

# **Zum Ermüdungsverhalten HFH- behandelter Schweißverbindungen in korrosiver Umgebung**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)

von der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften  
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT)

genehmigte

Dissertation

von

Joscha Weinert, M.Eng.

aus Auerbach in der Oberpfalz

Tag der mündlichen Prüfung: 07. Juni 2024

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummerhofer

Korreferentin: Prof. Dr.-Ing. Imke Engelhardt

Korreferent: Prof. Dr.-Ing. Max Spannaus

Karlsruhe 2024



# Kurzfassung

Durch die Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren (HFH) kann die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Bauteile gesteigert werden. Richtlinien erlauben daher erhöhte Widerstandswerte in der Ermüdungsbemessung, wodurch Stahlkonstruktionen wirtschaftlicher ausgelegt werden können. Ein großes Anwendungspotenzial besteht an den geschweißten Strukturen von Offshore- und Stahlwasserbauwerken. Neben der Ermüdungsbeanspruchung sind deren Tragwerksteile zeitgleich einer korrosiven Umgebung ausgesetzt, so dass bei fehlendem Korrosionsschutz Korrosionsermüdung auftreten kann. Bisherige Forschungsarbeiten belegen, dass die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem unbehandelten Zustand auch in korrosiver Umgebung deutlich erhöhen kann. Allerdings ist noch unklar, welche verzögernden Effekte die Ermüdungsfestigkeitssteigerung trotz Korrosion hervorruft und inwiefern die Phasen der Rissentstehung und des Rissfortschritts im behandelten Zustand korrosiv beeinflusst werden.

Vor diesem Hintergrund werden in der vorliegenden Arbeit experimentelle, numerische und bruchmechanische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten und zur Wirksamkeit von HFH-behandelten Quersteifen in korrosiver Umgebung durchgeführt. Darüber hinaus werden bestehende Kerbfallempfehlungen verifiziert, indem sie gegen potenziell ungünstige Einflüsse abgesichert werden. Neben Einflüssen aus Korrosion werden auch solche aus der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie berücksichtigt, die sich auf die Phasen der Ermüdungslebensdauer auswirken können. Auf diese Weise soll eine solide Grundlage für die Bemessung von geschweißten und HFH-behandelten Quersteifen in korrosiver Umgebung und für die zukünftige Integration in Regelwerke geschaffen werden.

Die Bewertung des Ermüdungsverhaltens basiert auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen an 77 Probekörpern des Konstruktionsdetails Quersteife mit einseitig aufgeschweißter Steife. Diese werden entweder in Salzsprühnebel oder in künstlichem Meerwasser vorkorrodiert, wodurch eine erhöhte Rauheit und eine oberflächennahe Abrostung entsteht. Durch Ermüdungsversuche an Luft oder in künstlichem Meerwasser wird der Korrosionseinfluss auf das Ermüdungs-

verhalten unter Berücksichtigung der beiden Vorkorrosionsmethoden und getrennt für die Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase untersucht. Zudem geben Rastlinienuntersuchungen Aufschluss über das Ermüdungsrisssverhalten: Die Entwicklung der Rissgeometrie variiert je nach Behandlungszustand und -verfahren, ist jedoch unabhängig vom Einfluss der Korrosion. Minimal detektierbare Risstiefen betonen die Relevanz beider Lebensdauerphasen bei der Bewertung der Ermüdungsfestigkeit. Obwohl die Rissfortschrittsrate infolge der Korrosion erhöht wird, weisen HFH-behandelte Probekörper eine längere Lebensdauer in der Rissfortschrittsphase auf als unbehandelte an Luft. Dies belegt die Wirksamkeit der Behandlung auch unter simultanen Korrosionsbedingungen.

Die Ermüdungsfestigkeit wird nach dem Nennspannungs-, Kerbspannungs- und Rissfortschrittskonzept bewertet. Eine erste Bewertung erfolgt auf Nennspannungsebene, basierend auf Bruchschwingspielzahlen und unter Einbeziehung von Literaturdaten. Zur Bewertung der Versuche auf Kerbspannungsebene werden Kerbformzahlen mithilfe numerischer Modelle ermittelt. Diese Modelle quantifizieren zudem den Einfluss unterschiedlicher Belastungsarten und Bauteilsymmetrien auf die Rissentstehung. Für die Bewertung nach dem Rissfortschrittskonzept wird ein Modell auf Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) entwickelt. Es berücksichtigt Einflüsse von Belastungsart, Behandlungszustand und Korrosion auf das Makrorisswachstum. Neben analytischen Lösungen wird dazu ein numerisches Modell eingesetzt, welches reale Rissformen erfassen kann.

Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit zeigt, dass Korrosion sowohl die Phase der Rissentstehung als auch die des Rissfortschritts HFH-behandelter Quersteifen beeinflusst. Obwohl das Verbesserungspotenzial gegenüber dem unkorrodierten Zustand limitiert ist, bleiben positive Einflüsse der Behandlung in beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer erhalten. Dies führt zu einer deutlich erhöhten Ermüdungsfestigkeit, selbst unter korrosiven Bedingungen. Die erzielten Untersuchungsergebnisse unterstützen zudem die Verifizierung der bestehenden Kerbfaltempfehlungen. Dabei werden ungünstige Einflüsse durch ein rechnerisch erweitertes Streuband erfasst. Auf Basis der ausführlichen experimentellen und rechnerischen Untersuchungen wird schließlich der Kerbfall 125 auf Nenn- und der Kerbfall 320 auf Kerbspannungsebene als Ansatz für die Bemessung von HFH-behandelten Quersteifen in korrosiver Umgebung bestätigt.

# Abstract

The use of high-frequency mechanical impact (HFMI) treatment has proven to be an effective method for improving the fatigue strength of welded components. As a result, guidelines now allow the use of higher resistance values in fatigue assessment. This enables a more economical design of steel structures. Among other applications, there is great potential for welded structures in the offshore sector and in hydraulic steel construction. However, their components are simultaneously exposed to corrosive environments, so there is a risk of corrosion fatigue if corrosion protection is lacking. Existing research results show that HFMI-treatment can significantly increase fatigue strength compared to untreated components, even in corrosive environments. However, it remains unclear which delaying effects contribute to this increase in fatigue strength despite corrosion. It is also not known to what extent the respective stages of crack initiation and crack propagation under HFMI-treated conditions are influenced by corrosion.

