeinsame Arbeitskreissitzung des DVS in Berlin	03/05/2016
	A6: Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses in München	06/11/2016
	A7: Sitzung des projektbegleitenden Ausschusses in Karlsruhe	03/04/2017
	A8: Gemeinsame Arbeitskreissitzung des DVS in Braunschweig	02/05/2017
	A9: Sitzung der projektbegleitenden Ausschusses in München; Abschlusspräsentation und Diskussion der Ergebnisse	14/11/2017
	A10: Gemeinsame Arbeitskreissitzung des DVS in Dresden; Abschlusspräsentation und Diskussion der Ergebnisse	23/11/2007

Maßnahmen B: Kontaktaufnahme mit interessierten Unternehmen außerhalb des PbA

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Kontinuierlicher und zielgerichteter Transfer der Ergebnisse durch den engen Kontakt der Forschungsstellen zu einer Vielzahl von Unternehmen, Behörden und Planungsbüros.	B1: Informationen im Rahmen der regelmäßig stattfindenden Fremdüberwachungen bzw. weiterer Industriekontakte.	seit 01/01/2015
	B2: Ausgabe des Abschlussberichts an interessierte Unternehmen, die im Bereich der Forschungsschwerpunkte tätig sind.	01/04/2018

Maßnahmen C: Publikation der Ergebnisse durch Veröffentlichungen in Fachzeitschriften

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	C1: International Journal of Fatigue	Entwurf fertig gestellt 12/2017
	C2: International Journal of Fatigue	geplant 01/05/2018
	C3: International Journal of Fatigue	geplant 01/07/2018
	C4: Stahlbau	geplant 01/09/2018

Maßnahmen D: Publikation der Ergebnisse durch Beiträge bei Tagungen und Kongressen

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	D1: BAW Kolloquium – Korrosionsschutz und Tragfähigkeit bestehender Stahlwasserbauverschlüsse in Karlsruhe	08-09/02/2017
	D2: EUROMAT 2017 – European Congress on Advanced Materials and Processes in Thessaloniki	17-22/09/2017
	D3: EUROCORR 2017 – The Annual Congress of the European Federation of Corrosion in Prague	04-06/09/2017
	D4: Münchener Stahlbautage 2017	09-10/11/2017
	D5: DAST-Forschungskolloquium 2018	06-07/03/2018

Maßnahmen E: Publikation der Ergebnisse auf der Projekthomepage

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Ergebnistransfer in Wirtschaft und Wissenschaft	E1: Projektbegleitende Homepage zur Information des PbA	seit 01/01/2015
	E2: Dokumentation der Forschungsergebnisse auf einer frei zugänglichen Homepage	seit 01/03/2015

Maßnahmen F: Vorstellung der Ergebnisse in anderen Fach- bzw. Branchenverbänden

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Ergebnistransfer in weitere Verbände	F1: Transfer durch Mitgliedschaft in den DVS Arbeitsgruppen AGQ.1 und AGQ1.1	ab 01/03/2018
	F2: Transfer durch Mitarbeit der Forschungsstellen im ECCS Technical Committee 6 (TC6) – Fatigue	ab 01/03/2018

Maßnahmen G: Übernahme in Lehre und Ausbildung

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Das KIT und die HSM bilden Ingenieure in Bachelor- und Masterstudiengängen aus. Die Ergebnisse werden in den entsprechenden Vorlesungen vorgestellt. Weiterhin werden mehrere Bachelor- und Masterarbeiten sowie eine Promotion entstehen.	G1: Zwei Masterarbeiten an der Hochschule München unter den Titeln: „Rissfortschrittsverhalten von HFH nachbehandelten Schweißnähten unter Korrosionsermüdung“ und „Einfluss korrosiver Medien auf das Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Schweißverbindungen - Numerische Untersuchung und Beurteilung durch das Kerbspannungskonzept“	seit 01/01/2015
	G2: Übernahme in die akademische Lehre im KIT; Lehrveranstaltung <i>“Stahlwerkstoffe, Schweißtechnik und Ermüdung”</i>	ab 01/03/2017
	G3: Teile des vorliegenden Berichts sind in der Dissertation „Finite Element Simulation of High Frequency Hammer Peening“ enthalten	In Bearbeitung – Fertigstellung voraussichtlich 2018
	G4: Teile des vorliegenden Berichts werden in der Dissertation „Zum Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Schweißverbindungen unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses“ enthalten sein	In Bearbeitung – Fertigstellung voraussichtlich 2020

Maßnahmen H: Mittel- und langfristige Umsetzung der Ergebnisse

Ziel	Rahmen	Zeitraum
Erstellung von Bemessungsempfehlungen und Einbringung in Regelwerke	H1: Umsetzung von Pilotprojekten zum Aufzeigen des Potentials der HFH-Verfahren in korrosiver Umgebung	geplant in 2018
	H2: Beitrag zur Entwicklung einer DVS-Richtlinie	in Bearbeitung
	H2: Mitarbeit der Forschungsstellenleiter in verschiedenen nationalen und internationalen Normungsgremien	seit 01/01/2015
	H2: Aufnahme der Ergebnisse in eine DAST-Richtlinie für HFH	in Bearbeitung

6.4 Einschätzung zur Realisierbarkeit des vorgeschlagenen und aktualisierten Transferkonzepts

Es konnten bereits während der Projektlaufzeit Maßnahmen zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft und Wissenschaft erfolgreich durchgeführt werden. Durch die Zusammensetzung des projektbegleitenden Ausschusses war ein kontinuierlicher Wissenstransfer der Forschungsstellen mit planenden und ausführenden Unternehmen, ebenso wie mit Behörden und Zertifizierern, gewährleistet. Der fachliche Austausch wird auch nach Abschluss des Vorhabens fortgeführt. Parallel dazu wird der von den Projektergebnissen profitierende Nutzerkreis um weitere interessierte Unternehmen und Institutionen ergänzt.

Weitere Transfermaßnahmen zur Verwertung und Verbreitung der erzielten und aufbereiteten Projektergebnisse sind im Anschluss an das Projekt vorgesehen. Diese werden im vorherigen Kapitel beschrieben.

Durch die Umsetzung der genannten Transfermaßnahmen werden die Anforderungen zum Ergebnistransfer in die Wirtschaft und insbesondere zu kleinen und mittleren Unternehmen erfüllt.

6.5 Darstellung des wissenschaftlich-technischen und wirtschaftlichen Nutzens der erzielten Ergebnisse insbesondere für KMU sowie ihres innovativen Beitrags und ihrer industriellen Anwendungsmöglichkeiten

Im Rahmen dieses Forschungsvorhabens wurde die Wirksamkeit der HFH-Nachbehandlung an Konstruktionsdetails in korrosiver Umgebung untersucht und anhand der erzielten Ergebnisse ein Bemessungsvorschlag entwickelt. Die praktische Umsetzung von neuen und innovativen Verfahren im Bauwesen setzt eine normative Regelung voraus. Eine bauaufsichtliche Regelung in Form einer Norm oder Richtlinie zur Berechnung und Quantifizierung der erzielbaren Effekte durch eine HFH-Behandlung, unter Berücksichtigung beeinflussender Umgebungsbedingungen, ist für die Anwendung im Bauwesen daher dringende Voraussetzung. In Anwendungsbereichen wie dem Maschinen- oder Schiffsbau, die keiner bauaufsichtlichen Regelung unterliegen, ist eine direkte Anwendung der Erkenntnisse möglich. Durch die im Vorhaben erzielten Ergebnisse ist somit ein wissenschaftlich-technischer Nutzen gegeben.

Durch den Einsatz der Ergebnisse bei der Planung von Tragstrukturen von OWEA profitieren vor allem KMU der Offshore-Industrie und des Stahlhochbaus. Anhand der Erarbeitung und praxisgerechten Aufbereitung der gewonnenen Erkenntnisse wird für die KMU eine Basis für zeit- und kostenreduzierte Planung sowie Einschätzung geschaffen und gleichzeitig ein sicherer Einsatz der Verfahren gewährleistet. Damit wird den kleinen und mittleren Unternehmen die Möglichkeit geboten sich einen Vorteil in dem harten Wettbewerb zu Großunternehmen, u.a. des Massivbaus, zu schaffen. Darüber hinaus werden die Unternehmen der stahlerzeugenden und stahlverarbeitenden Industrie profitieren. Durch den Einsatz höherfrequenter Hämmerverfahren wird zum einen die Marktstellung des Werkstoffes Stahl für den Einsatz von Tragstrukturen in maritimer Umgebung gestärkt und zum anderen kann die (Rest-) Nutzungsdauer von Stahlkonstruktionen gesteigert werden.

Ebenfalls profitieren die Hersteller und Entwickler der HFH-Verfahren. Bei diesen handelt es sich vor allem um in Deutschland ansässige KMU. Durch die Möglichkeit die HFH-Verfahren in den genannten Anwendungsfeldern einsetzen zu können, erlangen die Hersteller der HFH-Verfahren einen deutlichen Wettbewerbsvorteil. Der bisher stark eingeschränkte Einsatzbereich für HFH-Nachbehandlungen in Branchen, die diese Verfahren auf eigene Verantwortung und ohne gültiges Regelwerk bzw. ohne Zustimmung einer Zertifizierungsgesellschaft einsetzen können, wird deutlich erweitert. So bieten sich neue Märkte für den Absatz von HFH-Geräten sowie der Dienstleistung der HFH-Anwendung.

Die Wettbewerbsfähigkeit des Baustoffs Stahl wird durch die erzielten Ergebnisse ebenso gestärkt. Konstruktionen aus Stahl werden häufig wechselnden Belastungen ausgesetzt, die zur Bauteilermüdung und damit zu einer durch die Betriebsfestigkeit begrenzten Lebensdauer führen können. Bei der Bemessung ermüdungsbeanspruchter Konstruktionen nach EN 1993 Teil 1-9 wird der Nachweis der Ermüdungssicherheit oft maßgebend und bestimmt häufig die einzusetzenden Blechstärken. Dies führt wiederum oftmals zu einem unwirtschaftlichen Materialeinsatz, sowohl für Konstruktion aus normal- als auch für Konstruktionen aus hochfesten Stählen. Durch den Einsatz höherfrequenter Hämmerverfahren lässt sich die Ermüdungsfestigkeitssteigerung kritischer Kerbdetails steigern. Die Berücksichtigung dieser Effekte bei der Bemessung ermöglicht eine ressourcenschonende Konzeption von Stahltragwerken, die neben wirtschaftlichen Vorteilen auch einen Beitrag zur Nachhaltigkeit im Bauwesen leistet. Gerade zur Stärkung der Konkurrenzfähigkeit von KMU ist eine wirtschaftliche Bemessungsvorschrift Voraussetzung.

Da der Einfluss einer korrosiven Umgebung auf das Ermüdungsverhalten HFH- nachbehandelter Kerbdetails zuvor nicht untersucht wurde, können durch die erzielten Ergebnisse die bestehenden Einwände für den baupraktischen Einsatz bei OWEA seitens der Genehmigungsstellen geklärt werden. Die gewonnenen wissenschaftlichen Erkenntnisse dienen zudem als Grundlage für weitere Forschungsarbeiten in den Bereichen der Nachbehandlung und Korrosion im Stahlbau. Anhand darauf aufbauender Untersuchungen können allgemein gültige Bemessungsvorschriften entstehen und den praktischen Einsatz im Bauwesen für den erweiterten Anwenderkreis ermöglichen.

6.6 Offene Fragen und weitere Forschung

Nach dem Abschluss des aktuellen Forschungsvorhabens bleiben folgende Punkte in Bezug auf die Ermüdung von HFH-nachbehandelten Proben unter Korrosion noch offen:

Es konnte eine ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung der HFH-Nachbehandlung an geschweißten Kerbdetails unter den betrachteten korrosiven Einflüssen festgestellt werden. Auf Basis der im Projekt gewonnenen Erkenntnisse konnte weiterer Forschungsbedarf im Hinblick auf die Wirksamkeit von HFH in korrosiver Umgebung identifiziert werden. Neben der Betrachtung des Langzeitkorrosionsverhaltens mit Hilfe von Untersuchungen zu erhöhtem Blechdickenabtrag, sind weitere Analysen zum Kerbschärfen- und Blechdickeneinfluss notwendig.

Folgende Untersuchungen zur Wirksamkeit von HFH in korrosiver Umgebung für den Einsatz an Offshore-Bauwerken werden von den Autoren als notwendig angesehen:

- Der Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der HFH-nachbehandelten Proben bei signifikantem Dickenabtrag $\Delta d \gg 0,1$ mm, der vermutlich einen Abbau der HFH-Eigenspannungen verursachen kann. Laut Eigenspannungsmessungen aus der Literatur und numerischen Untersuchungen im aktuellen Projekt liegen die HFH-Druckeigenspannungen in einer Tiefe von 1,2 bis 2,0 mm. Der Einfluss von unterschiedlichem Dickenabtrag auf die Druckeigenspannungsfelder muss quantifiziert werden.
- Die einzelnen Laborverfahren können nicht alle Effekte der realen Korrosion abbilden. Alternativ wird eine sequentielle Verwendung der drei Verfahren vorgeschlagen, um realistische Ergebnisse zu erzeugen. Zunächst könnte durch das Eintauchen der Proben im EK eine maßgebliche Dickenreduktion erzeugt werden. Anschließend könnten die Proben in einer SSN gelagert werden, so dass die Oberflächenrauheit auf ein unter realer Korrosion in Meerwasser auftretendes Maß erhöht wird. Dann können die Proben im künstlichen Meerwasser (KMW) simultan auf Ermüdung geprüft werden, damit der Einfluss des korrosiven Mediums auf das Risswachstum abgebildet wird. Der vorgeschlagene Ansatz ist in Abbildung 78 dargestellt.
- Zudem müssen weitere Kerbdetails untersucht werden, da der Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit mit der Kerbschärfe korreliert. Im aktuellen Projekt war der Einfluss der Korrosion auf die Quersteifen maßgebend, da die für die unkorrodierte HFH-nachbehandelte Quersteife vom IIW vorgesehene Kerbfallklasse 140 nicht eingehalten wurde [68]. Die für Stumpfnähte angegebene Kerbfallklasse 160 wurde jedoch bestätigt.
- Der Blechdickeneinfluss sollte auch untersucht werden, da bei OWEA deutlich größere Wanddicken eingesetzt werden, als bisher experimentell untersucht.

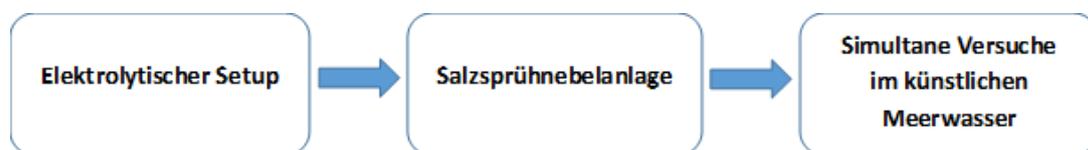


Abbildung 78: Vorgeschlagene Methode zur Simulation der langfristigen realen Korrosion in der Spritzwasserzone

Danksagung an den Projektbegleitenden Ausschuss

In diesem Bericht sind die Ergebnisse des Forschungsprojekts „Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses“ zusammengefasst, das durch die Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Institut für Technologie und dem Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München durchgeführt wurde.

Für die Betreuung und Förderung sei der Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e.V. des DVS insbesondere dem Fachausschuss 9 "Konstruktion und Festigkeit" herzlich gedankt.

Allen Firmen, die Probekörper und Werkstoffe zur Verfügung gestellt haben, sei an dieser Stelle ebenfalls gedankt. Außerdem bedanken wir uns für interessante Diskussionen und Anregungen bei den Mitgliedern des projektbegleitenden Ausschusses:

Dr.-Ing. Falko Schröter	Aktien-Gesellschaft der Dillinger Hüttenwerke
Dr.-Ing. Tobias Lehnert	Aktien-Gesellschaft der Dillinger Hüttenwerke
Dr.-Ing. Jürgen Rudolph	AREVA
Dr.-Ing. Matthias Baeßler	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
Dipl.-Ing. Thomas Hesse	Bundesanstalt für Wasserbau
Dipl.-Ing. Olaf Rick	Cowi
Dr.-Ing. Jörg Rörup	DNV GL - Maritime
Dipl.-Ing. Adrian Kahl	DNV GL - Maritime
Dr.-Ing. Hubertus von Selle	DNV GL - Maritime
Dr.-Ing. Gerd Telljohann	DYNATEC Gesellschaft für CAE und Dynamik mbH
Dipl.-Ing. Michael Neher	HIFIT Vertriebs GmbH iG
Prof. Dr. Hans Detlev Ibach	Hochschule Koblenz
Dr.-Ing. Matthias Behrens	IGH Eriksen
Prof. Dr.-Ing. Ömer Bucak	Ingenieurbüro IBUKO
Prof. Dr.-Ing. Michael Siems	Ingenieursozietät Peil, Ummenhofer und Partner
Prof. Dr.-Ing. Milad Mehdiانpour	IPU Ingenieurgesellschaft Berlin mbH
Dr.-Ing. Oliver Fleischer	KoRoH GmbH
Dr.-Ing. Ioannis Retzepis	Krebs und Kiefer –Beratende Ingenieure für das Bauwesen GmbH
Dipl.-Ing. Klaus Hahn	Maurer SE
Dr.-Ing. Sigurd Weise	Offshore Wind Technologie GmbH
Peter Gerster	Pitec GmbH
Frank Schäfers	Pitec GmbH
Dipl.-Ing. Thomas Stäter	Schachtbau Nordhausen
Dipl.-Ing. Matthias Apel	Schachtbau Nordhausen
Prof. Dr.-Ing. Christian Schuler	Schuler, Ingenieurbüro für Bautechnik
Dr.-Ing. Marc Seidel	Siemens Wind Power
Dipl.-Ing. Stephan Scherf	Vallourec
Dr.-Ing. Rupert Egger	Voestalpine Grobblech GmbH
M. Sc. Stefan Oehler	Voestalpine Grobblech GmbH

Zusammenfassung und Ausblick

Die Effektivität der HFH-Nachbehandlung (Hochfrequentes Hämmerverfahren) zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Stumpfnähten und Quersteifen in korrosiver Umgebung wurde experimentell und numerisch untersucht.

Im experimentellen Teil wurden sequentielle und simultane Versuche durchgeführt. Im Rahmen der sequentiellen Versuche wurden Proben in einer Salzsprühnebelanlage vorkorrodieren. Anschließend wurden Ermüdungsversuche an Luft durchgeführt. Um den Einfluss der Beanspruchungsart zu untersuchen, wurden Ermüdungsversuche unter axialer Zug- und Biegebelastung durchgeführt. Bei den simultanen Versuchen wurden Proben im künstlichen Meerwasser unter Biegung getestet. Die Versuche bestätigen, dass bei statistischer Auswertung der Einfluss vernachlässigbar ist. In beiden Fällen wurden auch Rastlinienversuche durchgeführt, um die Rissfortschrittgeschwindigkeit zu bestimmen. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche zeigen eine deutliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch die HFH-Nachbehandlung auch in korrosiver Umgebung.

Anhand der experimentellen Ergebnisse wurde ein Bemessungskonzept für die Bemessung von HFH-nachbehandelten Quersteifen und Stumpfnähten in korrosiver Umgebung entwickelt. Die korrodierten Stumpfnähte und Quersteifen wurden in die Kerbfallklassen 160 bzw. 125 mit Neigung $m = 5$ eingeteilt.

Für die angewandten Laborverfahren zum Korrodieren der Proben (künstliches Meerwasser, Salzsprühnebelanlage, elektrolytischer Abtrag) konnten Empfehlungen ausgearbeitet werden, um einen gewünschten Dickenabtrag und die gewünschte Oberflächenrauheit, im Vergleich zu der Korrosion unter realen Bedingungen in der Spritzzone, erzielen zu können.