In this context, experimental, numerical, and fracture mechanical investigations on the fatigue behaviour and effectiveness of HFMI-treated transverse attachments in corrosive environments are carried out in this work. Furthermore, an existing FAT class recommendation is reviewed regarding other potentially unfavourable influences. In addition to corrosion, influences of the load type and joint symmetry on the fatigue life stages are also taken into account in these analyses. The aim is to create a solid basis for the design of welded and HFMI-treated transverse attachments in corrosive environments and for future integration into codes and standards.

The assessment of fatigue behaviour is based on extensive experimental investigations on 77 specimens representing one-sided transverse attachment joints. These are pre-corroded either in salt spray or in artificial seawater, resulting in increased roughness and near-surface rusting. Fatigue tests, conducted in air or artificial seawater, evaluate the influence of corrosion on fatigue behaviour. This consideration includes both pre-corrosion methods and separates the analysis for the crack initiation and crack propagation stages. Additionally, beach mark investigations

provide insights into fatigue crack behaviour: The development of crack geometry varies depending on the treatment condition and device but remains independent of corrosion influence. Minimum detectable crack depths emphasise the relevance regarding both stages of fatigue life when assessing fatigue strength. While exposure to corrosion increases the crack propagation rate, HFMI-treated specimens demonstrate a longer fatigue life in the crack propagation stage compared to untreated specimens tested in air. This proves the effectiveness of the treatment even under simultaneous corrosion conditions.

The fatigue strength is assessed using the nominal stress, notch stress and crack propagation approach. An initial assessment is carried out based on nominal stresses, using the number of fatigue cycles to failure, and incorporating literature data. To evaluate the tests on a notch stress level, elastic stress concentration factors are determined using numerical models. These models also quantify the influence of different load types and varying joint symmetry on crack initiation. A model based on linear-elastic fracture mechanics (LEFM) is developed for the evaluation according to the crack propagation approach. This model accounts for influences of load type, treatment condition, and corrosion on macrocrack growth. Alongside analytical solutions, a numerical model capable of accommodating actual crack forms is also employed.

The assessment of fatigue strength demonstrates that corrosion affects both the crack initiation and the crack growth stage of HFMI-treated welds. Despite limited improvement potential compared to the uncorroded state, the treatment maintains positive effects in both fatigue life stages, leading to significantly increased fatigue strength, even in corrosive conditions. Additionally, the research results support the verification of the existing fatigue class recommendations, capturing unfavourable influences through a computationally extended scatter band. The extensive experimental and computational investigations have validated FAT 125 for the nominal stress approach and FAT 320 for the notch stress approach as suitable for the design of HFMI-treated transverse attachments in corrosive environments.

# Vorwort

Am Ende dieses intensiven und ereignisreichen Weges als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München und als Doktorand an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie blicke ich auf das Erlebte und Geschaffene zurück und möchte den Menschen in meinem Umfeld für ihre Unterstützung in dieser Zeit danken.

An erster Stelle möchte ich Prof. Dr.-Ing. Imke Engelhardt und Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer meinen außerordentlichen Dank für die Betreuung dieser Arbeit, die fachlichen Diskussionen, die wertvollen Anregungen sowie das entgegengebrachte Vertrauen aussprechen. Dass mir dieser Weg ermöglicht wurde, empfinde ich als ein absolutes Privileg und sehe es alles andere als selbstverständlich an.

Herzlich bedanken möchte ich mich zudem bei Prof. Dr.-Ing. Max Spannaus für die Übernahme des Korreferats, den anregenden und interessanten fachlichen Austausch sowie das Interesse an meiner Arbeit. Ebenfalls gilt mein Dank den weiteren Mitgliedern der Prüfungskommission, Prof. Dr.-Ing. Philipp Dietsch für die Übernahme des Vorsitzes und Prof. Dr.-Ing. Frank Dehn für das Mitwirken bei der Doktorprüfung.

Vielen Dank an Prof. Dr.-Ing. Peter Knödel und Dr.-Ing. Stefanos Gkatzogiannis für die hervorragende und bereichernde Zusammenarbeit im Rahmen des Forschungsprojektes und bei der Ausarbeitung unserer gemeinsamen Veröffentlichungen. Auch dem Projektbegleitendem Ausschuss sei für jegliche Unterstützung im Rahmen des Forschungsprojektes und darüber hinaus gedankt.

Großer Dank gilt auch Prof. Dr.-Ing. Ömer Bucak und dem Team der LSL GmbH für die wertvolle Unterstützung bei der Versuchsdurchführung und den weitreichenden Einblick in die Bauteilprüfung über die Ausrichtung dieser Arbeit hinaus.

Zudem möchte ich Prof. Dr.-Ing. Christian Schuler danken, der mich auf verschiedene Weise begleitet und unterstützt hat. Vor allem bin ich für die vertrauensvolle und lehrreiche gemeinsame Arbeit am Institut für Material- und Bauforschung der Hochschule München dankbar.

Ganz herzlicher Dank geht an all die großartigen Kolleginnen und Kollegen aus München und Karlsruhe sowie an die Studierenden und Hilfskräfte für jegliche Unterstützung und die angenehme Zeit. Auch sei meinen Freundinnen und Freunden für die moralische Unterstützung gedankt.

Besonderer Dank gilt meinen Eltern Andrea und Alfred, die mir schon in jungen Jahren die Bedeutung von Bildung vermittelt haben und mir dadurch einen solchen Weg erst ermöglicht haben.

Zuletzt möchte ich mich zutiefst bei meiner Frau Mona bedanken, die mich in all den Jahren durch ihre verständnisvolle und motivierende Art so wundervoll unterstützt hat. Diese Arbeit möchte ich ihr und unserer wunderbaren Tochter Nele widmen.

München, im Oktober 2024

Joscha Weinert



# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung .....</b>	<b>i</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>iii</b>
<b>Vorwort .....</b>	<b>v</b>
<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>vii</b>
<b>Abkürzungen, Formelzeichen und Indizes .....</b>	<b>xi</b>
<b>1 Einleitung.....</b>	<b>1</b>
1.1 Ausgangssituation.....	1
1.2 Problemstellung und Zielsetzung .....	3
1.3 Aufbau der Arbeit .....	4
<b>2 Kenntnisstand .....</b>	<b>7</b>
2.1 Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen.....	7
2.1.1 Ermüdungsvorgang und Phasen der Lebensdauer.....	8
2.1.2 Ermüdungsfestigkeit – Wöhlerversuch und Wöhlerlinie.....	10
2.1.3 Kerb- und Stützwirkung .....	13
2.1.4 Größeneinfluss .....	16
2.1.5 Einfluss der Oberflächenrauheit .....	19
2.1.6 Einfluss von Schweißnahtunregelmäßigkeiten.....	22
2.1.7 Einfluss von Mittelspannungen .....	23
2.1.8 Einfluss von Eigenspannungen.....	24
2.1.9 Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie .....	27
2.2 Schweißnahtnachbehandlung mit HFH-Verfahren.....	33
2.2.1 HFH-Verfahren - Applikation und Voraussetzungen .....	34
2.2.2 Wirkungsweisen der HFH-Verfahren .....	36
2.2.3 Auswirkung auf die Ermüdungslebensdauer.....	41
2.2.4 Wirkungsrelevante Einflüsse.....	43
2.2.5 Bemessungsregelungen.....	47

2.3	Auswirkungen korrosiver Umgebung .....	51
2.3.1	Korrosionsformen .....	51
2.3.2	Verfahren zur Korrosionsprüfung im Labor .....	53
2.3.3	Korrosionsbedingte Oberflächenveränderungen .....	54
2.3.4	Korrosionsermüdung .....	57
2.3.5	Literaturstudien zum Konstruktionsdetail Quersteife.....	61
2.4	Konzepte zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit.....	65
2.4.1	Nennspannungskonzept .....	66
2.4.2	Kerbspannungskonzept .....	70
2.4.3	Rissfortschrittskonzept (linear-elastische Bruchmechanik) .....	77
<b>3</b>	<b>Experimentelle Untersuchungen am Konstruktionsdetail Quersteife.....</b>	<b>95</b>
3.1	Berücksichtigung korrosiver Einflüsse.....	95
3.2	Versuchsprogramm.....	97
3.3	Fertigung und Vorbereitung der Probekörper .....	98
3.3.1	Probekörpergeometrie .....	98
3.3.2	Werkstoff .....	99
3.3.3	Fertigung der geschweißten Probekörper .....	100
3.3.4	HFH-Behandlung und Kantennachbearbeitung.....	102
3.3.5	Anwendung von Labormethoden zur Vorkorrosion.....	103
3.4	Probekörpercharakterisierung.....	106
3.4.1	Messablauf und Umgang mit den Messdaten .....	107
3.4.2	Sichtprüfung und Mikroskopie der Oberfläche.....	109
3.4.3	Oberflächenbeschaffenheit.....	110
3.4.4	Lokale Schweißnahtübergangsgeometrie .....	113
3.4.5	Blechdicke und Abstand der Schweißnahtfußpunkte .....	120
3.4.6	Überprüfung der schweißtechnischen Fertigungsqualität.....	123
3.4.7	Zusammenfassung.....	127
3.5	Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche.....	129
3.5.1	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	129
3.5.2	Versuchsergebnisse.....	132
3.5.3	Zusammenfassung.....	140

---

3.6	Untersuchung des Ermüdungsrisserhaltens .....	143
3.6.1	Anwendung des Rastlinienverfahrens.....	143
3.6.2	Erfassung und Beschreibung der Bruchflächen.....	145
3.6.3	Vermessung und Auswertung .....	146
3.6.4	Ergebnisse der Rastlinienuntersuchungen .....	148
3.6.5	Zusammenfassung .....	157
<b>4</b>	<b>Bewertung der Ermüdungsfestigkeit.....</b>	<b>161</b>
4.1	Bewertung nach dem Nennspannungskonzept.....	161
4.1.1	Gesamtauswertung der Korrosionsermüdungsversuche.....	161
4.1.2	Einbeziehung von Literaturergebnissen .....	165
4.2	Bewertung nach dem Kerbspannungskonzept .....	172
4.2.1	Ermittlung von elastischen Kerbformzahlen.....	173
4.2.2	Kerbspannungswöhlerlinien der Versuchsserien.....	177
4.2.3	Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie .....	182
4.3	Bewertung nach dem Rissfortschrittskonzept.....	185
4.3.1	Grundlegendes zum Aufbau des LEBM-Modells.....	186
4.3.2	Analytische und numerische Ermittlung des K-Faktors .....	187
4.3.3	Berücksichtigung realer Rissformen.....	194
4.3.4	Bruchmechanische Kennwerte .....	202
4.3.5	Berücksichtigung des Eigenspannungszustands.....	206
4.3.6	Experimentelle Validierung des LEBM-Modells .....	213
4.3.7	Rissfortschritts- und Einflussanalyse .....	217
4.3.8	Analyse des Ermüdungsverhaltens für Anriss und Bruch.....	223
<b>5</b>	<b>Kerbfallempfehlung .....</b>	<b>235</b>
5.1	Relevante Erkenntnisse zur Kerbfallempfehlung .....	235
5.2	Vorgehen zur Absicherung der Empfehlung .....	237
5.3	Verifizierung der Kerbfallempfehlung.....	240
5.4	Geltungsbereich.....	243
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>245</b>
6.1	Zusammenfassung .....	245
6.2	Ausblick .....	252

<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>255</b>
<b>Veröffentlichungen und Abschlussarbeiten mit Bezug zu dieser Arbeit.....</b>	<b>277</b>
<b>Anhang.....</b>	<b>281</b>
A    Ergebnisse der durchgeführten Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche .....	281
B    Recherchierte Ermüdungsversuchsserien.....	287
C    Analytische Berechnung von Kerbformzahlen .....	293
D    Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren .....	297
E    Abnahmeprüfzeugnis des Werkstoffs S355J2+N .....	303
F    Schweißanweisung (WPS).....	305

# Abkürzungen, Formelzeichen und Indizes

## Abkürzungen

<b>Abkürzung</b>	<b>Bedeutung</b>
ASME	American Society of Mechanical Engineers
ASTM	American Society of Testing and Materials
AW	As-welded (wie geschweißt)
Ax	Axiale Zugbelastung / Axiale Zugspannung
B	Biegebelastung / Biegespannung
BS	British Standard
CAD	Computer-Aided Design
DAST	Deutscher Ausschuss für Stahlbau
DIN	Deutsches Institut für Normung
DL	Durchläufer im Wöhlerversuch
DNV	Det Norske Veritas
EC	Eurocode
ES	Eigenspannung
Exp	Experiment
FAT	Kerbfallklasse (engl. fatigue class)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GW	Grundwerkstoffversagen im Wöhlerversuch
HFMI	High Frequency Mechanical Impact Treatment
HG	Hochgesetzt auf höhere Beanspruchung im Wöhlerversuch
HiFIT	High Frequency Impact Treatment
HV	Härtewert nach Vickers

IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
KHP	Kreishohlprofil
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
KMW	Künstliches Meerwasser
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
MAG	Metall-Aktivgasschweißen
MW	Mittelwert
NÜ	Nahtübergangsversagen im Wöhlerversuch
PIT	Pneumatic Impact Treatment
Pk	Probekörper
RB	Realbedingungen
Ref	Referenz
SSN	Salzsprühnebel (-prüfung)
UIT	Ultra Sonic Impact Treatment
unkor	Unkorrodiert
UNP	Ultrasonic Needle Peening
UP	Ultrasonic Peening
UPT	Ultrasonic Peening treatment
Var	Variante
WIG	Wolfram-Inertgasschweißen
WPS	Schweißanweisung
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfverfahren

## Formelzeichen

In der vorliegenden Arbeit wird ergänzend zu den unten aufgeführten Formelzeichen das Präfix  $\Delta$  verwendet, welches die Schwingbreite der jeweiligen Kenngröße in Bezug auf Belastung, Spannung und Ermüdungsfestigkeit bezeichnet.

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
a	mm	Risstiefe
a/c		Halbachsenverhältnis
a <sub>0</sub>	mm	Anfangsrisstiefe
a <sub>min</sub>	mm	Minimal detektierbare Risstiefe
b	mm	Grundblechbreite
C		Konstante in der Rissfortschrittsgleichung (Paris-Gesetz)
c	mm	Risslänge
da/dN	mm/LZ	Rissfortschrittsgeschwindigkeit / Rissfortschrittsrate
e	mm	Einbrand (AW) / Eindringtiefe (HFH)
f	Hz	Beanspruchungsfrequenz / Prüffrequenz
F	kN	Kraft
f <sub>y</sub>	MPa	Streckgrenze
H		Korrekturfaktor für Biegung
h'	mm	Steifenhöhe
k		Exponent für den Beanspruchungsfrequenz-Effekt
K	N/mm <sup>3/2</sup>	Spannungsintensitätsfaktor (auch K-Faktor)
k <sub>f</sub>		Kerbfaktor zur Berücksichtigung lokaler Spannungen
K <sub>f</sub>		Kerbwirkungszahl
K <sub>R,σ</sub>		Rauheitskorrekturfaktor
K <sub>t</sub>		Kerbformzahl / Formzahl / Kerbfaktor
L	mm	Abstand der Schweißnahtfußpunkte
l	mm	Länge
l <sub>n</sub>	mm	Gesamtmessstrecke
l <sub>r</sub>	mm	Einzelmessstrecke
M	kNm	Biegemoment
m		Exponent in der Rissfortschrittsgleichung (Paris-Gesetz)
m		Neigung der Wöhlerlinie
m(x, a)		Gewichtsfunktion

<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$M_k$		Faktor für Spannungskonzentration am Rissort
$m_{Np}$		Logarithmischer Mittelwert der Rissfortschrittslebensdauer
$n$		Anzahl (Messungen, Probekörper, Ergebnisse)
$n$		Exponent der Blechdickenkorrektur
$n$		Exponent zur Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit
$N$		Schwingspielzahl / Lebensdauer
$P_{\bar{u}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
$R$		Spannungsverhältnis ( $R = \sigma_u / \sigma_o$ )
$R_a$	$\mu\text{m}$	Arithmetischer Mittenrauwert
$R_m$	MPa	Zugfestigkeit
$R_{\text{max}}$	$\mu\text{m}$	Maximale Rautiefe
$R_z$	$\mu\text{m}$	Gemittelte Rautiefe
$R_{zi}$	$\mu\text{m}$	Einzelrautiefen
$s$		Mikrostützwirkungsfaktor
$S$		Stahlgüte
$s$	mm	Stichmaß zur Ermittlung des Winkelversatzes
$T$		Streuspanne
$t$	mm	Wanddicke / Grundblechdicke / Blechdicke
$t$	s	Zeit
$t'$	mm	Steifendicke
$t_o$	mm	Blechdicke im Ausgangszustand
$u$	mm	Verschiebung
$V$	%	Variationskoeffizient ( $V = \sigma / \mu$ )
$Y$		Geometriefaktor
$Z$	$\mu\text{m}$	Ordinatenwert
$\delta$	%	Relativer Fehler
$\eta$		Median
$\theta$	°	Nahtanstiegswinkel



<b>Zeichen</b>	<b>Einheit</b>	<b>Bedeutung</b>
$\mu$		Mittelwert
$\pi$		Kreiszahl
$\rho$	mm	Nahtübergangsradius / Ausrundungsradius / Kerbradius
$\rho^*$	mm	Ersatzstrukturlänge
$\rho_f$	mm	Fiktiver Ausrundungsradius
$\sigma$	MPa	Spannung
$\sigma$		Standardabweichung
$\phi$	° / rad	Winkelposition an der Rissfront

## Indizes

<b>Index</b>	<b>Bedeutung</b>
50%	Mittelwert (50 %-Fraktil)
95%	Charakteristischer Wert (95 %-Fraktil)
a	Spannungsamplitude
C	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $N_c = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen / char. Ermüdungsfestigkeit / Kerbfall
c	Kritischer Spannungsintensitätsfaktor
D	Dauerfestigkeit
eff	Effektive Blechdicke, effektiver Spannungsintensitätsfaktor oder effektives Spannungsverhältnis
f	Finales Versagen bzw. Bruch in Bezug auf Lebensdauer oder Risstiefe
i	Anriss bzw. Rissinitiierung in Bezug auf Lebensdauer oder Risstiefe
I	Modus I der Rissöffnungsart
II-III	Spannungsintensitätsfaktor an der Grenze der Regionen II und III in Bezug auf den frequenzabhängigen Korrosionseinfluss
j	Nummer des Datenpunkts

<b>Index</b>	<b>Bedeutung</b>
k	Kerbspannung
K	Konturen und deren entsprechende Anzahl in der XFEM-Berechnung
m	Mittlere Risstiefe oder Mittelspannung
M	Schwingspielzahl oder Spannung im Markierungszyklus
max	Maximum der Kerbwirkungszahl, des Spannungsintensitätsfaktors oder der Spannung
min	Minimum des Spannungsintensitätsfaktors oder der Spannung
mod	Modifizierte bzw. korrigierte Nennspannung
n	Nennspannung
o	Oberspannung
op	Rissöffnen
p	Rissfortschritt oder Risswachstum in Bezug auf die Lebensdauer
pl	Spannungsintensitätsfaktor für Plastizierungen an der Rissspitze
ref	Referenz
res	Spannungsintensitätsfaktor für Eigenspannungen
s	Strukturspannung
th	Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors
u	Unterspannung
x, y, z	Koordinatenachsen
xx	Querrichtung der gemessenen Eigenspannungen