Im numerischen Teil wurden eine Schweißsimulation und eine Simulation des HFH-Verfahrens mithilfe der FE-Methode durchgeführt, um die Eigenspannungen zu berechnen. Damit könnte auch der Einfluss des Dickenabtrages auf die Eigenspannungen im wie geschweißten und HFH-nachbehandelten Zustand bestimmt werden.

Zudem wurde das Kerbspannungskonzept als lokales Nachweisverfahren eingesetzt, um die Anwendbarkeit der in den Regelwerken vorhandenen Berechnungsvorschläge für wie geschweißte und HFH-behandelte Konstruktionsdetails in korrosiver Umgebung zu prüfen. Auf Basis der Versuchsergebnisse konnte mit Hilfe der ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien die Einstufung in die FAT-Klasse 320 für HFH bestätigt werden. Für unbehandelte Schweißnähte sind hingegen Anpassungen der FAT-Klasse 225 aufgrund der Korrosion notwendig.

Literaturverzeichnis

- [1] Deutsche WindGuard GmbH; *Halbjahr 2015. Status des Offshore-Windenergieausbaus in Deutschland*, Technischer Bericht, Varel, 2015.
- [2] Fraunhofer-ISE; *Levelized Cost of Electricity Renewable Energy Technologies*, Technischer Bericht, Freiburg, 2013.
- [3] Suresh, S; *Fatigue of Materials*, 2nd Edition, Cambridge University Press, Cambridge, 2004.
- [4] DNVGL-ST-0126, *Support Structures for Wind Turbines*, April 2016.
- [5] DIN EN 1993-1-9:2010-12; Eurocode 3: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*.
- [6] FKM-Richtlinie; *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile 6*, 2012.
- [7] DIN EN 1993-5/NA:2010-12; Eurocode 3: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 5: Pfähle und Spundwände*.
- [8] Ummenhofer, T.; *REFRESH: Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen*, Abschlussbericht D 761, KIT Stahl- und Leichtbau, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Karlsruhe, 2009.
- [9] Ummenhofer, T., Herion, S., Puthli, R., Weidner, P.; *Effects of Post Weld Treatment and Loading Condition on the Fatigue Life of Ultra High Strength Steels*, *Proceedings of the Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference*, Maui, Hawaii, June 19-24, 2011.
- [10] Weich, I., Ummenhofer, T., Nitschke-Pagel, T., Dilger, K., Eslami, H.; *Fatigue Behaviour of Welded High-Strength Steels after High Frequency Mechanical Post-Weld Treatments*, *Welding in the World* **53** (11-12), 322-332, 2009.
- [11] Leitner, M., Stoschka, M., Schanner, R., Eichlseder, W.; *Influence of High Frequency Peening on Fatigue of High-Strength Steels*, *FME Transactions* **40**, 99-104, 2012.
- [12] Ummenhofer, T., Weidner, P., Zinke, T.; *New and Existing Bridge Constrictions – Increase of Fatigue Strength of Welded Joints by High Frequency Mechanical Impact Treatment*. *International Scientific Conference Road Research and Administration, "CAR 2013"*, Bucharest, 4-5th July, 2013.
- [13] Ummenhofer, T., Weich, I., Nitschke-Pagel, T.; *Lebens- und Restlebensdauererlängerung geschweißter Windenergieanlagentürme und anderer Stahlkonstruktionen durch Schweißnahtnachbehandlung*, *Stahlbau* **74** (6), 412-422, 2005.
- [14] Le Quilliec, G., Lieurade, H.-P., Bousseau, M., Drissi-Habti, M., Inglebert, G., Macquet, P., Jubin, L.; *Fatigue Behaviour of Welded Joints Treated by High Frequency Hammer Peening: Part II, Numerical Study*, IIW Commission XIII, *Doc. XIII -2395-11*, 2011.
- [15] Mangerig, I., Kroyer, R., Koller, M.; *Experimental and Numerical Analyses of the Effectiveness of High-Frequency Peening Processes*, *Steel Construction* **10** (1), 54-66, 2017.
- [16] Foehrenbach, J., Hardenacke, V., Farajian, M., Luke, M.; *Fatigue Life Calculation of High Frequency Mechanical Impact (HFMI) Treated Welded Joints by means of Numerical Process Simulation and Critical Plane Approaches*, IIW Commission XIII, *Doc. XIII-2637-16*, 2016.
- [17] Foehrenbach, J., Hardenacke, V., Farajian, M.; *High Frequency Mechanical Impact Treatment (HFMI) for the Fatigue Improvement: Numerical and Experimental Investigations to describe the Condition in the Surface Layer*, *Weld World* **60** (4), 749–755, 2016.
- [18] Ummenhofer, T., Gkatzogiannis, S., Weidner, P.; *Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit von Konstruktionen des Stahlwasserbaus*, *Tagungsband BAW Kolloquium - Korrosionsschutz und Tragfähigkeit bestehender Stahlwasserbauverschlüsse. 8. und 9. Februar 2017*, 80-86, Karlsruhe, 2017.

- [19] Ummenhofer, T., Knödel, P., Rohr, K; *Stahlwerkstoffe, Schweißtechnik und Ermüdung Teilmodul Schweißtechnik*, Lehrstuhl für Stahl und Leichtmetallbau, Skript, 2017.
- [20] Radaj, D., Vormwald, M; *Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure*, Dritte Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- [21] Kou, S; *Welding Metallurgy*, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2003.
- [22] Hobbacher, A.; *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*, IIW Commission XIII, Doc. XIII-2151r4-07/XV-1254r4-07, 2008.
- [23] Knoedel, P., Gkatzogiannis, S. and Ummenhofer, T.; Practical Aspects of Welding Residual Stress simulation. *Journal of Constructional Steel Research* **132**, 83–96, 2017.
- [24] Kolitsch, S., Gaenser, H.-P., Pippan, R.; Determination of Crack Initiation and Crack Growth Stress-Life Curves by Fracture Mechanics Experiments and Statistical Analysis, *Proceedings of the 21st European Conference on Fracture, ECF21*, 20-24 June 2016, Catania, Italy, *Procedia Structural Integrity* **2**, 3026-3039, 2016.
- [25] Cho, J. R., Lee, B. Y., Moon, Y. H., Van Tyne, C. J.; Investigation of Residual Stress and Post Weld Heat Treatment of Multi-pass Welds by Finite Element Method and Experiments, *Journal of Materials Processing Technology* **155–156**, 1690–1695, 2004.
- [26] Haagensen, J. P., Maddox, S.; *IIW Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures*, IIW Commission XIII, Doc. XIII-1815-00, 2001.
- [27] Prokopenko, G.I., Lyatun, T.A.; Study of Surface Hardening Conditions by Means of Ultrasound, *Physics and Chemistry of Material Processing* **3**, 91, 1977.
- [28] Statnikov, E., Zhuravlev, L. V., Alekseev, A. F.; Ultrasonic Head for Strain Hardening and Relaxation Treatment (in Russian), USSR Inventor's Certificate No. 472782, *Byull. Izobret.* **21**, 1975.
- [29] Telljohann, G., Dannmeyer, S.; HiFIT – Hämmerverfahren zur Nachbehandlung geschweißter Stahlkonstruktionen, *Stahlbau* **77**, 761-763, 2010.
- [30] Telljohann, G., Dannmeyer, S.; HiFIT – Technische Entwicklung und Anwendung. *Stahlbau* **78** (9), 622-626, 2009.
- [31] Kuhlmann, U.; *Experimentelle Untersuchungen zur ermüdungssteigernden Wirkung des PIT-Verfahrens*, Versuchsbericht, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Schwerpunkte: Stahlbau, Holzbau und Verbundbau, 2009.
- [32] Dürr, A.; *Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung*, Dissertation, Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften der Universität Stuttgart, 2006.
- [33] Yildirim, H. C., Marquis, G. B., Barsoum, Z.; Fatigue Assessment of High Frequency Mechanical Impact (HFMI)-Improved Fillet Welds by Local Approaches. *International Journal of Fatigue* **52**, 57-67, 2013.
- [34] Weidner, P., Herion, S., Puthli, R., Ummenhofer, T.; Lebensdauererlängerung von geschweißten Verbindungen aus Rundhohlprofilen. *Stahlbau* **80** (7), 502-512, 2011.
- [35] Leitner, M., Stoschka, M., Eichseder, W.; Fatigue Enhancement of Thin-Walled, High-Strength Steel Joints by High-Frequency Mechanical Impact Treatment. *Weld World* **58** (1), 29-39, 2013.
- [36] P. Weidner, P., Mehdiانpour, M., Ummenhofer, T.; Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfnähte von Kreishohlprofilen, *Stahlbau* **85** (9), 620-629, 2016.

- [37] Ting, W., Dongpo, W., Lixing, H., Yufeng, Z.; Discussion on Fatigue Design of Welded Joints Enhanced by Ultrasonic Peening Treatment (UPT). *International Journal of Fatigue* **31**, 644-650, 2009.
- [38] Berg, J., Stranghoener, N.; Fatigue Strength of Welded Ultra High Strength Steels Improved by High Frequency Hammer Peening. *Procedia Materials Science* **3**, 71 – 76, 2014.
- [39] Nitschke-Pagel, T., Dilger, K., Eslami, H., Weich, I., Ummenhofer, T.; Residual Stresses and Near Surface Material Condition of Welded High Strength Steels after High Frequency Mechanical Post-Weld Treatments, IIW Commission XIII, *Doc. XIII-2153-07*, 2007.
- [40] Weich, I., Ummenhofer, T., Nitschke-Pagel, T., Dilger, K., Eslami, H.; Fatigue Behaviour of Welded High-Strength Steels after High Frequency Mechanical Post-Weld Treatments, *Welding in the World* **53** (11-12), 322-332, 2009.
- [41] Yildirim, H. C., Marquis, G. B.; A Round Robin Study of High-Frequency Mechanical Impact (HFMI)-Treated Welded Joints subjected to Variable Amplitude Loading, *Weld World* **57**, 437-447, 2013.
- [42] Yildirim, H. C., Marquis, G. B.; Overview of Fatigue Data for High Frequency Mechanical Impact Treated Welded Joints, *Weld World* **56** (7-8), 82-96, 2013.
- [43] Marquis, G., Mikkola, E., Yildirim, H.; Fatigue Strength Improvement of Steel Structures by High-Frequency Mechanical Impact: Proposed Fatigue Assessment Guidelines. *Weld World* **57**, 803-822, 2013.
- [44] Yildirim, H., Marquis, G.; Fatigue Strength Improvement Factors For High Strength Steel Welded Joints Treated By High Frequency Mechanical Impact, *International Journal of Fatigue* **44**, 168-176, 2012.
- [45] Ummenhofer T., Weidner, P.; Improvement Factors for the Design of Welded Joints subjected to High Frequency Mechanical Impact Treatment, *Steel Construction* **6** (3), 191-199, 2013.
- [46] DIN EN ISO 8044:2015-12; *Korrosion von Metallen und Legierungen – Grundbegriffe (ISO 8044:2015); Dreisprachige Fassung*, 2015.
- [47] Revie, R. W., Uhlig, H. H.; *Corrosion and Corrosion Control – An Introduction to Corrosion Science and Engineering*, 4th Edition, John Wiley & Sons, Inc., Hoboken New Jersey, 2008.
- [48] Peeringa, J. M.; Fatigue Loading on a 5MW Offshore Wind Turbine due to the Combined Action of Waves and Current, The Science of Making Torque from Wind 2014 (TORQUE 2014), *J. Phys.: Conf. Ser.* **524**, 2014.
- [49] Adedipe, O., Brennan, F., Kolios, A.; Review of Corrosion Fatigue in Offshore Structures: Present Status and Challenges in the Offshore Wind Sector, *Renewable and Sustainable Energy Reviews* **61**, 141-154, 2016.
- [50] Itoga, H., Tokajij, K., Nakajima, M., Ko, H.-N.; Effect of Surface Roughness on Step-Wise S-N Characteristics in High Strength Steel, *International Journal of Fatigue* **25**, 379-385, 2003.
- [51] DIN EN ISO 9227; *Korrosionsprüfungen in künstlichen Atmosphären – Salzsprühnebelprüfungen (ISO 9227:2017); Deutsche Fassung EN ISO 9227:2017*, 2017.
- [52] ASTM D1141-98; *Standard Practice for the Preparation of Substitute Ocean Water*, 2013, American Section of the International Association for Testing Materials, Pennsylvania.
- [53] Montgomery, E. L., Curran, J. C., Calle, L. M., Kolody, M. R.; Timescale Correlation between Maritime Atmospheric Exposure and Accelerated Corrosion Testing, *NACE-11353, NACE International, CORROSION 2011, 13-17 March, Houston, Texas*, 2011.
- [54] Adedipe, O., Brennan, F., Kolios, A.; Corrosion Fatigue Load Frequency Sensitivity Analysis, *Maritime Structures* **45**, 115-136, 2015.

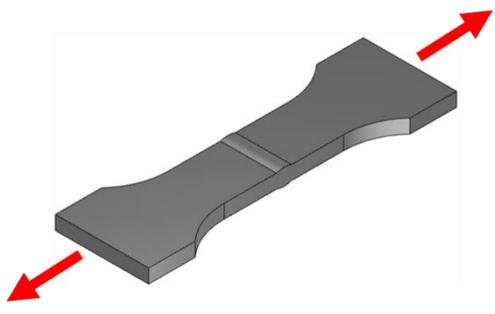
- [55] Palin-Luc, T., Perez-Mora, R., Bathias, C., Dominguez, G., Paris, P. C., Arana, J. L.; Fatigue Crack Initiation and Growth on a Steel in the Very High Cycle Regime with Sea Water Corrosion, *Engineering Fracture Mechanics* **77**, 1953-1962, 2010.
- [56] Thorpe, T. W., Scott, P. M., Rance, A., Silvester, D.; Corrosion Fatigue of BS 4360:50D Structural Steel in Seawater, *Int. J. Fatigue* **5** (3), 123-133, 1983.
- [57] Matsumoto, S. Yoshifumi, N., Shiga, C., Narumoto, A., Kikukawa, S.; Improvement of Corrosion Fatigue Strength of Cruciform Fillet Welded Joints of Steel Plates for Offshore Structures, *International Conference on Evaluation of Materials Performance in Severe Environments* **1**, Tokyo, Japan, 159-166, 1989.
- [58] Kirkhope, K., Bell, R., Caron, L, Basu, R. I., Mat, K.-T.; Weld Detail Fatigue Life Improvement Techniques. Part 1: Review, *Maritime Structures* **12**, 447-474, 1999.
- [59] Kirkhope, K., Bell, R., Caron, L, Basu, R. I., Mat, K.-T.; Weld Detail Fatigue Life Improvement Techniques. Part 2: Application to Ship Structures, *Maritime Structures* **12**, 477-496, 1999.
- [60] Statnikov, E.; *Applications of Operational Ultrasonic Impact Treatment (UIT) Technologies in Production of Welded Joints*, IIW Commission XIII, Doc. XIII - 1667-97, 1997.
- [61] Statnikov, E, Muktepavel, V. O., Vityazev, V. N.; *Comparison of the Improvement in Corrosion Fatigue Strength of Weld Repaired Maritime Cu 3-grade Bronze Propellers by Ultrasonic Impact Treatment (UIT) or Heat Treatment*, IIW Commission XIII, Doc. XIII - 1964 - 03, 2003.
- [62] Daavari, M., Vanini, S.; The Effect of Ultrasonic Peening on Service Life of the Butt-Welded High-Temperature Steel Pipes, *Journal of Materials Engineering and Performance* **24** (9), 3658-3665, 2015.
- [63] Sedlacek, G., Hobbacher, A., Nussbaumer, A., Stötzel, J.; 1st Draft of the Background Document prEN 1993-1-9:2005.
- [64] Euler, M., Kuhlmann, U.; Statistical Intervals for Evaluation of Test Data according to Eurocode 3 Part 1-9, 2019.
- [65] Maddox S.J.; *Allowance for bending in fatigue design rules for welded joints*, IIW XIIIU-2580-15, 2015.
- [66] Weich, I.; *Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands* (Dissertation), Technische Universität Braunschweig, 2009.
- [67] Ummenhofer, T. et al.; *Entwicklung einer DAST-Richtlinie für höherfrequente Hämmervorhaben*, Laufendes Forschungsvorhaben, 2013-2017.
- [68] Marquis, G. B., Barsoum, Z.; *IIW Recommendations for the HFMI Treatment – For Improving the Fatigue Strength of Welded Joints*. 1st Edition 2016. Singapore: Springer Singapore (IIW Collection), 2016.
- [69] Fricke, W; *IIW Recommendations for the Fatigue Assessment of Welded Structures by Notch Stress Analysis*, Woodhead Publishing Ltd., Cambridge, 2012.
- [70] Radaj, D., Sonsino, C. M.; *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten. Bd. 142, Fachbuchreihe Schweißtechnik*, Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren, DVS-Verlag, Düsseldorf, 2000.
- [71] DNV-GL Standard, DNVGL-RP-0416, *Corrosion protection for wind turbines*, Edition March 2016.
- [72] Breining, R.; Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Korrosionsbeanspruchte Maschinenbauteile, *IGF 14854*, **303**, Vorhaben Nr. 278, VDMA, Frankfurt am Main, 2009.
- [73] NORSOK STANDARD M-501, *Surface preparation and protective coating*, Edition 6, February 2012.
- [74] DIN EN ISO 12944-4:2016-07 – Entwurf, *Beschichtungssysteme - Korrosionsschutz von Stahlbauten durch Beschichtungssysteme - Teil 4: Arten von Oberflächen und Oberflächenvorbereitung* (ISO/DIS 12944-4:2016); Deutsche und Englische Fassung prEN ISO 12944-4:2016.