# 1 Einleitung

## 1.1 Ausgangssituation

Der Einfluss höherfrequenter Hämmerverfahren (HFH) zur Nachbehandlung von geschweißten Bauteilen wurde in einer Vielzahl von Studien untersucht, die deren positive Wirkung auf die Ermüdungsfestigkeit für vielfältige Anwendungen nachweisen konnten. Bei der HFH-Behandlung wird der ermüdungskritische Nahtübergang einer Schweißnaht mithilfe eines höherfrequent angeregten Bolzens plastisch umgeformt, wie in Abbildung 1.1 dargestellt. Dadurch werden die Kerbgeometrie verändert, die Randschicht verfestigt und oberflächennah Druckeigenstress eingebracht. Diese Effekte verzögern effektiv die Rissentstehung und das frühe Risswachstum, wodurch die HFH-Verfahren den Ermüdungswiderstand wirksam erhöhen.



Abbildung 1.1: HFH-Anwendung zur Nachbehandlung eines ermüdungskritischen Schweißnahtübergangs

Basierend auf den Forschungsarbeiten der letzten beiden Jahrzehnte entstanden Richtlinien, nach denen der HFH-behandelte Zustand in Form von erhöhten Widerstandswerten bei der Ermüdungsbemessung von geschweißten Konstruktions- bzw. Kerbdetails berücksichtigt werden kann. Dazu gehören die IIW-Emp-

fehlungen von (Marquis und Barsoum, 2016) und die DAST-Richtlinie 026, die verbesserte Ermüdungsfestigkeiten ausgehend von der Kerbfallklasse des unbehandelten, wie geschweißten (AW) Konstruktionsdetails beinhalten.

Ein hohes Potenzial zur Anwendung der höherfrequenten Hämmerverfahren bieten Tragstrukturen, für die der Nachweis der Ermüdungssicherheit an geschweißten Konstruktionsdetails aufgrund hoher wechselnder Lastanteile maßgebend werden kann. Die Auslegung der Tragwerkselemente hängt im Wesentlichen von der Ermüdungsfestigkeit des Schweißnahtübergangs und dessen Behandlungszustand ab. Um den Ermüdungsnachweis an Konstruktionsdetails mit unbehandelten Schweißnähten zu erfüllen, sind mitunter große Wanddicken zur Reduzierung der Beanspruchungen erforderlich. Infolge einer HFH-Nachbehandlung wird der lokale Werkstoffwiderstand am ermüdungskritischen Schweißnahtübergang nachweislich verbessert, wodurch die Lebensdauer des Konstruktionsdetails verlängert wird. Alternativ kann bei gleicher Lebensdauer die Wanddicke aufgrund der verbesserten Ermüdungsfestigkeit reduziert werden, so dass sich der erforderliche Materialeinsatz reduziert und Ressourcen geschont werden.

Folglich bietet die HFH-Behandlung geschweißter Konstruktionsdetails eine Möglichkeit zur wirtschaftlicheren Auslegung ermüdungsbeanspruchter Bauwerke. Neben dem Einsatz an Infrastrukturbauwerken, wie Straßen- und Eisenbahnbrücken, besteht zudem ein großes Potenzial für die Anwendung an Offshore- und Stahlwasserbauwerken. Vor allem an Gründungsstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen, die wechselnden Beanspruchungen aus Wind, Wellen und Anlagenbetrieb ausgesetzt sind, lassen sich durch verbesserte Ermüdungsfestigkeiten hohe Einsparungen bei der Dimensionierung und Auslegung von geschweißten Stahlkonstruktionen realisieren. Auch Verschlüsse im Stahlwasserbau werden in der Regel als Schweißkonstruktion ausgeführt. Diese werden beim Schleusenvorgang durch die damit verbundene Wasserstandsregulierung ermüdungsbeansprucht. Daher bieten sie, ebenso wie weitere wasserbauliche Anlagen, ein mögliches Anwendungsgebiet für den Einsatz von höherfrequenten Hämmerverfahren.

Die aktuellen Richtlinien zur Schweißnahtnachbehandlung durch HFH-Verfahren bieten eine Grundlage für deren Anwendung an Offshore-Strukturen und an Bauwerken des Stahlwasserbaus. Neben den ermüdungswirksamen Beanspruchun-

gen sind die Tragwerksteile in der Spritz- und Wasserwechselzone jedoch zeitgleich einer korrosiven Umgebung ausgesetzt. Bei mangelndem Korrosionsschutz kann durch eine Überlagerung dieser beiden Phänomene Korrosionsermüdung auftreten. Diese Korrosionsermüdung kann zu einer beschleunigten Bauteilermüdung führen, wodurch die Lebensdauer des betroffenen Bauteils verkürzt wird. In feuchter, korrosiver Umgebung ist die kürzere Lebensdauer auf eine frühzeitigere Rissinitiierung in Verbindung mit einem beschleunigten Risswachstum zurückzuführen, so dass beide Phasen der Ermüdungslebensdauer betroffen sind. Für die Auslegung von Offshore-Windenergieanlagen empfiehlt die Klassifikationsgesellschaft DNV in der Richtlinie DNVGL-RP-C203 spezielle Bemessungswöhlerlinien für unbehandelte Schweißverbindungen, die die Einflüsse der freien Korrosion durch Meerwasser anhand von reduzierten Ermüdungsfestigkeitswerten berücksichtigen. Allerdings existieren bisher keine Regelungen zur Bemessung geschweißter und HFH-behandelter Konstruktionsdetails für den Einsatz in korrosiver Umgebung.

## 1.2 Problemstellung und Zielsetzung

Bisherige Forschungsarbeiten zu HFH-behandelten Schweißverbindungen unter Korrosionseinfluss zeigen, dass die Ermüdungsfestigkeit tendenziell geringer ausfällt als unter normalen atmosphärischen Bedingungen. Dieses Verhalten ähnelt dem unbehandelter Schweißverbindungen. Zugleich belegen die bisherigen Untersuchungen, dass die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Zustand auch in korrosiver Umgebung deutlich erhöhen kann. Noch unklar ist, inwieweit die jeweilige Phase der Rissentstehung und des Rissfortschritts im HFH-behandelten Zustand durch Korrosion beeinflusst wird und welche verzögernden Effekte in diesen Phasen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit trotz Korrosion beitragen. Dies ist primär darauf zurückzuführen, dass die Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit bislang auf Basis von Nennspannungen mit Bezug auf die Gesamtlebensdauer bis zum Bruch bewertet wurden. Es bedarf daher weiterführender Analysen, die eine getrennte Beurteilung der Lebensdauerphasen erlauben und damit eine Untersuchung der Wechselwirkung zwischen HFH-Behandlung und Korrosionsermüdung ermöglichen.

Vor diesem Hintergrund verfolgt diese Arbeit das Ziel, das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Schweißnähten unter korrosiven Umgebungsbedingungen spezifisch für die beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer zu analysieren. Gegenstand der experimentellen, numerischen und bruchmechanischen Untersuchungen ist das geschweißte Konstruktionsdetail der unbelasteten Quersteife aus normalfestem Baustahl, wie es typischerweise in Offshore-Konstruktionen und im Stahlwasserbau Anwendung findet. Aufbauend auf dem Forschungsprojekt HFH-Korrosion (Ummerhofer et al., 2018) liegt der Fokus auf der Untersuchung der randschichtnahen Korrosion hinsichtlich der Rissentstehung und der Einflüsse aus simultaner Korrosion auf den Rissfortschritt. Zu diesem Zweck wird ein bruchmechanisches Modell aufgebaut, um das Makrorisswachstum abzubilden und eine Prognose der Rissfortschritts- sowie der Anrisslebensdauer zu ermöglichen. Das Modell soll neben kerbdetailspezifischen Einflüssen auch solche aus dem Behandlungszustand, der Korrosion und aus der Belastungsart berücksichtigen. Es dient damit sowohl zur Einflussanalyse als auch als ingenieurmäßige Berechnungsmethode für die Praxis. Schließlich soll auf Basis der ergänzenden Untersuchungen die von (Ummerhofer et al., 2018) vorgestellte nenn- und kerbspannungsbasierte Kerbfallempfehlung verifiziert werden, indem sie gegen potenziell ungünstige Einflüsse abgesichert wird. Neben Einflüssen aus Korrosion werden auch solche aus der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie berücksichtigt, die sich auf die Phasen der Ermüdungslebensdauer auswirken können. Auf diese Weise soll eine fundierte Basis für die Bemessung von geschweißten und HFH-behandelten Quersteifen in korrosiven Umgebungen geschaffen werden, die eine zukünftige Integration in Regelwerke ermöglicht.

### 1.3 Aufbau der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in die nachfolgend erläuterten Kapitel:

**Kapitel 2** beschreibt den aktuellen Kenntnisstand bezüglich des Einflusses von Korrosion auf das Ermüdungsverhalten von geschweißten und HFH-behandelten Konstruktionsdetails mit Fokus auf das Detail der unbelasteten Quersteife. Zu Beginn werden die Grundlagen der Materialermüdung und relevante Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen dargestellt. Weiterhin wird

die Schweißnahtnachbehandlung durch Anwendung der höherfrequenten Hämmervverfahren vorgestellt und deren Wirksamkeit zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit und zur Lebensdauererlängerung erläutert. Daraufhin wird auf die Auswirkungen von Korrosion eingegangen, wobei der Fokus auf dem Phänomen der Korrosionsermüdung liegt. Abschließend wird ein Überblick über die Konzepte zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit gegeben. Dabei werden die Konzepte, die in dieser Arbeit angewendet werden, ausführlich vorgestellt. Zu diesen zählen das Nennspannungs-, Kerbspannungs- und Rissfortschrittskonzept.

**Kapitel 3** beinhaltet die experimentellen Untersuchungen, die am Konstruktionsdetail Quersteife unter der Berücksichtigung korrosiver Umgebungsbedingungen durchgeführt werden. Es werden Versuchsprogramm, Probekörperfertigung, HFH-Behandlung sowie eingesetzte Methoden der Laborkorrosion beschrieben. Anhand einer Probekörpercharakterisierung werden die geometrischen Gegebenheiten und korrosionsbedingte Veränderungen messtechnisch erfasst und statistisch ausgewertet. Ergänzend dazu erfolgt eine Überprüfung der schweißtechnischen Fertigungsqualität. Die durchgeführten Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche werden beschrieben und die Ergebnisse der Versuchsserien in Bezug auf ermittelte Ermüdungslebensdauern und Ermüdungsfestigkeiten diskutiert. Begleitend werden Rastlinienuntersuchungen durchgeführt, um Erkenntnisse zum Rissentstehungs- und Rissfortschrittsverhalten zu erlangen.

In **Kapitel 4** werden die Einflüsse aus dem Behandlungszustand, der Korrosion sowie der Belastungsart auf die Ermüdungsfestigkeit bewertet. Dazu erfolgt eine Nennspannungsbewertung der experimentell ermittelten Versuchsergebnisse aus Kapitel 3 sowie von Ergebnissen aus der Literatur. Für eine Bewertung auf Kerbspannungsebene werden elastische Kerbformzahlen ermittelt und Kerbspannungswöhlerlinien der Versuchsserien erstellt. Die Kerbformzahlen werden zudem für eine Abschätzung von rissinitiierenden Einflüssen aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf die Ermüdungsfestigkeit genutzt. Weiterhin erfolgt eine Ermüdungsfestigkeitsbewertung auf Basis des Rissfortschrittskonzeptes. Hierfür wird auf Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) ein Modell aufgebaut, um das Makrorisswachstum abzubilden. Basierend auf den Rastlinienuntersuchungen aus Kapitel 3 werden Parameteransätze zu Eigenspannungszuständen und Rissgeometrieentwicklungen erarbeitet. Zusätzlich werden bruch-

mechanische Kennwerte abgeleitet, die den frequenzabhängigen Einfluss aus korrosiver Umgebung berücksichtigen. Zur Herleitung der Ansätze wird neben analytischen Lösungen auch ein numerisches Modell eingesetzt, das reale Rissformen simulieren kann. Nach seiner experimentellen Validierung anhand der Rastlinienergebnisse wird das Modell zur Analyse des Rissfortschrittsverhaltens jenseits des experimentell untersuchten Parameterbereichs verwendet. Es erlaubt dabei eine Rissfortschrittsberechnung unter Berücksichtigung der vorherrschenden Einflüsse. Zudem wird das Modell zur Bestimmung der Rissfortschrittslebensdauern der Probekörper eingesetzt, um auf deren Anrisslebensdauern rückrechnen zu können. Dies ermöglicht es, Anrisswöhlerlinien der Versuchsserien zu erstellen, wodurch sowohl das Anriss- als auch das Rissfortschrittsverhalten beurteilt werden kann.