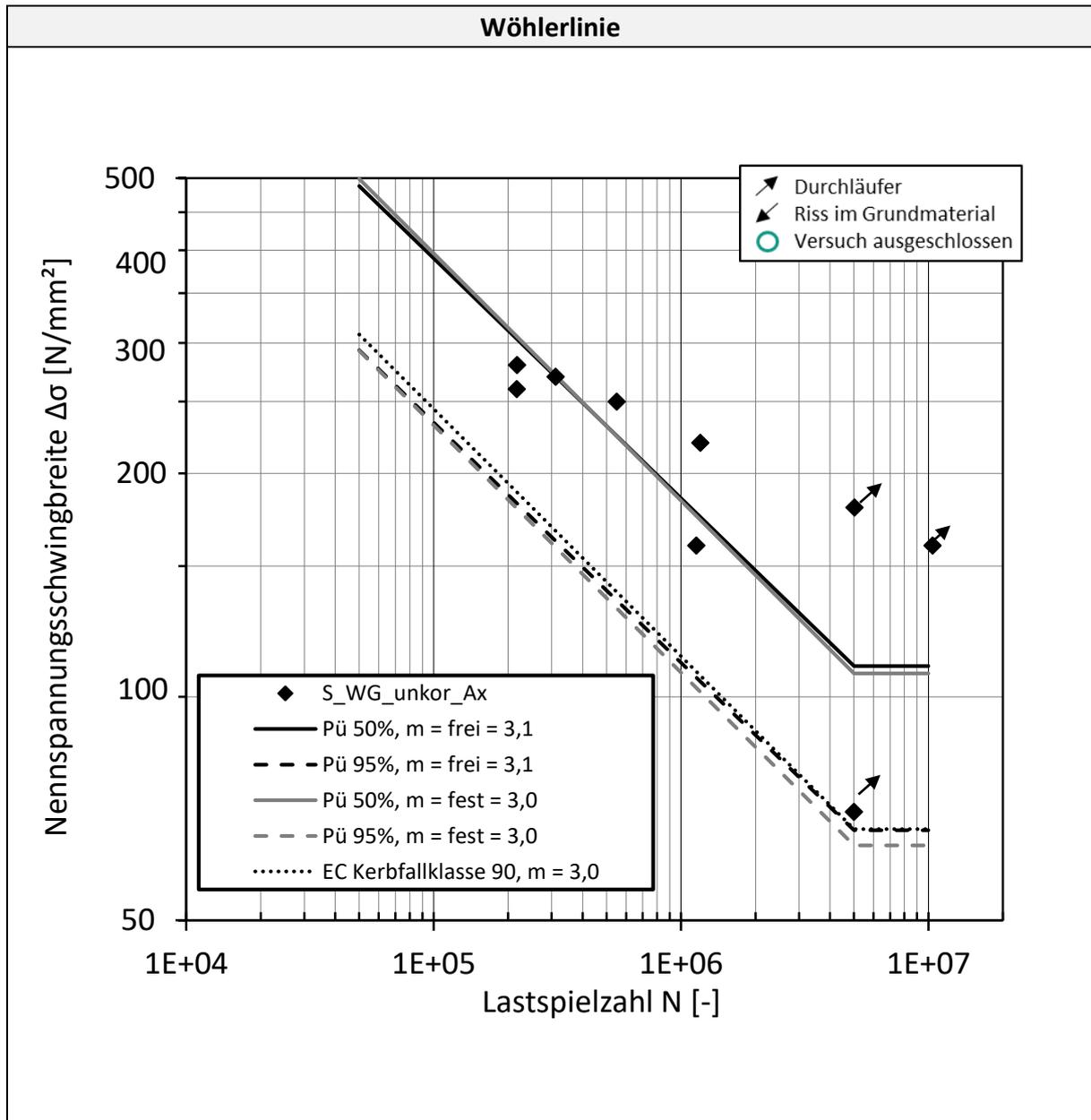
- [75] ISO 20340:2009-04, *Beschichtungsstoffe - Leistungsanforderungen an Beschichtungssysteme für Bauwerke im Offshorebereich*.
- [76] DNV-GL Standard, DNVGL-RP-C203, *Fatigue design of offshore steel structures*, Edition November 2015.
- [77] Germanischer Lloyd, *Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines*, 2012.
- [78] Goldak, J. A., Chakravarti, A. and Bibby, M.; A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. *Metall. Trans. B* **15**, 299–305, 1984.
- [79] Gkatzogiannis, S., Knoedel, P., Ummenhofer, T.; FE Welding Residual Stress Simulation – Influence of Boundary Conditions and Material Models, *EUROSTEEL 2017, September 13–15, 2017, Copenhagen, Denmark*, 2017.
- [80] Chopra, A. K.; *Dynamics of Structures – Theory and Applications to Earthquake Engineering*, 2nd Edition, , Prentice Hall, Boston, 2000.
- [81] Baptista, R., Infante, V., Branco, C.; Fully Dynamic Numerical Simulation of the Hammer Peening Fatigue Life Improvement Technique, *Procedia Engineering* **10**, 1943-1948, 2011.
- [82] Hardenacke, V., Farajian, M., Siegele, D.; *Modelling and Simulation of the High Frequency Mechanical Impact (HFMI) Treatment of Welded Joints*, IIW Commission XIII, Doc. XIII-2533-14, 2014.
- [83] Kim, T., Lee, H., Hyun, H.C., Jung, S.; A Simple but Effective FE Model with Plastic Shot for Evaluation of Peening Residual Stress and Its Experimental Validation, *Mater. Sci. Eng. A*. **528**, 5945–5954, 2011.
- [84] Johnson, G. R., Cook, W. H.; A Constitutive Model and Data for Metals subjected to Larger Strains, High Strain Rate and High Temperatures, *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, the Hague, 19-21 April, 1983*, 541–547.
- [85] Yuan, K. L., Sumi, Y.; Modelling of Ultrasonic Impact Treatment (UIT) of Welded Joints and its Effect on Fatigue Strength, *Frat. Ed Integrità Strutt.* **34**, 476–486, 2015.
- [86] Schaumann, P., Keindorf, C.; Numerische Schweißsimulation gekoppelt mit einem anschließenden Hämmerprozess und integrierten lokalen Ermüdungsberechnungen, *Stahlbau* **79** (1), 34-45, 2010.
- [87] DIN EN 10025-2:2005-04; *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Deutsche Fassung EN 10025-2:2004*.
- [88] DIN EN ISO 15614-1:2017-12; *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*.
- [89] ISO 4288:1996, *Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 4287:1998 + AC:2008 + A1:2009*.
- [90] DIN EN ISO 6507-1:2006-03; *Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren (ISO 6507-1:2005) - Deutsche Fassung EN ISO 6507-1:2005*, 2005.
- [91] Oberparleiter, W.; *Einfluß von Prüffrequenz und Salzgehalt des Korrosionsmediums auf die Korrosionsermüdung von Stählen bei betriebsähnlichen Lastabläufen*, *Werkstoffe und Korrosion* **37**, 391-197, 1986.
- [92] Kuhlmann, U., Dürr, A., Bergmann, J., Thumser, R.; *Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung*. Fatigue strength improvement for welded high strength steel connections due to the application of post-weld treatment methods. Düsseldorf: Verl.- und Vertriebsges. (Forschung für die Praxis / Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. im Stahl-Zentrum, 620), 2006.

- [93] IBM SPSS Statistics for Windows; Version 24.0. IBM Corp. Armonk, NY, released 2016.
- [94] Shapiro, S. S., Wilk M. B.; An Analysis of Variance Test for Normality (Complete Samples), *Biometrika* **52**, (3-4), 591–611, 1965.
- [95] BS 7608:2014 - Guide to Fatigue Design and Assessment of Steel Products - BSI, London, 2014.
- [96] Paris, P., Erdogan, A.; Critical Analysis of Crack Propagation Law, *Journal of Basic Engineering* **85**, 528-534, 1963.
- [97] Newman, J., Raju, I.; An Empirical Stress-Intensity Factor for the Surface Crack. *Engineering Fracture Mechanics* **15** (1-2), 185-192, 1981.
- [98] Hobbacher, A.; Stress Intensity Factors of Welded Joints; *Engineering Fracture Mechanics* **46**, (2), 173-182, 1993.
- [99] Newman Jr., J. C., Raju, I. S.; *Stress Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies Subjected to Tension and Bending Loads*, NASA Technical Memorandum 85793, 1984.
- [100] Johnston, G.; Statistical Scatter in Fracture Toughness and Fatigue Crack Growth Rate, *Probabilistic Fracture Mechanics and Fatigue Methods: Application for Structural Design and Maintenance*, *ASTM STP 798*, 42-46, 1983.
- [101] British Standard Institution. *BS 7910:2013 – guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*. London: *British Standards Institution*
- [102] ANSYS® Academic Research; Release 18.2, Help System, ANSYS, Inc., 2018
- [103] DIN EN 1993-1-2:2010-12; *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1993-1-2:2005 + AC:2009*, 2006.
- [104] Caron, J., Heinze, C., Schwenk, C., Rethmeier, M., Babu, S. S., Lippold, J.; Effect of Continuous Cooling Transformation Variations on Numerical Calculation of Welding-Induced Residual Stresses, *Weld. J.* **89**, 151-160, 2010.
- [105] Hildebrand, J.; *Numerische Schweißsimulation: Bestimmung von Temperatur, Gefüge und Eigenspannung an Schweißverbindungen aus Stahl- und Glaswerkstoffen*, Dissertation, Bauhaus-Universität Weimar, Fakultät Bauingenieurwesen, 2008.
- [106] LSTC; *LS-DYNA Keyword User's Manual*, 2016, Livermore Software Technology Corporation (LSTC), Livermore.
- [107] Forni, D., Chiaia, B., Cadoni, E.; Strain Rate Behaviour in Tension of S355 Steel: Base for Progressive Collapse Analysis, *Engineering Structures* **119**, 2016, 167-173.
- [108] Avallone, E. A., Baumeister, T. I.; *Marks' Standard Handbook for Mechanical Engineers*, McGraw-Hill, 10th Edition, New York, 1996.
- [109] Dattoma, V., De Giorgi, M., Nobile, R.; On the Evolution of Welding Residual Stress after Milling and Cutting Machining, *Computers and Structures* **84**, 1965–1976, 2006.
- [110] Abaqus Manual; Abaqus 2017 Online Documentation, Dassault Systèmes Simulia, 2017.
- [111] DIN EN ISO 5817 - *Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und der Legierungen (Ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*, European Committee for Standardization, Brussels, 2014.
- [112] Weiß, E., Rudolph, J., Hoffmann, J.; Vernetzungskriterien für kerbbeanspruchungsorientierte FE-Analysen, *Technische Mechanik* **19** (2), 103–114, 1999.
- [113] Gurney T. R.; *The Fatigue Strength of Transverse Fillet Welded Joints*, 1st Edition, Abington Publishing Special Report, Abington Publishing, Cambridge, 1991.

- [114] Yagi, J., Machida, S., Tomita, Y., Matoba, M., Soya, I.; Influencing Factors on Thickness Effect of Fatigue Strength in As-Welded Joints for Steel Structures, *Proc. 10th Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, **IIIB**, 305-313, 1991.
- [115] Lindley C., Bateson P. H.; Influence of Attachment Thickness on Fatigue Endurance of Welded Joints, *Proc. 12th Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, **IIIB**, 689-696, 1993.
- [116] BS 7608:1993; *Code of Practice for Fatigue Design and Assessment of Steel Structures- Incorporating Amendment No. 1*, BSI, London, 1993.

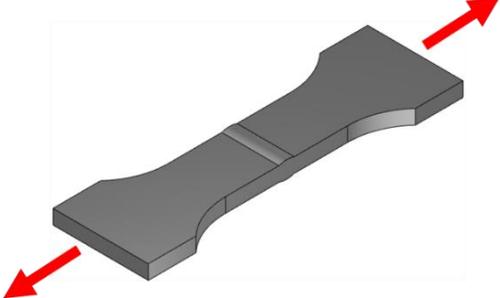
Anhang A – Ergebnisse der Ermüdungsversuche

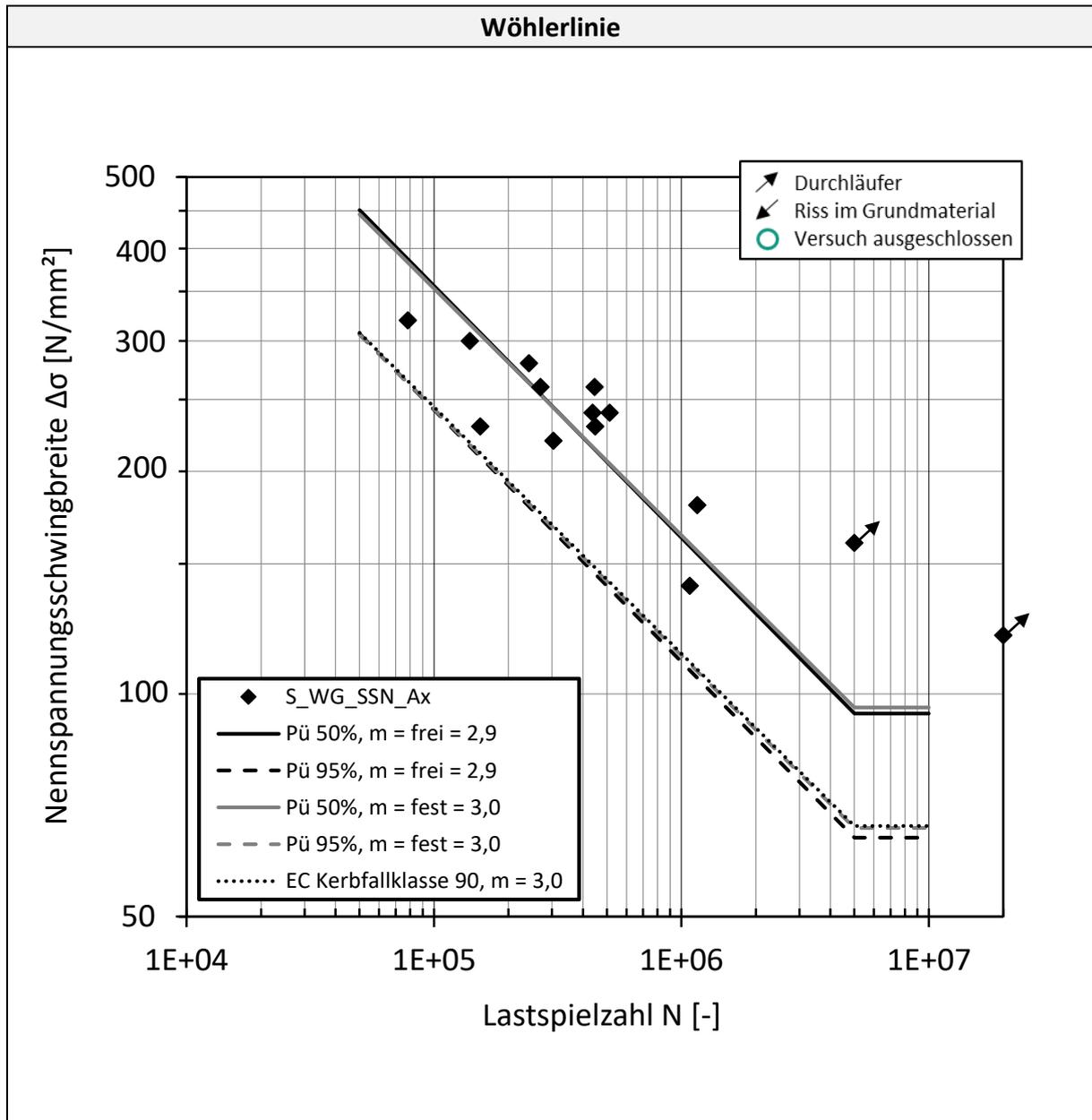
Versuchsserie: S_WG_unkor_Ax							
Probekörper	A						
Geometrie	Stumpfnah						
Zustand	wie geschweißt						
Stahlsorte	S355J2+N						
Blechdicke	15 mm						
Vorkorrodier	Nein						
Prüfmedium	Luft						
Belastungsart	Axialer Zug						
Spannungsverhältnis	R = 0,1						
Frequenz	100 Hz						
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]				N [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
S_WG_unkor_Ax-1	160				1.152.528	Nahtübergang	
S_WG_unkor_Ax-2	220	1.195.508	Nahtübergang				
S_WG_unkor_Ax-3	160	5.388.800	-	Durchläufer			
S_WG_unkor_Ax-4	180	5.023.000	-	Durchläufer			
S_WG_unkor_Ax-5	240	35.000.000	-	Durchläufer			
S_WG_unkor_Ax-6	70	5.000.000	-	Durchläufer			
S_WG_unkor_Ax-7	280	217.127	Nahtübergang				
S_WG_unkor_Ax-8	270	311.411	Nahtübergang				
S_WG_unkor_Ax-9	260	216.504	Nahtübergang				
S_WG_unkor_Ax-10	250	549.436	Nahtübergang				



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

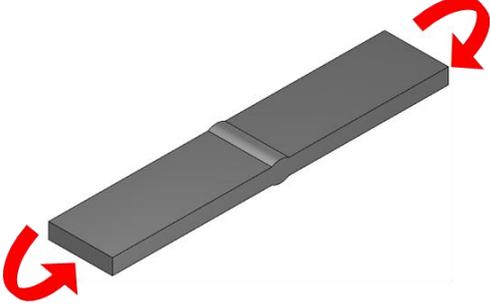
	Mittelwertkurve ($P_{\bar{\sigma}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\bar{\sigma}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 3,1	148,0	88,9
m = fest = 3,0	145,9	85,6

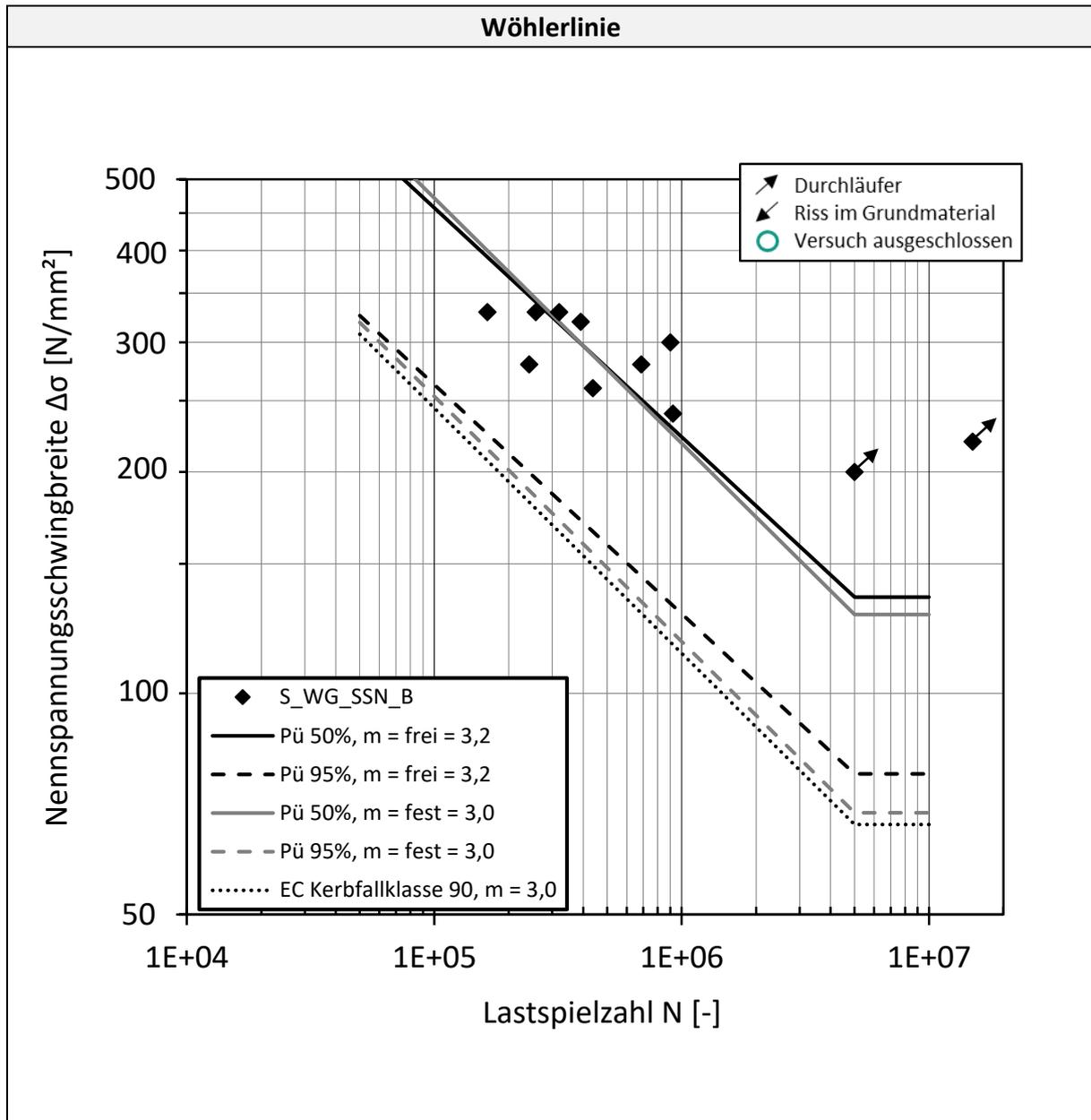
Versuchsserie: S_WG_SSN_Ax				
Probekörper	A			
Geometrie	Stumpfnahht			
Zustand	wie geschweißt			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodiert	SSN / 10 Tage			
Prüfmedium	Luft			
Belastungsart	Axialer Zug			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	100 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
S_WG_SSN_Ax-1	220	303.759	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-2	260	445.860	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-3	240	512.821	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-4	230	447.824	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-5	230	153.693	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-6	140	1.080.941	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-7	120	20.000.000	-	Durchläufer
S_WG_SSN_Ax-8	320	78.287	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-9	300	139.513	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-10	280	241.784	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-11	260	269.520	Nahtübergang	Rastlinienversuch
S_WG_SSN_Ax-12	240	437.494	Nahtübergang	Rastlinienversuch
S_WG_SSN_Ax-13	180	1.157.805	Nahtübergang	
S_WG_SSN_Ax-14	160	5.000.000	-	Durchläufer



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

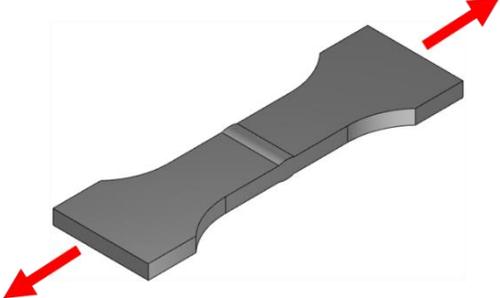
	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
$m = \text{frei} = 2,9$	118,3	87,3
$m = \text{fest} = 3,0$	128,5	89,4

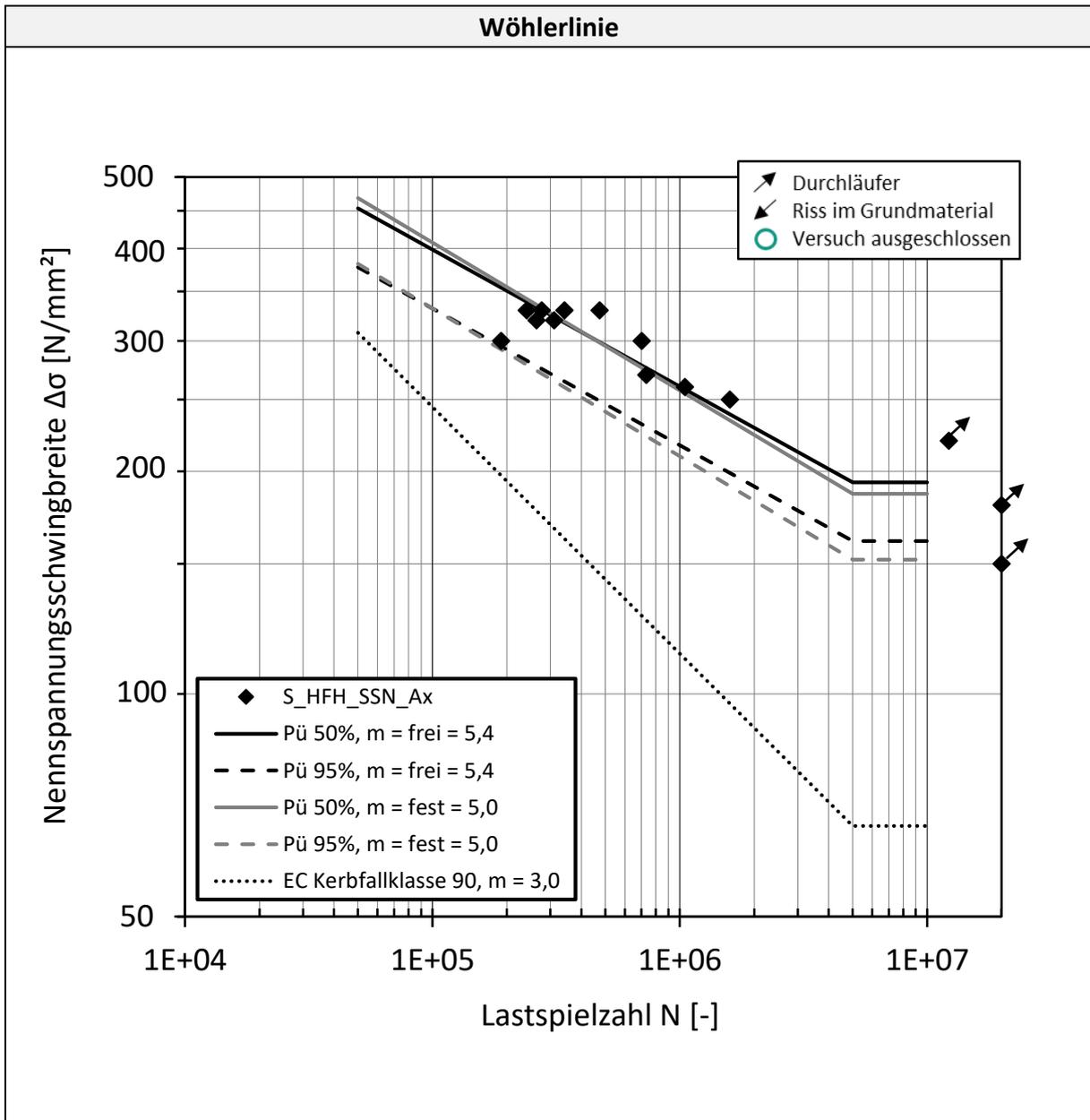
Versuchsserie: S_WG_SSN_B				
Probekörper	B			
Geometrie	Stumpfnah			
Zustand	wie geschweißt			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodiert	SSN / 10 Tage			
Prüfmedium	Luft			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	4 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
S_WG_SSN_B-1	330	257.022	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-2	260	437.446	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-3	240	922.812	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-4	200	5.000.000	-	Durchläufer
S_WG_SSN_B-5	320	391.046	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-6	280	686.440	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-7	280	241.729	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-8	220	15.000.000	-	Durchläufer
S_WG_SSN_B-9	300	899.127	Nahtübergang	
S_WG_SSN_B-10	330	319.950	Nahtübergang	Rastlinienversuch
S_WG_SSN_B-11	330	164.030	Nahtübergang	Rastlinienversuch



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

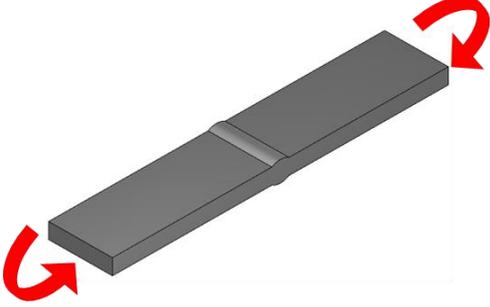
	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 3,2	179,8	103,4
m = fest = 3,0	173,7	93,4

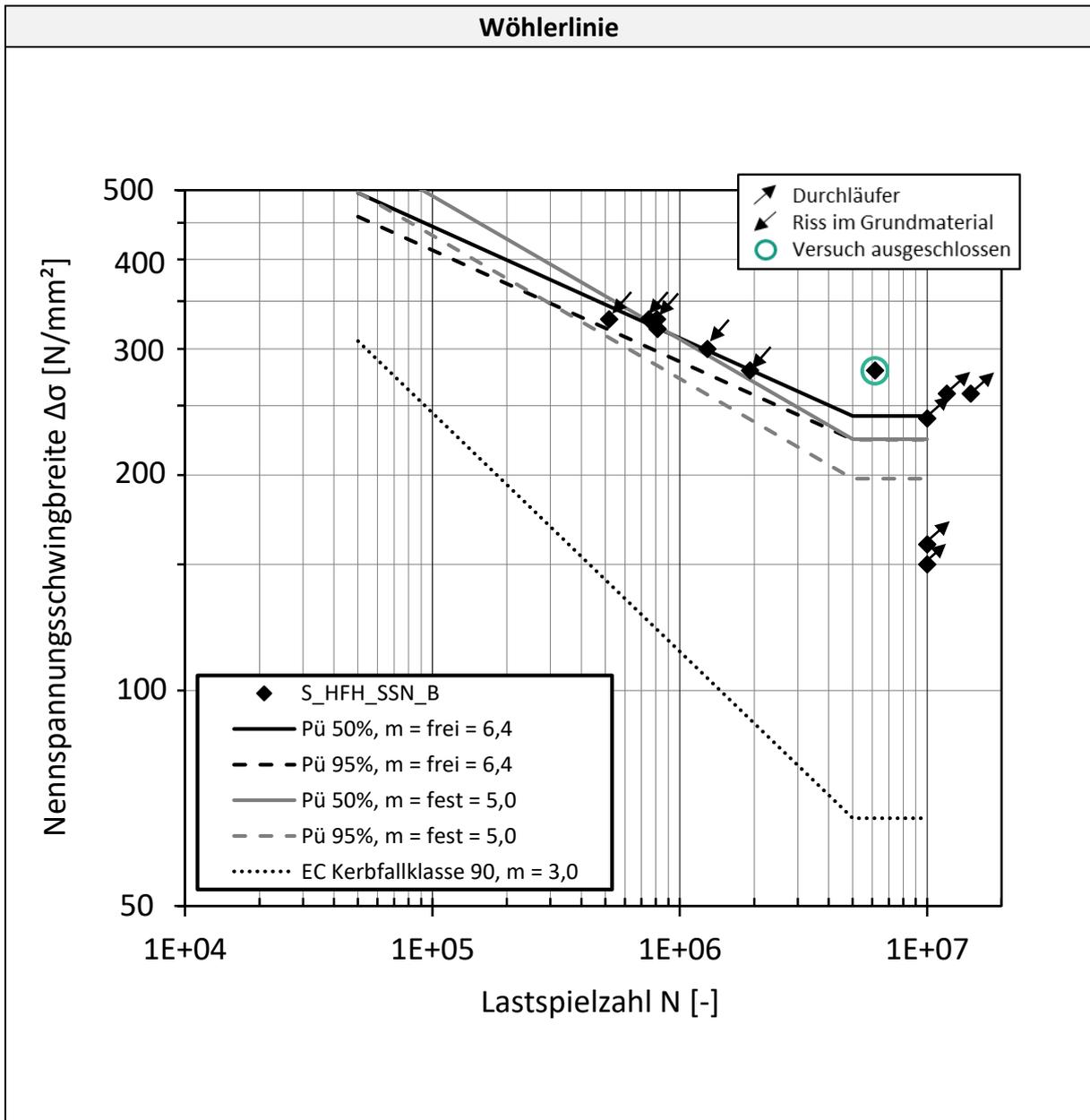
Versuchsserie: S_HFH_SSN_Ax				
Probekörper	A			
Geometrie	Stumpfnahht			
Zustand	HFH			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodiert	SSN / 10 Tage			
Prüfmedium	Luft			
Belastungsart	Axialer Zug			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	100 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
S_HFH_SSN_Ax-1	270	732.234	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-2	180	20.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_Ax-3	150	20.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_Ax-4	250	1.594.800	Grundwerkstoff	
S_HFH_SSN_Ax-5	300	189.378	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-6	320	310.385	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-7	220	12.243.510	Einspannbereich	
S_HFH_SSN_Ax-8	240	30.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_Ax-9	320	263.165	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-10	300	701.661	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-11	330	474.472	Nahtübergang	
S_HFH_SSN_Ax-12	330	276.630	Grundwerkstoff	Rastlinienversuch
S_HFH_SSN_Ax-13	330	341.793	Grundwerkstoff	Rastlinienversuch
S_HFH_SSN_Ax-14	330	240.520	Nahtübergang	



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

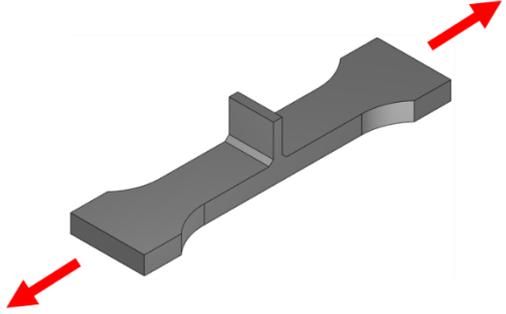
Neigung	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$) $\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$) $\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 5,4	229,0	190,7
m = fest = 5,0	224,0	182,4

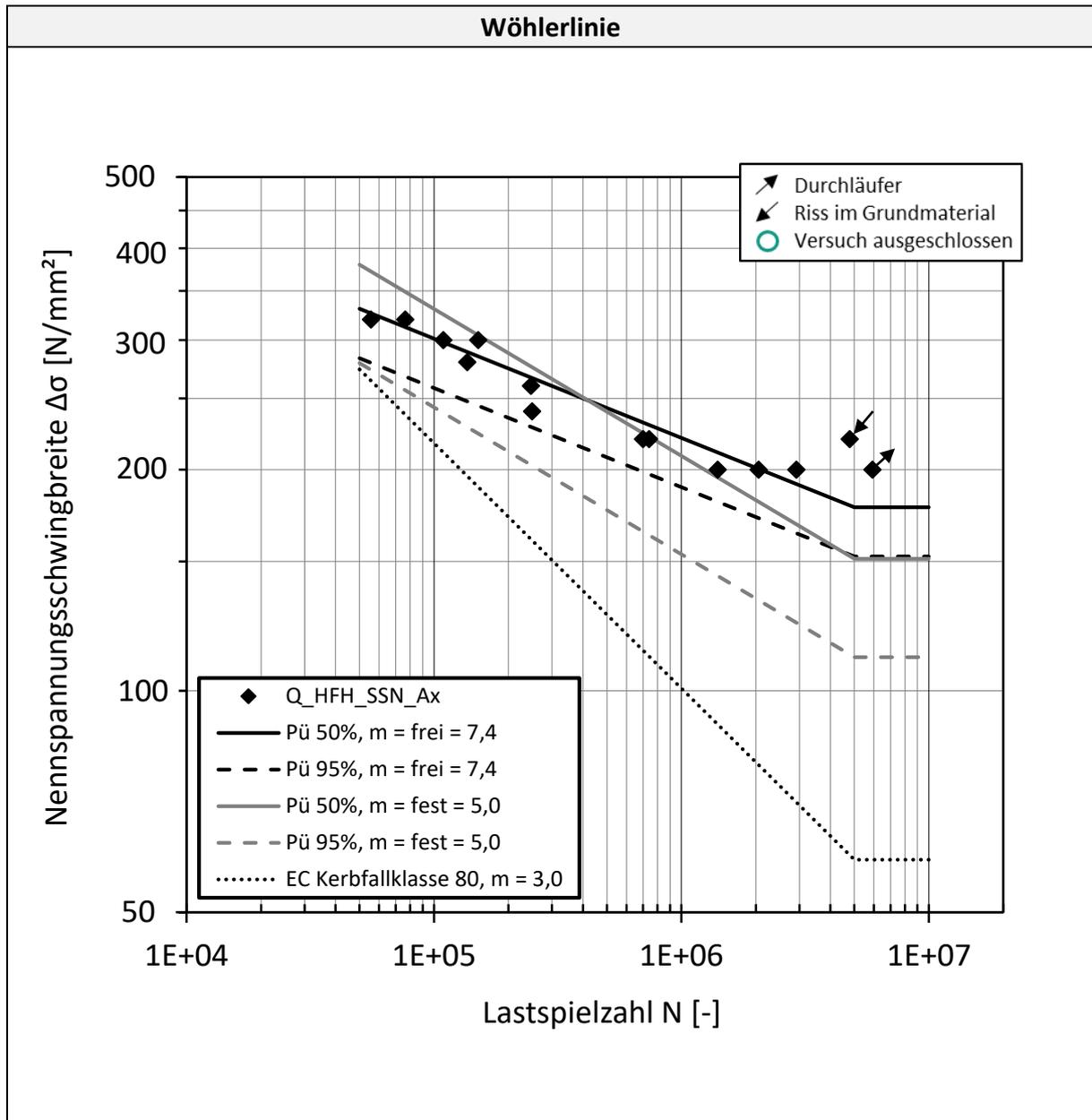
Versuchsserie: S_HFH_SSN_B				
Probekörper	B			
Geometrie	Stumpfnah			
Zustand	HFH			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodiert	SSN / 10 Tage			
Prüfmedium	Luft			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	4 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
S_HFH_SSN_B-1	330	809.457	Grundwerkstoff	
S_HFH_SSN_B-2	260	12.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_B-3	240	10.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_B-4	300	1.293.238	Grundwerkstoff	
S_HFH_SSN_B-5	280	6.154.402	Einspannbereich	
S_HFH_SSN_B-6	320	812.431	Grundwerkstoff	
S_HFH_SSN_B-7	150	10.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_B-8	160	10.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_B-9	330	749.415	Grundwerkstoff	Rastlinienversuch
S_HFH_SSN_B-10	280	1.920.227	Grundwerkstoff	
S_HFH_SSN_B-11	260	15.000.000	-	Durchläufer
S_HFH_SSN_B-12	330	517.480	Grundwerkstoff	Rastlinienversuch



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

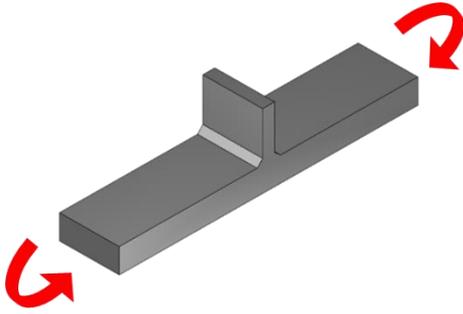
Neigung	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$) $\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$) $\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
$m = \text{frei} = 6,4$	278,9	258,5
$m = \text{fest} = 5,0$	269,6	237,4

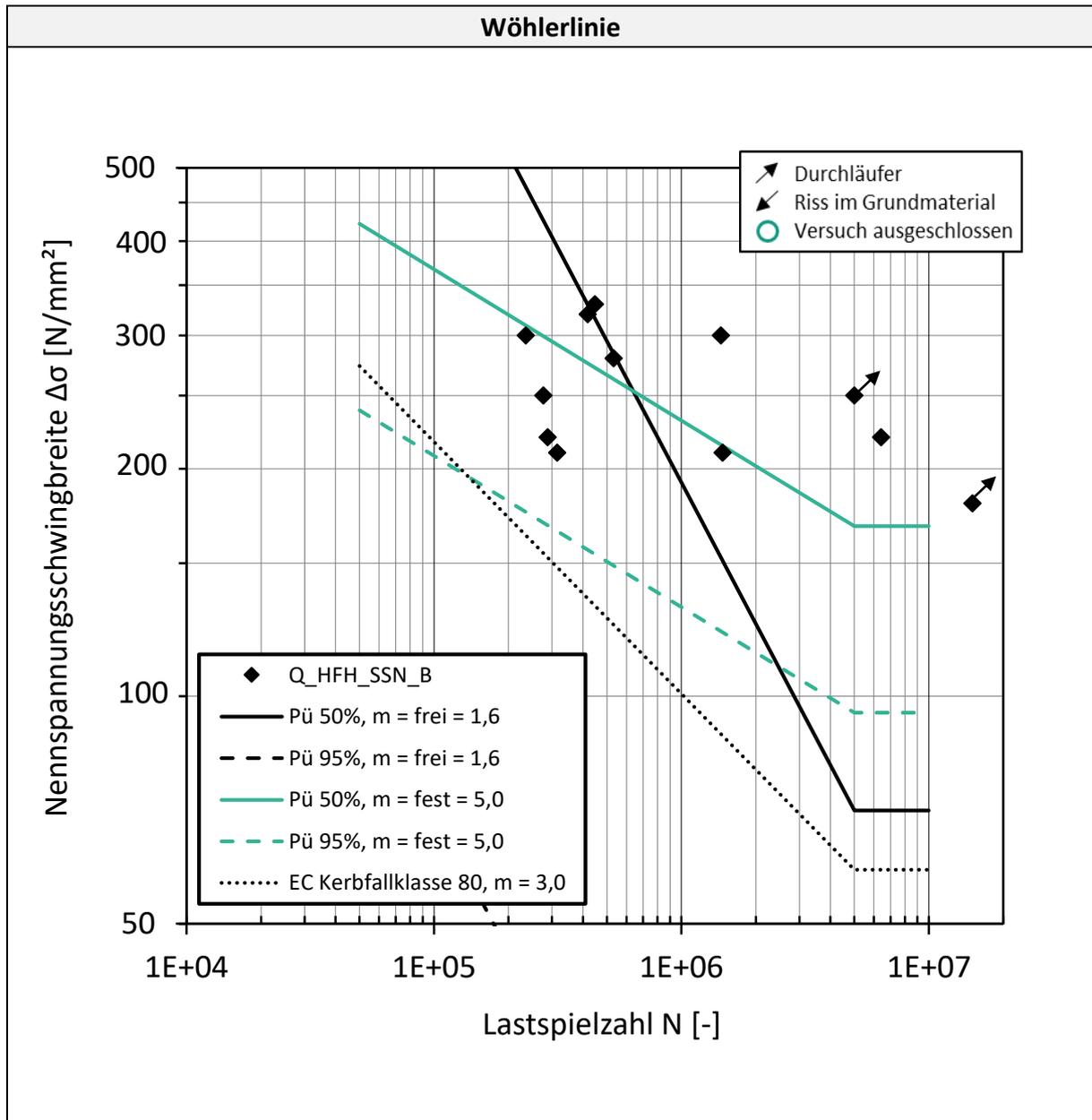
Versuchsserie: Q_HFH_SSN_Ax				
Probekörper	C			
Geometrie	Quersteife			
Zustand	HFH			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	25 mm			
Vorkorrodiert	SSN / 10 Tage			
Prüfmedium	Luft			
Belastungsart	Axialer Zug			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	4 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
Q_HFH_SSN_Ax-1	320	55.562	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-2	280	136.133	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-3	300	150.881	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-4	260	246.210	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-5	240	248.896	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-6	220	739.238	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-7	200	5.921.627	-	Durchläufer
Q_HFH_SSN_Ax-8	200	1.399.699	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-9	220	699.238	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-10	200	2.049.218	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-11	220	4.790.859	Grundwerkstoff	
Q_HFH_SSN_Ax-12	200	2.914.273	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-13	320	76.540	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_Ax-14	300	108.947	Nahtübergang	