In **Kapitel 5** wird die bisherige Kerbfallempfehlung für das geschweißte und HFH-behandelte Konstruktionsdetail der unbelasteten Quersteife in korrosiver Umgebung verifiziert. Der Geltungsbereich bezüglich korrosionsbedingter Oberflächenveränderungen stützt sich auf die Probekörpercharakterisierung aus Kapitel 3. Die Überprüfung der Kerbfallempfehlung basiert auf den Ergebnissen aus Kapitel 3 und den Bewertungen aus Kapitel 4. Zunächst werden die experimentellen Ermüdungslebensdauern mithilfe des LEBM-Modells auf Anrisslebensdauern rückgerechnet. Anschließend wird eine Modifikation der Nennspannungen auf Basis elastischer Kerbformzahlen vorgenommen, wodurch rissinitierende Einflüsse aus abweichenden Belastungsarten und Symmetriebedingungen erfasst werden. Für diese korrigierten Nennspannungen werden daraufhin Rissfortschrittslebensdauern unter Berücksichtigung ungünstiger Korrosions- und Belastungsbedingungen ermittelt. Schließlich kann eine Versagensprognose erfolgen, die aufbauend auf den Versuchsergebnissen zu einem erweiterten Streuband führt. Dieser Ansatz berücksichtigt verschiedene und potenziell ungünstige Bedingungen, wodurch eine fundierte Verifizierung der Kerbfallempfehlung gewährleistet ist.

**Kapitel 6** enthält eine Zusammenfassung der durchgeführten Arbeiten und der erzielten Ergebnisse. Darüber hinaus wird ein Ausblick auf weiterführende Forschungsthemen gegeben.



## 2 Kennntnisstand

### 2.1 Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen

Bauteile vorwiegend ruhend belasteter Stahlkonstruktionen werden auf Basis statischer Festigkeit ausgelegt, wobei die Beanspruchbarkeit werkstoffabhängig ist und durch die Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit beschrieben wird (Läpple, 2016). Nutzungsbedingt sind Bauwerke des Stahlbaus in bestimmten Einsatzgebieten zudem Belastungen ausgesetzt, die zeitlich veränderlich und häufig wiederkehrend auftreten (Seeger, 1996). Diese rufen an den Tragelementen Beanspruchungen hervor, die sich in Form von Spannungsausschlägen äußern. In Abhängigkeit ihrer Höhe und mit einer über die Zeit hinweg zunehmenden Anzahl, führen diese zur Entstehung von Rissen und deren kontinuierlichen Vergrößerung. Dieser als Materialermüdung bekannte Schädigungsvorgang tritt vornehmlich an Fehlstellen, Kerben sowie Querschnittsübergängen auf und kann im ungünstigsten Fall zum Versagen des Bauteils oder sogar der Konstruktion führen, auch wenn die Beanspruchungshöhe unterhalb der statischen Festigkeitsgrenze liegt (Radaj und Vormwald, 2007).

Geschweißte Verbindungen weisen im Vergleich zu ungeschweißten Bauteilen diverse Besonderheiten auf (Radaj et al., 2006), die zu einem voneinander abweichenden Ermüdungsverhalten führen. So stellt der Übergang zwischen dem Grundwerkstoff und der Schweißnaht eine geometrische Kerbe mit lokal erhöhter Spannungskonzentration dar. Zugleich liegen Nahtimperfectionen und Zugeigenspannungen infolge des Schweißprozesses vor, der darüber hinaus eine inhomogene Gefügestruktur erzeugt und dadurch variierende Festigkeits- und Härteverteilungen hervorruft. Diese Charakteristika unbehandelte Nähte führen dazu, dass ein reduzierter Widerstand gegen Ermüdungsrisssbildung im Vergleich zum ungestörten Grundwerkstoff vorliegt. Daher sind die Übergänge zwischen der Schweißnaht und dem Grundwerkstoff besonders kritische Bereiche für die Ermüdung von geschweißten Strukturen (Nussbaumer und Günther, 2012).

Der Widerstand eines geschweißten Konstruktionsdetails gegen die Bildung und Ausbreitung von Ermüdungsrissen wird als Ermüdungsfestigkeit bezeichnet und ergibt sich aus dem Zusammenwirken verschiedener Einflussgrößen. Dazu gehören nach (Radaj, 1990) vor allem das Auftreten mikro- und makroskopischer Kerben und die daraus resultierenden lokalen Spannungskonzentrationen sowie Querschnittsänderungen. Einen besonders starken Einfluss haben auch die Oberflächen- und Umgebungsbedingungen. Der Werkstoff, die Herstellung und die konstruktive Gestaltung sind weitere Einflussfaktoren. Basierend auf ergänzender Literatur (Gudehus und Zenner, 1999; Bürgel et al., 2014; Götz und Eulitz, 2020) werden nachfolgend besonders relevante Einflüsse auf Schweißnähte aufgeführt:

- Werkstoff und Werkstoffzustand,
- Eigenspannungen (ES) und Mittelspannungen bzw. Spannungsverhältnis,
- Kerben, Schweißnahtunregelmäßigkeiten und Imperfektionen,
- Oberflächenbeschaffenheit (Rauheit),
- Bauteilgröße,
- Belastungsart,
- Umgebungsbedingungen, Korrosion,
- konstruktive Gestaltung.

In diesem Abschnitt werden die Grundlagen der Materialermüdung und der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen behandelt, mit besonderem Fokus auf das geschweißte Konstruktionsdetail Quersteife. Dabei werden die für diese Arbeit relevanten ermüdungsbezogenen Einflüsse erläutert. Auf die Schweißnahtnachbehandlung anhand von HFH-Verfahren wird in Abschnitt 2.2 gesondert eingegangen, ebenso auf die Korrosion und Korrosionsermüdung in Abschnitt 2.3.