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

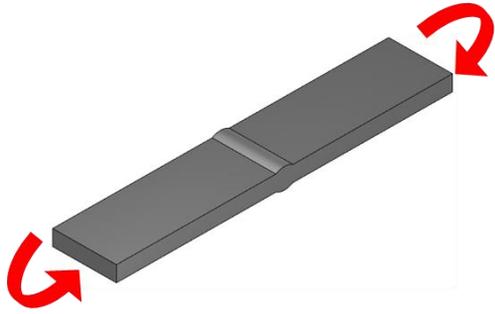
	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 7,4	201,2	172,3
m = fest = 5,0	181,7	133,5

Versuchsserie: Q_HFH_SSN_B							
Probekörper	D						
Geometrie	Quersteife						
Zustand	HFH						
Stahlsorte	S355J2+N						
Blechdicke	25 mm						
Vorkorrodieren	SSN / 10 Tage						
Prüfmedium	Luft						
Belastungsart	Biegung						
Spannungsverhältnis	R = 0,1						
Frequenz	4 Hz						
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]				N [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
Q_HFH_SSN_B-1	250				276.733	Nahtübergang	
Q_HFH_SSN_B-2	220	288.134	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-3	210	1.467.490	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-4	250	5.000.000	-	Durchläufer			
Q_HFH_SSN_B-5	330	447.360	Nahtübergang	Rastlinienversuch			
Q_HFH_SSN_B-6	210	314.513	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-7	300	1.444.986	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-8	220	6.404.800	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-9	280	531.600	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-10	320	417.800	Nahtübergang				
Q_HFH_SSN_B-11	300	234.731	Nahtübergang	Rastlinienversuch			
Q_HFH_SSN_B-12	180	15.000.000	-	Durchläufer			

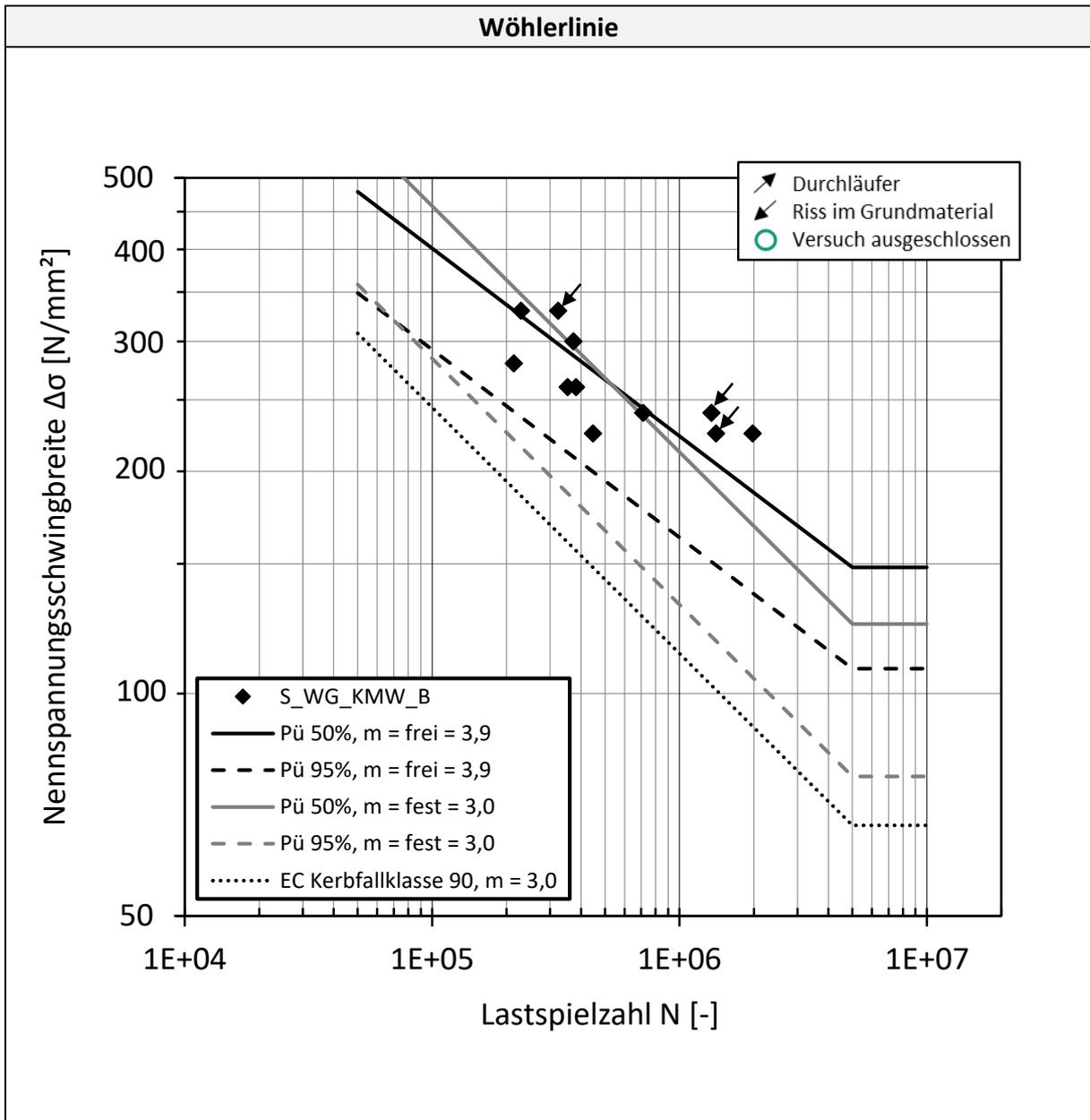


Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
$m = \text{frei} = 1,6$	124,7	11,0
$m = \text{fest} = 5,0$	201,7	114,2

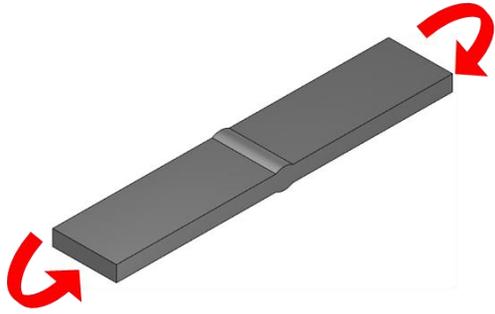
Versuchsserie: S_WG_KMW_B				
Probekörper	E			
Geometrie	Stumpfnah			
Zustand	wie geschweißt			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodiert	KMW / 30 Tage			
Prüfmedium	KMW			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	1 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
S_WG_KMW_B-1	330	322.991	Grundwerkstoff, LE*	
S_WG_KMW_B-2	225	1.976.143	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-3	225	1.404.363	Grundwerkstoff, LE*	
S_WG_KMW_B-4	330	228.406	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-5	300	372.592	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-6	240	1.347.594	Grundwerkstoff, LE*	
S_WG_KMW_B-7	240	713.093	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-8	280	213.512	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-9	260	381.623	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-10	225	447.375	Nahtübergang	
S_WG_KMW_B-11	260	353.204	Nahtübergang	Rastlinienversuch

*LE: Lasteinleitung

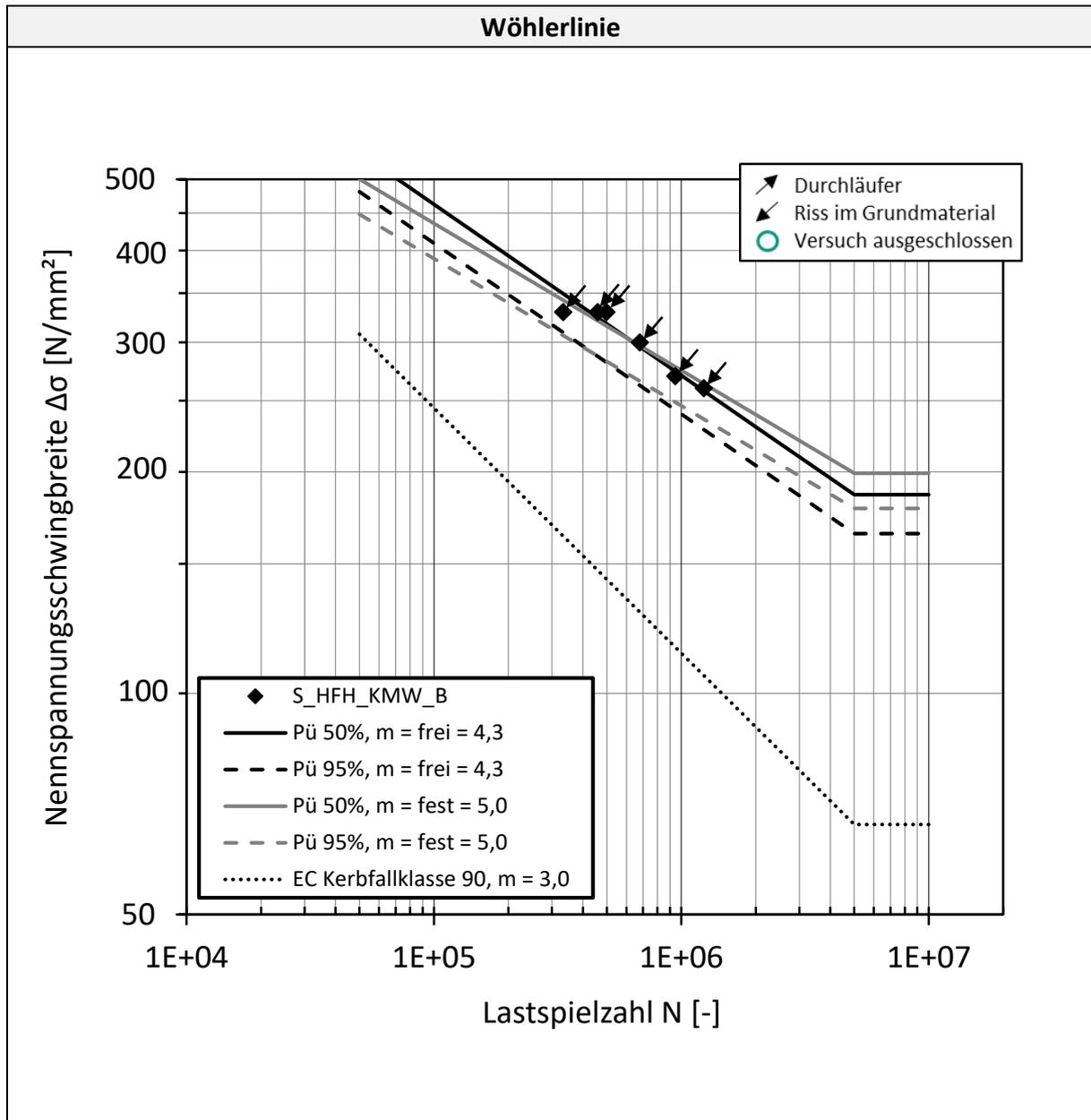


Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 3,9	187,2	136,5
m = fest = 3,0	168,6	104,8

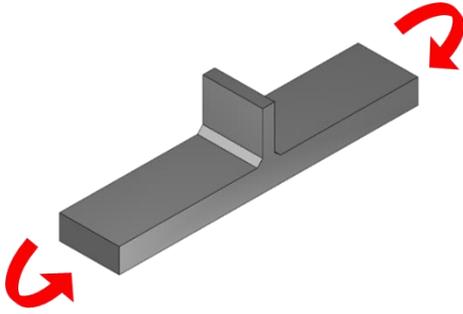
Versuchsserie: S_HFH_KMW_B				
Probekörper	E			
Geometrie	Stumpfnah			
Zustand	HFH			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	15 mm			
Vorkorrodirt	KMW / 30 Tage			
Prüfmedium	KMW			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	1 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	N [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
S_HFH_KMW_B-1	330	332.412	Grundwerkstoff, LE*	
S_HFH_KMW_B-2	300	678.406	Grundwerkstoff, LE*	
S_HFH_KMW_B-3	270	944.967	Grundwerkstoff, LE*	
S_HFH_KMW_B-4	330	496.966	Grundwerkstoff, LE*	
S_HFH_KMW_B-5	330	458.765	Grundwerkstoff, LE*	
S_HFH_KMW_B-6	260	1.230.930	Grundwerkstoff, LE*	

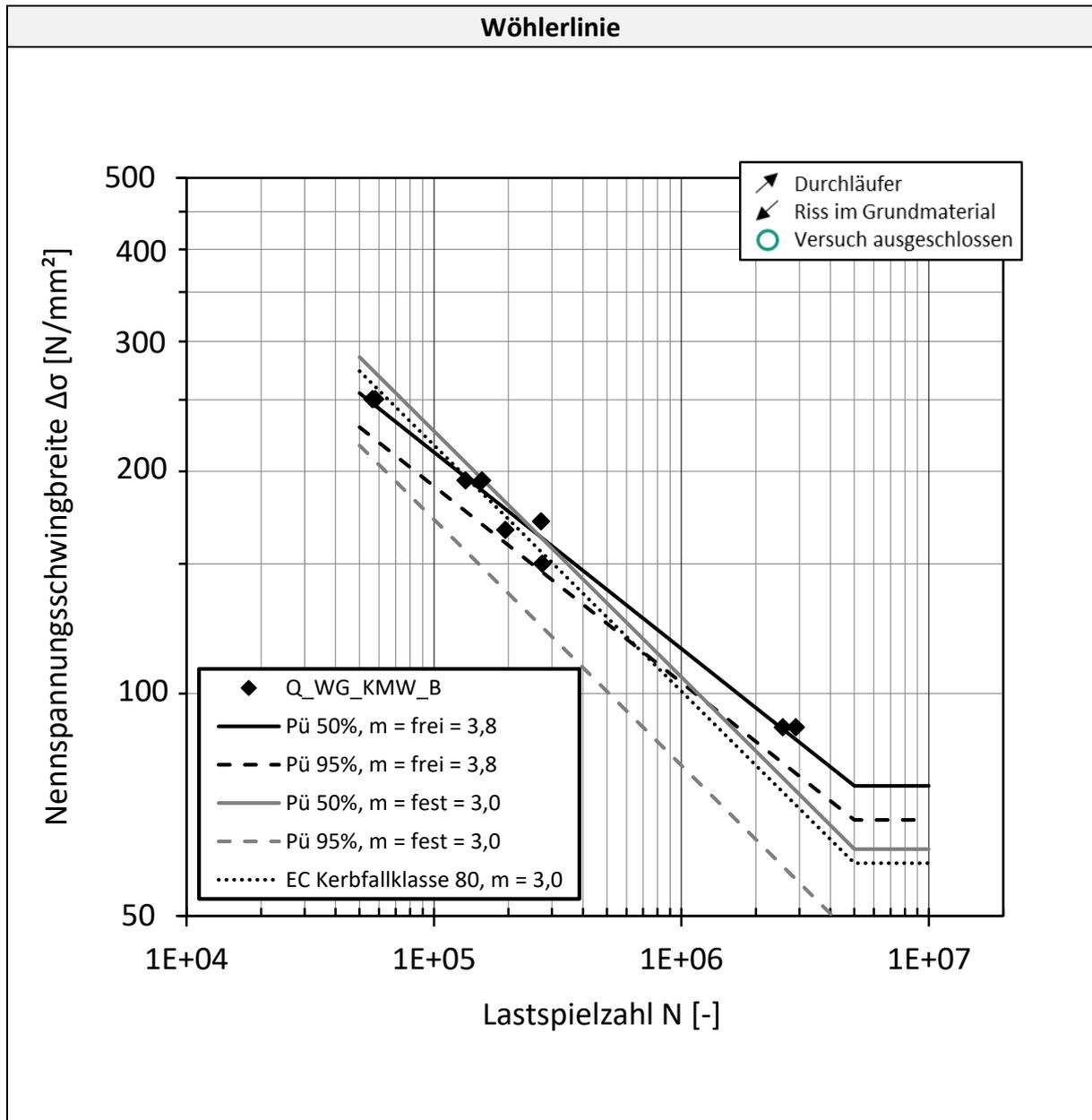
*LE: Lasteinleitung



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

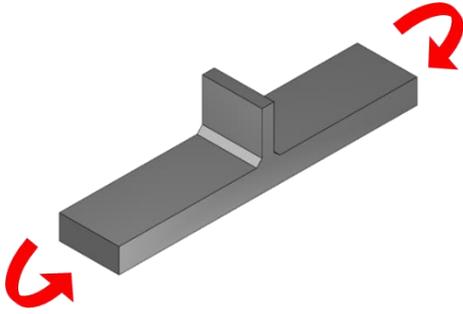
	Mittelwertkurve (P _ü = 50%)	charakteristische Wöhlerlinie (P _ü = 95%)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 4,3	230,4	204,0
m = fest = 5,0	239,2	214,3

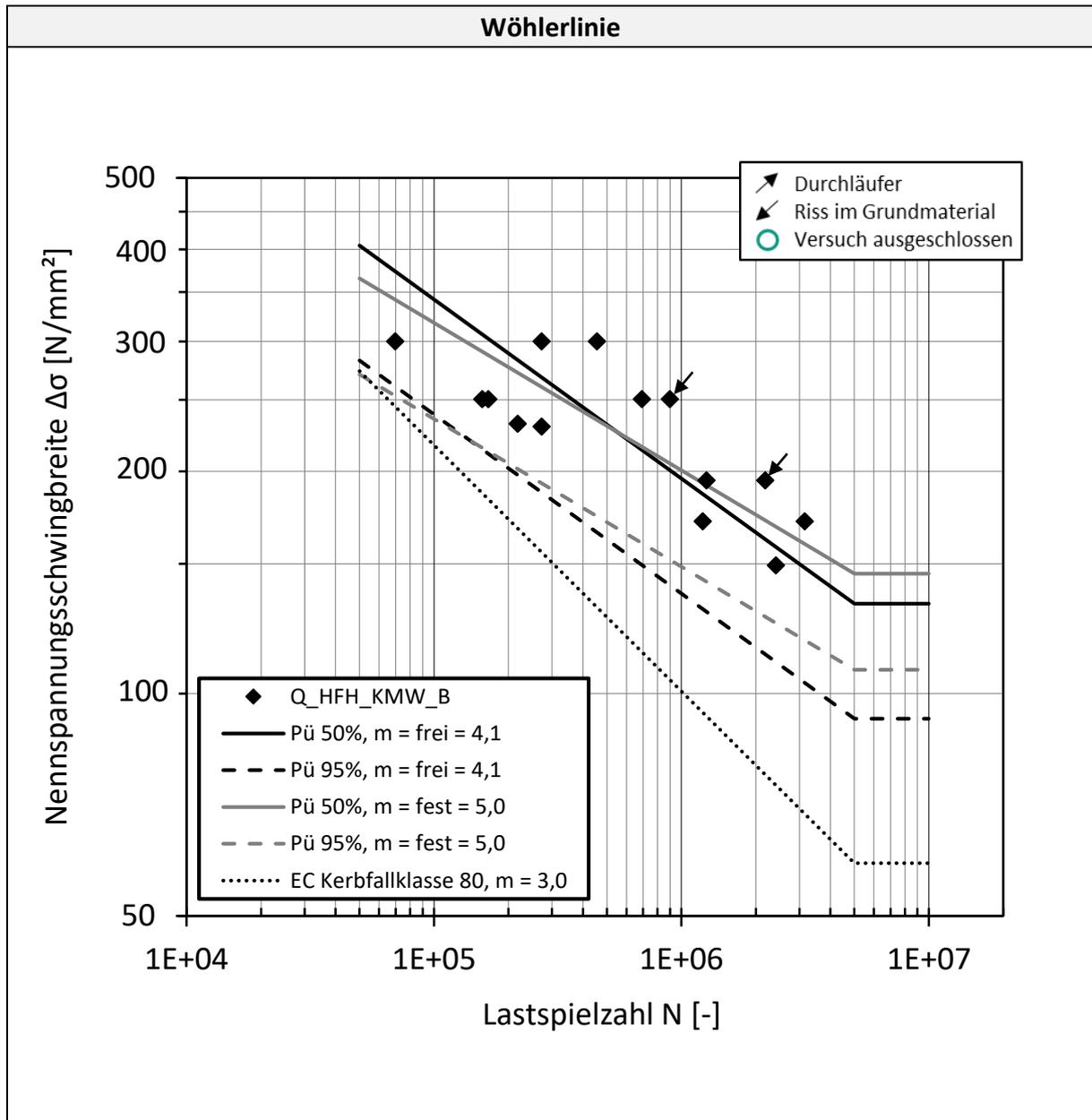
Versuchsserie: Q_WG_KMW_B				
Probekörper	F			
Geometrie	Quersteife			
Zustand	wie geschweißt			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	25 mm			
Vorkorrodiert	KMW / 30 Tage			
Prüfmedium	KMW			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	1 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
Q_WG_KMW_B-1	195	134.198	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-2	251	56.304	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-3	171	270.295	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-4	251	57.757	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-5	167	193.989	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-6	150	273.518	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-7	195	156.266	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-8	90	2.567.702	Nahtübergang	
Q_WG_KMW_B-9	90	2.897.494	Nahtübergang	



Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

	Mittelwertkurve (P _ü = 50%)	charakteristische Wöhlerlinie (P _ü = 95%)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
m = frei = 3,8	95,7	86,1
m = fest = 3,0	83,6	63,5

Versuchsserie: Q_HFH_KMW_B				
Probekörper	D			
Geometrie	Quersteife			
Zustand	HFH			
Stahlsorte	S355J2+N			
Blechdicke	25 mm			
Vorkorrodier	KMW / 30 Tage			
Prüfmedium	KMW			
Belastungsart	Biegung			
Spannungsverhältnis	R = 0,1			
Frequenz	1 Hz			
Probe	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]			
Q_HFH_KMW_B-1	300	69.649	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-2	251	156.511	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-3	230	272.155	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-4	171	1.218.220	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-5	251	165.831	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-6	149	2.408.740	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-7	232	217.885	Nahtübergang	Rastlinienversuch
Q_HFH_KMW_B-8	195	1.260.654	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-9	195	2.178.377	Grundwerkstoff	
Q_HFH_KMW_B-10	171	3.153.469	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-11	300	272.420	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-12	251	897.121	Grundwerkstoff	
Q_HFH_KMW_B-13	251	691.705	Nahtübergang	
Q_HFH_KMW_B-14	300	454.831	Nahtübergang	Rastlinienversuch



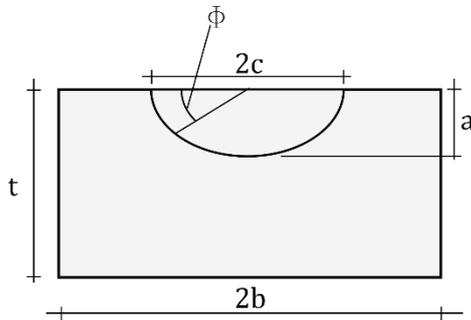
Statistische Auswertung nach EN 1993-1-9:2010

	Mittelwertkurve ($P_{\dot{u}} = 50\%$)	charakteristische Wöhlerlinie ($P_{\dot{u}} = 95\%$)
Neigung	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,95\%}$ [N/mm ²]
$m = \text{frei} = 4,1$	165,3	115,5
$m = \text{fest} = 5,0$	174,7	129,4

ANHANG B – Bruchmechanik

Korrekturfunktion Y für Rissform und rissnahe Geometrien

Halbelliptischer Riss innerhalb Platte, Newman und Raju [97]



Gültigkeitsbereich:

$$0 < a/c \leq 2,0$$

$$a/t < 1,25(a/c + 0,6) \quad \text{für } 0 < a/c \leq 0,2$$

$$a/t < 1,0 \quad \text{für } 0,2 < a/c < 2,0$$

$$c/b < 0,5$$

$$0 \leq \phi \leq \pi$$

$$a/c \leq 1$$

$$a/c > 1$$

$$M_1 = 1,13 - 0,09 * \left(\frac{a}{c}\right)$$

$$M_1 = \left(\frac{c}{a}\right)^{0,5} * \left[1 + 0,04 * \left(\frac{c}{a}\right)\right]$$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \left(\frac{a}{c}\right)}$$

$$M_2 = 0,2 * \left(\frac{c}{a}\right)^4$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1,0}{0,65 + \left(\frac{a}{c}\right)} + 14 * \left(1,0 - \frac{a}{c}\right)^{24}$$

$$M_3 = -0,11 * \left(\frac{c}{a}\right)^4$$

$$g_1 = 1 + \left[0,1 + 0,35 * \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] * (1 - \sin \phi)^2 \quad g_1 = 1 + \left[0,1 + 0,35 * \left(\frac{c}{a}\right) \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] * (1 - \sin \phi)^2$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 * \cos^2 \phi + \sin^2 \phi\right]^{1/4}$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{c}{a}\right)^2 * \sin^2 \phi + \cos^2 \phi\right]^{1/4}$$

$$Q = 1 + 1,464 * \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}$$

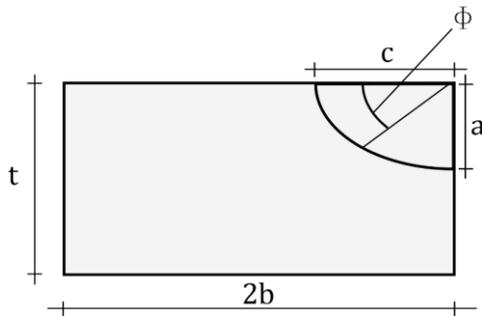
$$Q = 1 + 1,464 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}$$

$$f_w = \left(\frac{1}{\cos\left(\frac{\pi * c}{2b * \sqrt{\frac{a}{t}}}\right)}\right)^{1/2}$$

$$F = \left[M_1 + M_2 * \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 * \left(\frac{a}{t}\right)^4\right] f_\phi f_w g_1$$

$$Y = \frac{F}{\sqrt{Q}}$$

Viertel elliptischer Randriss, Newman und Raju [97]



Gültigkeitsbereich:

$$0,2 < a/c \leq 2,0$$

$$a/t < 1,0$$

$$c/b < 1,0$$

$$0 \leq \phi \leq \pi/2$$

$$a/c \leq 1$$

$$M_1 = 1,08 - 0,03 * \left(\frac{a}{c}\right)$$

$$M_2 = -0,44 + \frac{1,06}{0,3 + \left(\frac{a}{c}\right)}$$

$$M_3 = -0,5 + 0,25 * \left(\frac{a}{c}\right) + 14,8 * \left(1,0 - \frac{a}{c}\right)^{15}$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 * \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] * (1 - \sin \phi)^3$$

$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 * \left(\frac{a}{t}\right)^2\right] * (1 - \cos \phi)^3$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 * \cos^2 \phi + \sin^2 \phi\right]^{\frac{1}{4}}$$

$$Q = 1 + 1,464 * \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}$$

$$a/c > 1$$

$$M_1 = \left(\frac{c}{a}\right)^{0,5} * \left[1,08 + 0,03 * \left(\frac{a}{c}\right)\right]$$

$$M_2 = 0,375 * \left(\frac{c}{a}\right)^2$$

$$M_3 = -0,25 * \left(\frac{c}{a}\right)^2$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 * \left(\frac{c}{t}\right)^2\right] * (1 - \sin \phi)^3$$

$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 * \left(\frac{c}{t}\right)^2\right] * (1 - \cos \phi)^3$$

$$f_\phi = \left[\left(\frac{c}{a}\right)^2 * \sin^2 \phi + \cos^2 \phi\right]^{\frac{1}{4}}$$

$$Q = 1 + 1,464 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,65}$$

$$f_w = 1 - 0,2\lambda + 9,4\lambda^2 - 19,4\lambda^3 + 27,1\lambda^4$$

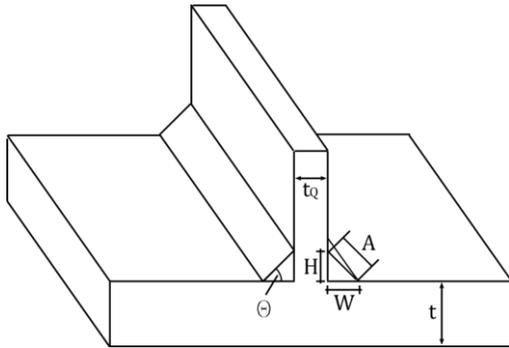
$$\lambda = \left(\frac{c}{2b}\right) * \sqrt{\left(\frac{a}{t}\right)}$$

$$F = \left[M_1 + M_2 * \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 * \left(\frac{a}{t}\right)^4\right] f_\phi f_w g_1 g_2$$

$$Y = \frac{F}{\sqrt{Q}}$$

Korrekturfunktion M_k für Geometrie des Konstruktionsdetails, Hobbacher [98]

Quersteife



Gültigkeitsbereich:

$$0,2 \leq H/t \leq 1,0$$

$$0,2 \leq W/t \leq 1,0$$

$$15^\circ \triangleq (\pi/12) \leq \theta \leq 60^\circ \triangleq (\pi/3)$$

$$0,175 \leq A/t \leq 0,72$$

$$0,125 \leq t_0/t \leq 4$$

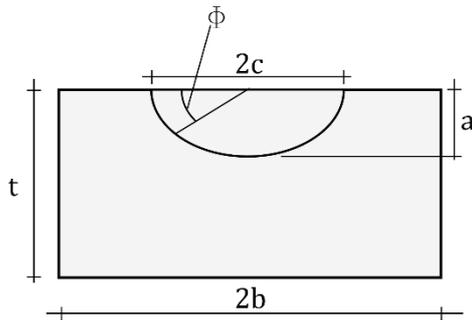
$$C = 0,8068 - 0,1554 * \left(\frac{H}{t}\right) + 0,0429 * \left(\frac{H}{t}\right)^2 + 0,0794 * \left(\frac{W}{t}\right)$$

$$k = -0,1993 - 0,1839 * \left(\frac{H}{t}\right) + 0,0495 * \left(\frac{H}{t}\right)^2 + 0,0815 * \left(\frac{W}{t}\right)$$

$$M_k = C * \left(\frac{a}{t}\right)^k \text{ und } M_k \geq 1,0$$

Korrekturfunktion H für Biegebelastung

Halbelliptischer Riss innerhalb Platte, Newman und Raju [99]



$$a/c \leq 1$$

$$G_1 = -1,22 - 0,12 * \frac{a}{c}$$

$$G_2 = 0,55 - 1,05 * \left(\frac{a}{c}\right)^{0,75} + 0,47 * \left(\frac{a}{c}\right)^{1,5}$$

$$q = 0,2 + \frac{a}{c} + 0,6 * \frac{a}{t}$$

$$H_1 = 1 - 0,34 * \frac{a}{t} - 0,11 * \frac{a}{c} * \left(\frac{a}{t}\right)$$

Gültigkeitsbereich:

$$0 < a/c \leq 2,0$$

$$a/t < 1,25(a/c + 0,6) \quad \text{für } 0 < a/c \leq 0,2$$

$$a/t < 1,0 \quad \text{für } 0,2 < a/c < 2,0$$

$$c/b < 0,5$$

$$0 \leq \phi \leq \pi$$

$$a/c > 1$$

$$G_1 = -2,11 + 0,77 * \frac{c}{a}$$

$$G_2 = 0,55 - 0,72 * \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 0,14 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}$$

$$q = 0,2 + \frac{c}{a} + 0,6 * \frac{a}{t}$$

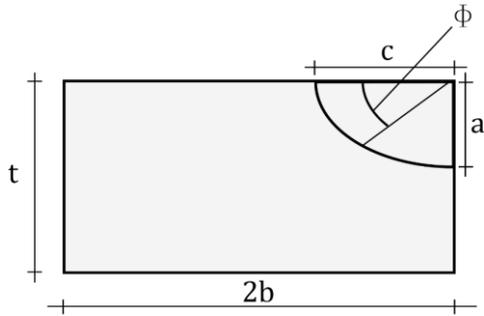
$$H_1 = 1 - \left[0,04 + 0,41 * \left(\frac{c}{a}\right)\right] * \left(\frac{a}{t}\right) +$$

$$\left[0,55 + 1,93 * \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 1,38 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}\right] * \left(\frac{a}{t}\right)^2$$

$$H_2 = 1 + G_1 * \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 * \left(\frac{a}{t}\right)^2$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) * \sin^q \phi$$

Viertelelliptischer Randriss, Newman und Raju [99]



Gültigkeitsbereich:

$$0,2 < a/c \leq 2,0$$

$$a/t < 1,0$$

$$c/b < 1,0$$

$$0 \leq \phi \leq \pi/2$$

$$a/c \leq 1$$

$$G_1 = -1,22 - 0,12 * \frac{a}{c}$$

$$G_2 = 0,64 - 1,05 * \left(\frac{a}{c}\right)^{0,75} + 0,47 * \left(\frac{a}{c}\right)^{1,5}$$

$$q = 0,2 + \frac{a}{c} + 0,6 * \frac{a}{t}$$

$$H_1 = 1 - 0,34 * \frac{a}{t} - 0,11 * \frac{a}{c} * \left(\frac{a}{t}\right)$$

$$a/c > 1$$

$$G_1 = -2,11 + 0,77 * \frac{c}{a}$$

$$G_2 = 0,64 - 0,72 * \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 0,14 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5}$$

$$q = 0,2 + \frac{c}{a} + 0,6 * \frac{a}{t}$$

$$H_1 = 1 - \left[0,04 + 0,41 * \left(\frac{c}{a}\right) \right] * \left(\frac{a}{t}\right) +$$

$$\left[0,55 + 1,93 * \left(\frac{c}{a}\right)^{0,75} + 1,38 * \left(\frac{c}{a}\right)^{1,5} \right] * \left(\frac{a}{t}\right)^2$$

$$H_2 = 1 + G_1 * \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 * \left(\frac{a}{t}\right)^2$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) * \sin^q \Phi$$

ANHANG C – Statistische Auswertung des Dickenabtrags

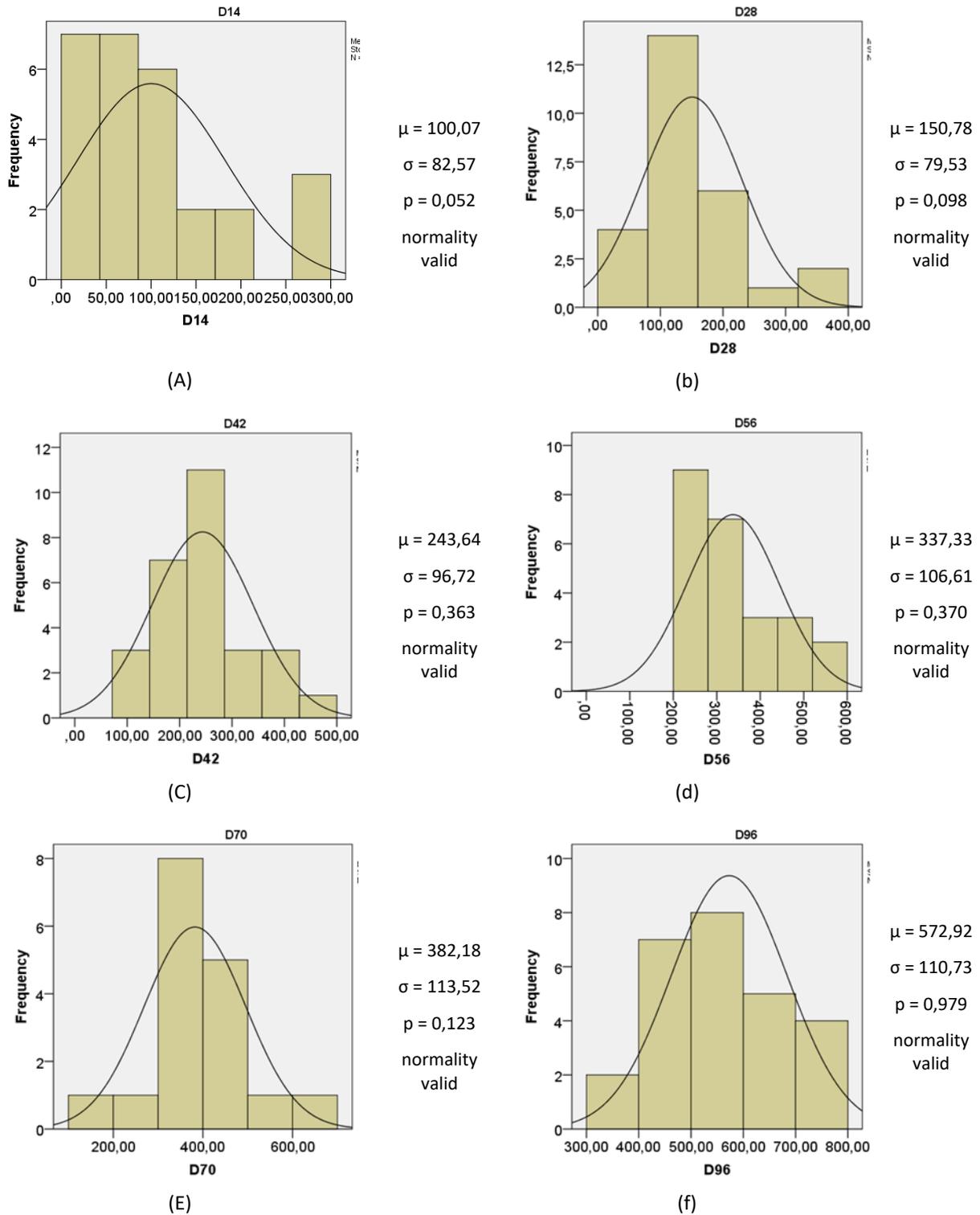
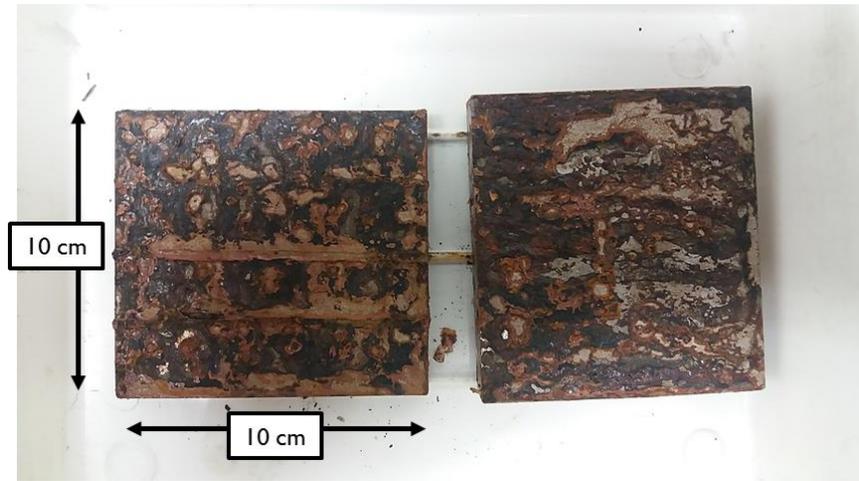


Abbildung 79: Histogramme und Ergebnisse der statistischen Analyse des Dickenabtrags an den SSN-Proben – μ und σ stehen für Mittelwert und Standardabweichung jeweils gemessen in μm , p steht für den im Shapiro-Wilk-Kriterium verwendeten p-Wert - A: nach 14 Tage - B: nach 28 Tage - C: nach 42 Tage - D: nach 56 Tage - E: nach 70 Tage - F: nach 96 Tage

ANHANG D – Korrosion von Kleinproben und Härteuntersuchungen

Korrosion von Kleinproben



(A)



(B)



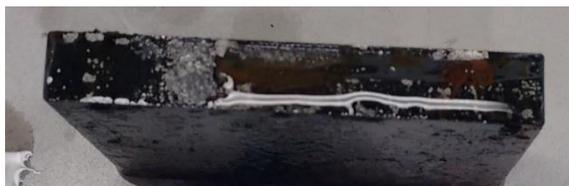
(C)



(D)



(E)



(F)



(G)



(H)



(I)

Abbildung 80: A: Kleinproben für die Untersuchung der Korrosionsschutzmittel – B: Zinkstaubfarbe nach 120 Stunden – C: Zinkstaubfarbe nach 240 Stunden – D: Zinkspray nach 120 Stunden – E: Zinkspray nach 240 Stunden – F: Edding Farbe nach 120 Stunden – G: Edding Farbe nach 240 Stunden – H: Zaponlack spray nach 120 Stunden – I: Zaponlack spray nach 240 Stunden

Härtemessungen von unkorrodierter Probe

KIT Stahl- und Leichtbau

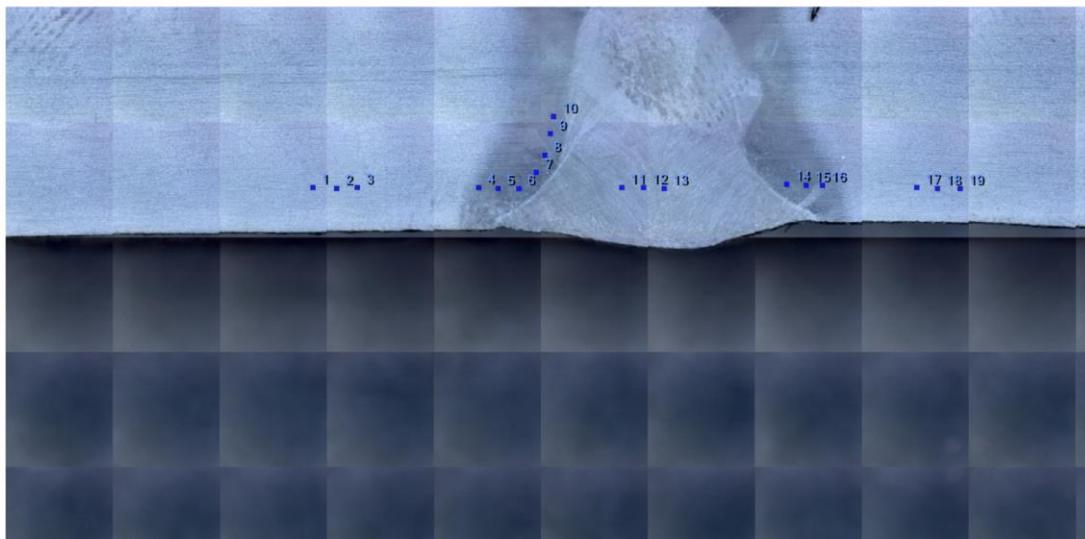
Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Prüfprotokoll

Auftraggeber: 4
Prüfer: Valeriu Testmethode: HV 10
Auftraggeber: Stefanos
Datum: 18.01.17

Härtewerte berechnet nach DIN EN ISO 6507-1: 2006-03.

Optik: 10 Umwertung: DIN



KIT Stahl- und Leichtbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Prüfprotokoll

Auftraggeber: 4
 Prüfer Valeriu Testmethode: HV 10
 Auftraggeber Stefanos
 Datum 18.01.17

Härtewerte berechnet nach DIN EN ISO 6507-1: 2006-03.

Nr.	Härte	<>	Umwertung	Zeit	Bemerkung
1. 4					
1	180,6 HV 10		577,2 N/mm ²	18.01.2017 15:45	
2	180,9 HV 10		578,4 N/mm ²	18.01.2017 15:45	
3	177,6 HV 10		567,9 N/mm ²	18.01.2017 15:45	
4	195,2 HV 10		625,7 N/mm ²	18.01.2017 15:45	
5	213,7 HV 10		686,0 N/mm ²	18.01.2017 15:46	
6	238,4 HV 10		765,1 N/mm ²	18.01.2017 15:46	
7	241,5 HV 10		774,6 N/mm ²	18.01.2017 15:46	
8	231,4 HV 10		744,2 N/mm ²	18.01.2017 15:46	
9	228,8 HV 10		735,4 N/mm ²	18.01.2017 15:46	
10	218,3 HV 10		699,9 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
11	215,2 HV 10		690,6 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
12	221,5 HV 10		709,4 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
13	217,1 HV 10		696,4 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
14	233,5 HV 10		750,6 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
15	228,4 HV 10		733,7 N/mm ²	18.01.2017 15:47	
16	205,2 HV 10		660,6 N/mm ²	18.01.2017 15:48	
17	190,4 HV 10		611,1 N/mm ²	18.01.2017 15:48	
18	187,5 HV 10		602,6 N/mm ²	18.01.2017 15:48	
19	186,9 HV 10		600,7 N/mm ²	18.01.2017 15:48	

Härtemessungen von korrodierter Probe

KIT Stahl- und Leichtbau Karlsruher Institut für Technologie (KIT)		Prüfprotokoll	
Auftraggeber:	2	Testmethode:	HV 10
Prüfer	Valeriu		
Auftraggeber	Stefanos		
Datum	18.01.17		
Härtewerte berechnet nach DIN EN ISO 6507-1: 2006-03.			
Optik:	10	Umwertung:	DIN

Härte [HV 10]

Nr.	Härte [HV 10]
1	175
2	180
3	185
4	205
5	230
6	245
7	245
8	255
9	260
10	240
11	215
12	215
13	215
14	250
15	245
16	215
17	185
18	180
19	175

KIT Stahl- und Leichtbau

Karlsruher Institut für Technologie (KIT)

Prüfprotokoll

Auftraggeber: 2
 Prüfer Valeriu Testmethode: HV 10
 Auftraggeber Stefanos
 Datum 18.01.17

Härtewerte berechnet nach DIN EN ISO 6507-1: 2006-03.

Nr.	Härte	<>	Umwertung	Zeit	Bemerkung
1. 2					
1	174,2 HV 10		557,7 N/mm ²	18.01.2017 14:50	
2	178,2 HV 10		569,7 N/mm ²	18.01.2017 14:50	
3	183,8 HV 10		590,4 N/mm ²	18.01.2017 14:50	
4	202,0 HV 10		648,1 N/mm ²	18.01.2017 14:51	
5	225,9 HV 10		723,7 N/mm ²	18.01.2017 14:51	
6	243,8 HV 10		781,5 N/mm ²	18.01.2017 14:51	
7	245,2 HV 10		785,7 N/mm ²	18.01.2017 14:51	
8	254,3 HV 10		817,3 N/mm ²	18.01.2017 14:51	
9	258,3 HV 10		829,9 N/mm ²	18.01.2017 14:52	
10	240,2 HV 10		770,5 N/mm ²	18.01.2017 14:52	
11	215,2 HV 10		690,6 N/mm ²	18.01.2017 14:52	
12	214,8 HV 10		689,4 N/mm ²	18.01.2017 14:52	
13	213,7 HV 10		686,0 N/mm ²	18.01.2017 14:52	
14	247,6 HV 10		792,7 N/mm ²	18.01.2017 14:53	
15	243,8 HV 10		781,5 N/mm ²	18.01.2017 14:53	
16	214,4 HV 10		688,3 N/mm ²	18.01.2017 14:53	
17	182,9 HV 10		586,7 N/mm ²	18.01.2017 14:53	
18	180,9 HV 10		578,4 N/mm ²	18.01.2017 14:53	
19	176,5 HV 10		564,5 N/mm ²	18.01.2017 14:53	

ANHANG E – Werkstoffzeugnisse und WPS

Werkstoff für die Stumpfnähte

Seite 1 von 8
 Page 1 of 8
 Z02
 Datum
 Date

A02
Abnahmeprüfzeugnis
Inspection certificate
 EN 10204 - 3.1

voestalpine Grobblech GmbH

A01

voestalpine-Strabe 3
 4020 Linz, Austria
 www.voestalpine.com/grobblech

A03 Beschuldigungs-Nr.: Document number	Q0407001	A07 BestDat.: OrderDat.	A07 BestDat.: OrderDat.	4F
A06 Besteller Customer	A08 Auftrags-Nr.: Order-No.:	4540832		
A07 BestNr.: OrderNo.	B01 Fabrikat Product	Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen hot rolled plates of structural steels		
A06 Empfänger Consignee	B02 Werkstoff Material	S355J2+N		
	B04 Lieferzustand Delivery condition	normalisierend gewalzt normalized rolled		
	B03 Norm Standard	EN 10025-2 + EN 10025-1 : 2004		

Z01 - Besichtigung und Maßprüfung: keine Beanstandung. Die Ergebnisse der durchgeführten Prüfungen entsprechen den Vorschriften.
 Z01 - Visual Examination and dimensional checking: satisfactory. The results of tests performed are in compliance with the requirements.

Umfang der Lieferung - Detail of supply

B07 Schmelze Heat No.	B06 Blech-Nr Plate No	Pos Item	Dimensionen - Dimensions			B08 Stück Piece	B12 Brutto Gross kg	B13 A09 Netto Liefe-Nr Net Disp-No kg	Sachnummer reference no.
			B09 Dicke Thickness mm	B10 Breite Width mm	B11 Länge Length mm				
756218	267916/2	20	12,00	2300,0	11800	1	2.611 80113	EEW GS14337	
756218	267916/1	20	12,00	2300,0	11800	1	2.612 80113	EEW GS14337	
859884	267915/1	20	12,00	2300,0	11800	1	2.610 80113	EEW GS14337	
859884	267915/2	20	12,00	2300,0	11800	1	2.610 80113	EEW GS14337	
861049	267917/1	20	12,00	2300,0	11800	1	2.611 80113	EEW GS14337	
861897	266637/1	80	8,00	2300,0	11800	1	1.756 80152	EEW GS14337	
861897	266637/2	80	8,00	2300,0	11800	1	1.756 80152	EEW GS14337	
861897	266638/2	80	8,00	2300,0	11800	1	1.756 80152	EEW GS14337	
861897	266638/1	80	8,00	2300,0	11800	1	1.756 80152	EEW GS14337	
862316	267191/2	50	25,00	2300,0	11800	1	5.435 80151	EEW GS14337	
862316	267191/1	50	25,00	2300,0	11800	1	5.434 80152	EEW GS14337	
862316	267192/1	50	25,00	2300,0	11800	1	5.435 80152	EEW GS14337	
862316	267192/2	50	25,00	2300,0	11800	1	5.435 80152	EEW GS14337	

A04
 Herstellerzeichen
 Symbol of the manufacturer's work

Z02

 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Grobblech
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GOLDS David

voestalpine
 ONE STEP AHEAD.

voestalpine

A03 Berechnung-Nr.: **Q0407001** A08 Auftrags-Nr.: **4540832** Z02 Datum: **02-03-2015** Seite **2** von **8**
 Document number: Order-No.: **4540832** Date: **02-03-2015** Page **2** of **8**

Umfang der Lieferung - Detail of supply

B07 Schmelze Heat No.	B06 Blech-Nr Plate No	Dimensionen - Dimensions			B09 Pos Item	B10 Dicke Thickness	B11 Länge Length	B08 Stück Piece	B12 Brutto Gross	B13 A09 Netto Lief.-Nr Net Disp-No	Sachnummer reference no.
		B09 Pos Item	B10 Breite Width	B11 Länge Length							
		mm	mm	mm	mm	mm	mm	kg	kg	kg	
862316	267193/1	50	25,00	2300,0	11800	1	5,435	80151	EEW	GS14337	
862316	267193/2	50	25,00	2300,0	11800	1	5,435	80151	EEW	GS14337	
862317	267186/1	70	40,00	2300,0	11800	1	8,659	80152	EEW	GS14337	
862317	267188/1	70	40,00	2300,0	11800	1	8,672	80152	EEW	GS14337	
862317	268521/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
862317	268521/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,252	80151	EEW	GS14337	
862317	268522/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
862317	268522/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,254	80151	EEW	GS14337	
862317	268523/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
862317	268524/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,277	80152	EEW	GS14337	
862317	268524/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,276	80152	EEW	GS14337	
862317	268526/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,255	80151	EEW	GS14337	
862317	268526/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
862317	268527/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,276	80152	EEW	GS14337	
862317	268527/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,275	80152	EEW	GS14337	
862317	268528/2	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
862317	268528/1	30	15,00	2300,0	11800	1	3,253	80151	EEW	GS14337	
948956	264741/1	60	30,00	2300,0	11800	1	6,486	80151	EEW	GS14337	

Summen - Sum

31

118.887

C70 - Erschmelzungsverfahren - Stranggussmaterial: LD-Verfahren mit Vakuumbehandlung, Stahl ist voll beruhigt. - Method of steelmaking: strand casted material: pure oxygen blown with vacuum treatment; steel is fully killed.

B14 - Ergänzende Angaben - Supplementary information

Teil. n. EN 10029/10 / Dimensional tolerances acc. EN 10029/10
 Normaleben nach EN 10029/10 Klasse N / Flatness acc. EN 10029/10 class N
 Dickentol. n. EN 10029/10 Tab.1 Klasse B / Thickness tolerance acc. EN 10029/10 tab.1 class B.
 EN10163-2: Klasse B3 - Reparaturerschweissung nicht erlaubt / EN10163-2: class B3 - Repair-welding not permitted.

Z02
 Grobblech
 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GÖLS David

voestalpine

voestalpine

ONE STEP AHEAD.

A03 Bezeichnung-Nr.: Document number		Q0407001		A08 Auftrags-Nr.: Order-No.		4540832		Z02 Datum Date		02-03-2015		Seite Page		3		von of		8		
Chemische Zusammensetzung (Schmelzanalyse) - Chemical composition (Heat analysis)																				
B07																				
Schmelze																				
Heat No.																				
C	Si	Mn	P	S	Al	Cr	Ni	Mo	Cu	V	Nb	Ti	N	B	Cae					
§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§	§					
Sollwerte	>=																			
Set values	<=	.200	.250	1.600	.025	.0200			.550						.43					
756218		.164	.223	1.430	.011	.0054	.038	.026	.012	.003	.010	.001	.017	.001	.0038	.0003	.41			
859884		.155	.228	1.400	.009	.0038	.036	.023	.011	.004	.016	.002	.018	.001	.0043	.0003	.40			
861049		.162	.224	1.440	.009	.0035	.028	.029	.010	.002	.012	.001	.022	.001	.0063	.0002	.41			
861897		.139	.200	1.370	.008	.0034	.039	.038	.034	.008	.015	.003	.016	.001	.0038	.0002	.38			
862316		.151	.249	1.420	.008	.0039	.037	.030	.019	.006	.016	.002	.017	.001	.0034	.0002	.40			
862317		.155	.240	1.460	.007	.0031	.037	.028	.023	.004	.016	.002	.017	.001	.0036	.0002	.41			
948956		.158	.236	1.420	.011	.0028	.028	.047	.009	.002	.010	.002	.016	.001	.0049	.0002	.41			
C99 - Ergänzende Angaben - Supplementary information																				
Cae: Cr+(Mn/6)+(Cr+Mo+V)/5+(Ni+Cu)/15																				

Z02
 Grobblech
 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GÖLS David

voestalpine
 ONE STEP AHEAD.

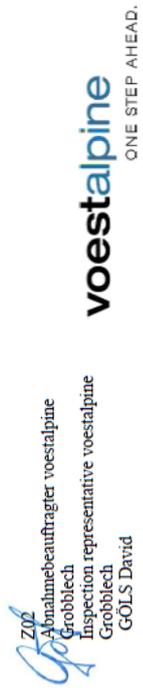
voestalpine

A03 **Q0407001** A08 **4540832** Z02 02-03-2015 Seite 4 von 8
 Berechnung-Nr.: **Q0407001** Auftrags-Nr.: **4540832** Datum 02-03-2015 Page Page of
 Document number: Order-No.:

Ergebnisse der Prüfungen - Test results: C10-C29 Zugversuch nach EN ISO 6892-1 - C10-C29 Tensile Test acc. EN ISO 6892-1

B07 Schmelze Heat No.	C41		C01		C02		C11		C12		C13		
	Breite Width	PrDicke SpThickn	Prlage Loc.	LageDicke Posth.	Lage Dir	Reh MPa	Reh MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	Rp0,2 MPa	Rm MPa	E	
Sollwerte >=												470	22.0
Set values <=												630	
756218	30,0	12.70	F	O	Q	457	440	538	A5	27.4			
859884	30,0	12.52	F	O	Q	492	467	561	A5	28.6			
861049	30,0	12.79	F	O	Q	515	480	584	A5	24.8			
861897	30,0	8.11	F	O	Q	451	423	578	A5	26.8			
862317	30,0	15.75	F	O	Q	450	438	559	A5	23.3			
Sollwerte >=	30,0	15.60	F	O	Q	451	441	558	A5	24.8			
Set values <=												345	345
862316	30,0	25.88	F	O	Q	448	434	554	A5	26.9			
862317	30,0	40.88	F	O	Q	424	409	542	A5	28.0			
948956	30,0	30.70	F	O	Q	438	419	551	A5	27.8			

PrDicke;SpThickn: Probendicke;specimen thickness
 C01;Prlage;loc.:
 F: Fuss;Bottom
 LageDicke;Posth.: Probenposition über Dicke;Pos Thickness
 O: Oberfläche;surface
 C02;Lage;Dir:
 Q: quer;transverse
 C12; Rm: Zugfestigkeit;Tensile Strength
 I0: Messlänge;gauge
 A5: Länge = 5,65 * sgr (Fläche) mm;Length = 5.65 * sgr (area) mm
 C13;A;E: Bruchdehnung;elongation



Z02
 Grobblech
 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GÖLS David

voestalpine

voestalpine

ONE STEP AHEAD.

A03 **Q0407001** A08 **4540832** Z02 02-03-2015 Seite 5 von 8
 Bescheinigungs-Nr.: **4540832** Datum **02-03-2015** Page **5** of **8**
 Document number: **4540832** Order-No.:

Ergebnisse der Prüfungen - Test results: C40-C49 Kerbschlagbiegeversuch nach EN ISO 148-1 - C40-C49 Impact Test acc. EN ISO 148-1

B06	C40	C01	C02	C03	C42	C42	C42	C43													
Blech-Nr	Pf	Prilage	LageDicke	Lage	Temp	EW	EW	MW	Dir	Dir	SV	SV	AV	AV	°C	J	J	J	J	J	
Plate No	shape	Loc.	PosTh.	PosTh.	temp	SV	SV	SV	AV	AV	°C	J	J	J	°C	J	J	J	J	J	
Sollwerte >=																					
Set values <=																					
267915	CV 10x7,5	F	O	L	-20	145	129	143	139												
267916	CV 10x7,5	F	O	L	-20	121	120	120	120												
267917	CV 10x7,5	F	O	L	-20	102	99	106	102												
Sollwerte >=																					
Set values <=																					
264741	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	204	201	186	197												
267186	CV 10x10	F	V	L	-20	206	223	209	212												
267188	CV 10x10	F	V	L	-20	215	243	218	225												
267191	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	198	222	174	198												
267192	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	214	221	202	212												
267193	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	224	207	223	218												
268521	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	180	204	196	193												
268522	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	200	199	211	203												
268523	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	197	208	197	201												
268524	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	168	180	213	187												
268526	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	202	194	210	202												

Z02
 GolS
 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Grobblech
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GOLDS David



voestalpine

A03 Bezeichnung-Nr.: Document number		Q0407001		A08 Auftrags-Nr.: Order-No.:		4540832		Z02 Datum Date		02-03-2015		Seite Page		6		von of		8		
Ergebnisse der Prüfungen - Test results: C40-C49 Kerbschlagbiegeversuch nach EN ISO 148-1 - C40-C49 Impact Test acc. EN ISO 148-1																				
B06	C40	C01	C02	C03	C42	C42	C42	C42	C43											
Blech-Nr. Plate No	Pf shape	Prilage Loc.	LageDicke PosTh.	Lage Dir	Temp temp	EW SV	EW SV	EW SV	MW AV											
					°C	J	J	J	J											
Sollwerte >=					-20	36	36	36	36											
Set values <=																				
268527	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	187	202	214	201											
268528	CV 10x10	F	ZB2	L	-20	187	195	173	185											
Sollwerte >=					-20	18	18	18	18											
Set values <=																				
266637	CV 10x5	F	O	L	-20	54	55	52	53											
266638	CV 10x5	F	O	L	-20	51	51	57	53											
<p>C40;Pf;shape: CV 10x10: Probenform , Abmessung;Test shape , Dimensions CV 10x7,5: Probenform , Abmessung;Test shape , Dimensions CV 10x5: Probenform , Abmessung;Test shape , Dimensions C01;Prilage;loc.: F: Fuss;Bottom LageDicke;PosTh.: Probenposition über Dicke;Pos Thickness O: Oberfläche;surface V: ¼ ZB2: 2mm unter Oberfläche;2mm below surface C02;Lage;Dir: L: längs;longitudinal C42;EW;SV: Einzelwert;single value C43;MW;AV: Mittelwert;average value</p>																				
Anmerkungen - Remarks																				
Wir bestätigen, dass die oben angeführte Lieferung den Bestellvorschriften (Normvorschriften) entspricht.																				
Die Unterschrift des Abnahmebeauftragten der voestalpine Grobblech GmbH wird durch eine elektronische Unterschrift ersetzt, da die Atteste																				


 Z02
 Abnahmebeauftragter voestalpine
 Grobblech
 Inspection representative voestalpine
 Grobblech
 GÖLS David

voestalpine
 ONE STEP AHEAD.

A03 Berechnungs-Nr.: **Q0407001**

Document number

A08

Auftrags-Nr.:
Order-No.:

4540832

Z02 Datum
Date

Seite
Page

von
of

7 8

bei voestalpine Grobblech GmbH mittels eines geeigneten Datenverarbeitungssystems erstellt werden (EN 10204, Fkt.5).

We confirm that the above-mentioned delivery corresponds to the order (and standard).

The signature of the inspection representative from voestalpine Grobblech GmbH is substituted by a electronic Signature, because the certificates of voestalpine Grobblech GmbH are prepared by a suitable data processing system (EN 10204, Pt.5).

Z02

Abnahmebeauftragter voestalpine
Grobblech
Inspection representative voestalpine
Grobblech
GÖLS David

voestalpine

voestalpine

ONE STEP AHEAD.

A03 **Q0407001** A03 **4540832** Z03 02-03-2015 Seite 7 von 8
Bescheinigungs-Nr.: Document number
Auftrags-Nr.: Order-No.
Anmerkungen - Remarks

bei voestalpine Grobblech GmbH mittels eines geeigneten Datenverarbeitungssystems erstellt werden (EN 10204, Pkt.5).

We confirm that the above-mentioned delivery corresponds to the order (and standard).

The signature of the inspection representative from voestalpine Grobblech GmbH is substituted by a electronic Signature, because the certificates of voestalpine Grobblech GmbH are prepared by a suitable data processing system (EN 10204, Pt.5).

Z03

Abnahmebeauftragter voestalpine
Grobblech
Inspection representative voestalpine
Grobblech
GOL'S David

voestalpine

voestalpine
ONE STEP AHEAD.

Werkstoff für die Quersteife



DILLINGER HÜTTE

A08/ Manufacturer's order/
A03 Certificate No. 403269-001

B01 Product
HEAVY PLATES

A10 Advice of dispatch No./
Date of dispatch 528549-24.04.15

A07.1 No. H. LEHNERT 22.10.2014
A07.2 No. TEL. 2394

B02/ Steel design. **S355J2+N**
B03 Any suppl. EN-10025-2:04 requirements

A06 Purchaser DH-MARKETING
Final receiver RWTH,AACHEN

B02/ Inspecting body A06 Purchaser DH
MATERIAL TEST REPORT (MTR)

A07.1 No. H. LEHNERT 22.10.2014
A07.2 No. TEL. 2394

B02/ Steel design. **S355J2+N**
B03 Any suppl. EN-10025-2:04 requirements

A06 Purchaser DH-MARKETING
Final receiver RWTH,AACHEN

B01-B99 Description of the product

B14 Item No.	B09 Number of pieces	B10 Thickness	B10 Width	B11 Length	B12 Theoretical mass	B04 Product delivery condition	B07.2 Heat No.	B07.1 Rolled plate No./ Test No.	A09 Purchaser article number
01	1	25,00	x 2500	x 6000	2944 N	2944 Actual mass: 2944 KG	419039	30538-01	
***	1				2944				

B06 Marking of the product

ITEM NO.: 01
STEEL DESIGNATION S355J2+N
HEAT NO. / TRADEMARK / ROLLED PLATE NO. - TEST NO. / INSPECTOR'S STAMP

C10-C29 Tensile test

B14 Item No.	B07.2 Heat No.	B05 Reference (heat) treatment	C01 Temp. GRC	C10 MPA REH	C11 RT	C12 RM	C13 % LO=5D	C14-C15
01	419039	30538	K4 Q	369	549	33		

C40-C49 Impact test

B14 Item No.	B07.1 Heat No.	B05 Reference (heat) treatment	C01 Temp. GRC	C40 Type of test piece	C41 Width of test piece	C42 Testing method	C46 Energy Joule	C45 AV=J	C43 Mean value
01	419039	30538	K4 LO	-20	CHP-V	750	211	223	240
									225

C70-C99 Chemical composition % - Heat analysis

B07.2 Heat No.	C	SI	MN	P	S	CU	MO	NI	CR	V	AL-T
419039	Y	0,162	0,534	1,56	0,012	0,0007	0,028	0,011	0,024	0,001	0,045

A01

A04



Manufacturers mark

Z01/Z02/Z03 We hereby certify, that the above mentioned materials have been delivered in accordance with the terms of order.


 B. BALDAUF
 Test House Manager


 AG der Dillinger Hüttenwerke
 Postfach 1580, D-66748 Dillingen/Saar
 Inspection department

Inspector's stamp Date 24.04.15 JK 1

 DILLINGER HÜTTE		A08/ Manufacturer's order/ A03. Certificate No.	Sheet
A10 Advice of dispatch No./ Date of dispatch		403269-001	2
A02 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER EN 10204:2004 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER ISO 10474:2013 MATERIAL TEST REPORT (MTR)		B01 Product HEAVY PLATES	
A05 Established inspecting body DH		A07.1 No. H. LEHNERT 22.10.2014 A07.2 No. TEL. 2394	
A06 Purchaser Final receiver		DH-MARKETING RWTH, AACHEN	
B02/ Steel design. S355J2+N B03 Any suppl. EN-10025-2:04 requirements			
C94 Heat analysis Carbon equivalent / Alloying restrictions			
B07.2 Heat 419039 FO-02= 0,44			
C94 Carbon equivalent formula / Alloying restrictions			
FO-02 = C + (MN/6) + (CR+MO+V) / 5 + (NI+CU) / 15			
D01 Marking and identification, surface appearance, shape and dimensional properties			
ITEM NO.: 01 EXAMINATION OF MARKING, SURFACE, SHAPE AND DIMENSIONS: THE RESULTS MEET THE REQUIREMENTS. SURFACE AS PER EN-10163-A1 THICKNESS AS PER EN-10029:10-A LENGTH AND WIDTH AS PER EN-10029:10 FLATNESS AS PER EN-10029:10-T4L			
A04		A01	
 Manufacturer's mark		AG der Dillinger Hüttenwerke Postfach 1580, D-66748 Dillingen/Saar Inspection department	
Z01/Z02/Z03 We hereby certify, that the above mentioned materials have been delivered in accordance with the terms of order.		B. BALDAUF Test House Manager	
		AHB Inspector's stamp	
		Date 24.04.15 JK 1	

WPS der Stumpfnähte



SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH
 Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Ort:	Nordhausen	Qualifikation nach:	DIN EN ISO 15614
Schweißverfahren des Herstellers:	MAG-M	Art der Vorbereitung bzw. Reinigung:	geschliffen
Beleg Nr.:	135_v135_P_BW_15_PA_bs_mb	Spezifikation des Grundwerkstoffs:	S355J2+N, DIN EN 10025
WPQR Nr.:	VP-BW 225 715 13 143-7	Werkstoffgruppe nach CR ISO 15608:	1.2
Hersteller:	SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH	Werkstückdicke (mm):	15
Schweißprozess nach EN ISO 4063:	135 / v135	Außendurchmesser (mm):	-
Nahtart:	Stumpfnäht, HV-Naht	Geltungsbereich (mm):	7,5 - 24
Einzelheiten der Fugenvorbereitung		Schweißposition nach EN ISO 6947:	PA/PA
(Zeichnung)*):			

Gestaltung der Verbindung	Schweißfolge

Einzelheiten für das Schweißen

Schweißraupe	Prozess	Durchmesser des Zusatzwerkstoffes [mm]	Stromstärke [A]	Spannung [V]	Stromart/ Polung	Drahtvorschub [m/min]	Vorschubgeschwindigkeit* [cm/ min]	Wärmeeinbringung* [KJ/ cm]
1	135	1,2	260 - 280	29 - 31	DC +	9,0 - 10	20 - 25	19,5
2	v135	1,2	280 - 300	30 - 32	DC +	10 - 11	25 - 30	17
3	v135	1,2	310 - 330	30 - 32	DC +	11 - 12	30 - 35	16,5

Zusatzwerkstoff

- Normbezeichnung: G 50 5 M G4Si1 ISO 14341-A
- Sondervorschriften für Trocknung: -

Schutzgas/Schutzpulver

- Schutzgas nach EN ISO 14175: M21
- Wurzelschutz: -

Gasdurchflussmenge

- Schutzgas: 15 l/min
- Wurzelschutz: -

Wolframelektrodenart/Durchmesser:

-

Einzelheiten über

- Ausfugen/Schweißbadsicherung:** Wurzel auf Rundkeramik

Wärmenachbehandlung

- und/oder Aushärten:** -
- Zeit, Temperatur, Verfahren:** -
- Erwärmungs- und Abkühlungsrate*):** $t_{8/5} = 5 - 25$ s

Weitere Informationen

- Pendeln: -
- maximale Raupenbreite: 20 mm
- Amplitude: -
- Frequenz: -
- Verweilzeit: -

Einzelheiten für das Pulsschweißen:

-
- Kontaktdüsenabstand:** 15 - 20 mm



SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH

Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Vorwärmtemperatur:

Zwischenlagentemperatur:

≤ 230 °C

Einzelheiten für das Plasmaschweißen:

Brenneranstellwinkel:

-

neutral bis leicht stechend

Hersteller

SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH

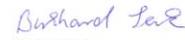

Romhardt, 01.10.2015

Name, Datum, Unterschrift

*) Falls gefordert

Prüfer oder Prüfstelle

Schweißaufsicht Burkhard Senk


01.10.2015

Datum, Unterschrift

WPS der Quersteife

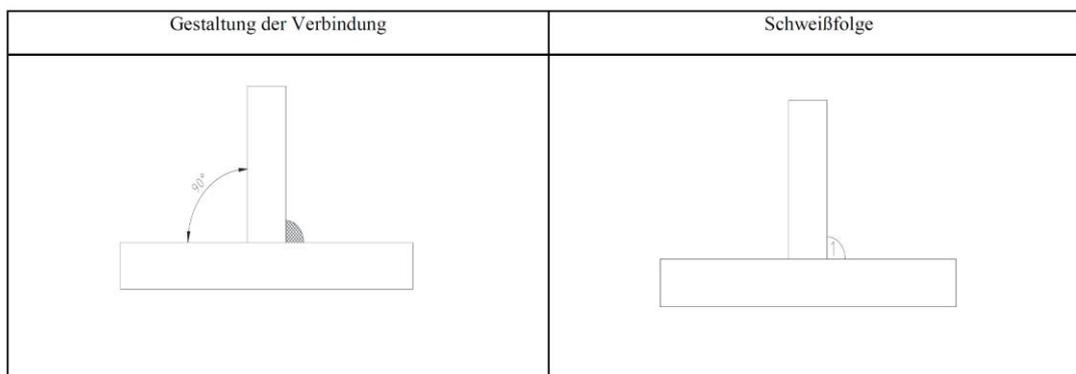


SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH
 Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Ort:	Nordhausen	Qualifikation nach:	EN ISO 15614-1
Schweißverfahren des Herstellers:	MAG-M	Art der Vorbereitung bzw. Reinigung:	gestrahlt
Beleg Nr.:	135_P_FWa4_PB_sl	Spezifikation des Grundwerkstoffs:	S355J2+N
WPQR Nr.:	VP-FW-225 715 13 100-03	Werkstoffgruppe nach CR ISO 15608:	1.2
Hersteller:	SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH	Werkstückdicke (mm):	12 / 25
Schweißprozess nach EN ISO 4063:	135	Außendurchmesser (mm):	-
Nahtart:	Kehlnaht, a = 4 mm	Geltungsbereich (mm):	≥ 5
Einzelheiten der Fugenvorbereitung (Zeichnung)*):	-	Schweißposition nach EN ISO 6947:	PB



Einzelheiten für das Schweißen

Schweißraupe	Prozeß	Durchmesser des Zusatzwerkstoffes [mm]	Stromstärke [A]	Spannung [V]	Stromart/Polung	Drahtvorschub [m/min]	Vorschubgeschwindigkeit* [cm/min]	Wärmeeinbringung* [kJ/cm]
1	135	1,2	280 - 300	31 - 33	DC+	10 - 11	40 - 45	12

Zusatzwerkstoff

- Normbezeichnung: G 50 5 M G45i1 EN ISO 14341
- Sondervorschriften für Trocknung: -

Schutzgas/Schutzpulver

- Schutzgas nach EN ISO 14175: M21
- Wurzelschutz: -

Gasdurchflussmenge

- Schutzgas: 15 l/min
- Wurzelschutz: -

Wolframelektrodenart/Durchmesser:

-

Einzelheiten über

Ausfugen/Schweißbadsicherung:

Vorwärmtemperatur:

- Zwischenlagentemperatur: ≤ 230 °C

Wärmenachbehandlung

- und/oder Aushärten: -
- Zeit, Temperatur, Verfahren: -
- Erwärmungs- und Abkühlungsrate*): $t_{8/5} = 5 - 25$ s

Weitere Informationen

- Pendeln: -
- maximale Raupenbreite: -
- Amplitude: -
- Frequenz: -
- Verweilzeit: -

Einzelheiten für das Pulsschweißen:

Kontaktdüsenabstand:

Einzelheiten für das Plasmaschweißen:

- Brenneranstellwinkel: neutral bis leicht stechend



SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH
Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Hersteller

SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH

Romhardt, 03.08.2015

Name, Datum, Unterschrift

*) Falls gefordert

Prüfer oder Prüfstelle

Schweißaufsicht Burkhard Senk

Burkhard Senk

03.08.2015

Datum, Unterschrift



SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH
Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Ort:	Nordhausen	Qualifikation nach:	EN ISO 15614 - 1
Schweißverfahren des Herstellers:	vMAG-M	Art der Vorbereitung bzw. Reinigung:	gestrahlt
Beleg Nr.:	v135_P_FWa4_PB_sl	Spezifikation des Grundwerkstoffs:	S235J2+N
WPQR Nr.:	VP-FW-225 715 13 157-3	Werkstoffgruppe nach CR ISO 15608:	1.1
Hersteller:	SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH	Werkstückdicke (mm):	12 / 25
Schweißprozess nach EN ISO 4063:	v135	Außendurchmesser (mm):	-
Nahtart:	Kehlnaht, a = 4 mm	Geltungsbereich (mm):	≥ 5
Einzelheiten der Fugenvorbereitung		Schweißposition nach EN ISO 6947:	PB
(Zeichnung)*:	-		

Gestaltung der Verbindung	Schweißfolge

Einzelheiten für das Schweißen

Schweißraupe	Prozeß	Durchmesser des Zusatzwerkstoffes [mm]	Stromstärke [A]	Spannung [V]	Stromart/ Polung	Drahtvorschub [m/min]	Vorschubgeschwindigkeit*) [cm/ min]	Wärmeeinbringung*) [KJ/ cm]
1	v135	1,2	280 - 300	31 - 33	DC +	10 - 11	40 - 45	13

Zusatzwerkstoff

- Normbezeichnung: G 50 S M G4Si1 EN ISO 14341
- Sondervorschriften für Trocknung: -

Schutzgas/Schutzpulver

- Schutzgas nach EN ISO 14175: M21
- Wurzelschutz: -

Gasdurchflussmenge

- Schutzgas: 15 l/min
- Wurzelschutz: -

Wolframelektrodenart/Durchmesser:

-

Einzelheiten über

Ausfugen/Schweißbadsicherung:

Vorwärmtemperatur:

Zwischenlagentemperatur: ≤ 230 °C

Wärmenachbehandlung

- und/oder Aushärten: -
- Zeit, Temperatur, Verfahren: -
- Erwärmungs- und Abkühlungsrate*): $t_{8/5} = 5 - 25$ s

Weitere Informationen

- Pendeln: -
- maximale Raupenbreite: -
- Amplitude: -
- Frequenz: -
- Verweilzeit: -

Einzelheiten für das Pulsschweißen:

Kontaktdüsenabstand: 15 - 20 mm

Einzelheiten für das Plasmaschweißen:

Brenneranstellwinkel: neutral bis leicht stechend



SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH
Industrieweg 2a • 99734 Nordhausen • www.schachtbau.de



Mitglied im Deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V.

Hersteller

SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH

A handwritten signature in blue ink, appearing to read 'Jan Romhardt'.

Romhardt, 27.05.2015

Name, Datum, Unterschrift

*) Falls gefordert

Prüfer oder Prüfstelle

Schweißaufsicht Burkhard Senk

A handwritten signature in blue ink, appearing to read 'Burkhard Senk'.

27.05.2015

Datum, Unterschrift