### **2.1.1 Ermüdungsvorgang und Phasen der Lebensdauer**

Materialermüdung ist ein Schädigungsprozess, der aus einer Reihe von physikalischen Vorgängen resultiert, vgl. Abbildung 2.1. In der Phase der physikalischen Risseinleitung kommt es oberflächennah zu Werkstofftrennungen an den Gleitbändern. Diese treten in Dimensionen kleiner der Korngröße als Folge von Verset-

zungsbewegungen in den Gleitebenen auf. Sobald sich die Länge des Risses der Korngröße annähert, endet die Risskeimbildung und es liegt ein wachstumsfähiger Mikroriss vor. Das darauffolgende Mikrorisswachstum wird der physikalischen Phase des stabilen Rissfortschritts zugeordnet. Der Mikro- oder auch Kurzuriss schreitet in dieser Phase mit jedem Beanspruchungszyklus stetig voran und wächst mit angrenzenden Mikrorissen zusammen. Ein stabil voranschreitender Makroriss bzw. Langriss entsteht, der sich orthogonal zur Richtung der maximalen Normalspannung ausbreitet. Nach Überschreitung einer kritischen Größe setzt die Phase des instabilen Rissfortschritts ein. Es kommt zum Restbruch, sobald die Beanspruchungen vom verbleibenden Querschnitt nicht länger aufgenommen werden können. Für eine ausführliche Erläuterung der einzelnen physikalischen Vorgänge sei auf (Radaj und Vormwald, 2007) und (Läpple, 2016) verwiesen.

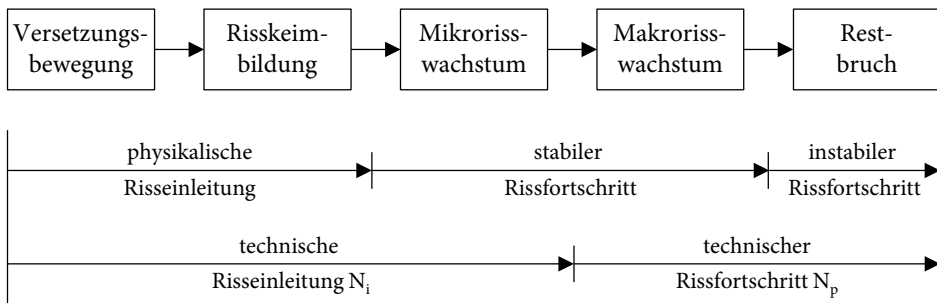


Abbildung 2.1: Phasen der Ermüdungslebensdauer, in Anlehnung an (Radaj und Vormwald, 2007)

Für die Analyse von Ermüdungsschädigungen auf mikroskopischer Ebene wird innerhalb von werkstoffwissenschaftlichen Betrachtungen üblicherweise auf die physikalischen Phaseneinteilungen zurückgegriffen, um Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer voneinander abzugrenzen. Abweichend dazu wird in der Ingenieurspraxis der Anriss üblicherweise auf eine Rissgröße in makroskopischer Größenordnung bezogen, die sich an den Detektionsgrenzen der zerstörungsfreien Prüfverfahren orientiert (Suresh, 1998). Dies wird als technischer Anriss bezeichnet. Nach (Radaj et al., 2006) wird darunter ein Riss mit einer Tiefe von etwa 0,5 mm und einer ungefähren Oberflächenlänge von 1 mm bis 2 mm verstanden. Diese Größenordnung wird häufig für die Definition des technischen Anrisses

verwendet, auch wenn die Angaben in der Fachliteratur teils deutlich voneinander abweichen (Weidner, 2020; Collmann, 2021).

Der technische Anriss kennzeichnet den Übergang vom Mikro- in das Makrorisswachstum, d. h. das Ende der Risseinleitungsphase  $N_i$  und den Beginn der Rissfortschrittsphase  $N_p$ , vgl. Abbildung 2.1. Dabei wird der technische Rissfortschritt vereinfacht durch das Makrorisswachstum beschrieben. Der instabile Restbruch wird in dieser Betrachtung, aufgrund seines äußerst geringen Anteils an der Lebensdauer, in der Regel vernachlässigt. Aus der Summe der Schwingspiele, die ein ermüdungsbeanspruchtes Bauteil innerhalb der Anriss- und der Rissfortschrittsphase ertragen kann, ergibt sich schließlich nach Gl. (2.1) die auf das Versagen bezogene Gesamtlebensdauer  $N_f$ :

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.1)$$

## 2.1.2 Ermüdungsfestigkeit – Wöhlerversuch und Wöhlerlinie

Eine Voraussetzung für den Nachweis der Ermüdungssicherheit geschweißter Strukturen ist das Wissen um den Widerstand der Konstruktionsdetails gegen Ermüdungsschäden. Die Ermüdungsfestigkeit dient als Kenngröße für diese Beanspruchbarkeit und beschreibt den Zusammenhang zwischen einwirkender Beanspruchung und der daraus resultierenden Lebensdauer.

### 2.1.2.1 Wöhlerversuch

Im Wesentlichen wird die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils auf der Grundlage von Versuchen ermittelt. Die ersten experimentellen Untersuchungen gehen auf August Wöhler (Wöhler, 1863; 1866; 1870) zurück. Um Schäden an Eisenbahnnachsen systematisch zu untersuchen, führte Wöhler bereits Mitte des 19. Jahrhunderts Schwingversuche unter Umlaufbiegebelastung durch, die heute in der Werkstoffprüfung als Wöhlerversuche bezeichnet werden (Bürgel et al., 2014).

Der Ablauf des Wöhlerversuchs und dessen Auswertung werden vielfach in der Fachliteratur beschrieben, unter anderem von (Haibach, 2006; Radaj und Vormwald, 2007). Im Rahmen der Versuchsdurchführung werden Probekörper (Pk) oder ganze Bauteile zyklisch bei gleichbleibender Amplitude belastet, wobei ent-

weder die Mittellast oder das Verhältnis von Unter- zu Oberlast konstant gehalten wird (Einstufenversuch). Der Belastungs-Zeit-Verlauf wird üblicherweise sinusförmig gewählt. Der Versuch endet mit Erreichen eines vorab definierten Versagenskriteriums, beispielsweise dem vollständigen Bruch, einer bestimmten Anrissgröße oder einem festgelegten Steifigkeitsabfall. Die bis dahin ertragbaren Schwingspiele werden erfasst, um die Schwingspielzahl  $N$  zu ermitteln. Ist nach einer vorgegebenen Grenzwahrschwingspielzahl kein Versagensereignis festzustellen, so gilt das Ergebnis als Durchläufer (DL). Für die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit sind mehrere Versuche auf unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus nötig.

### 2.1.2.2 Wöhlerlinie

Die Auswertung der Versuchsergebnisse wird im Wöhlerdiagramm mit doppelt-logarithmischem Maßstab vorgenommen, indem die jeweilig aufgebrachten Spannungsschwingbreiten  $\Delta\sigma$  (alternativ zu Spannungsamplituden  $\sigma_a$ ) über die zugehörigen Versagensschwingspielzahlen aufgetragen werden. Anhand einer Regressionsanalyse der Versuchsdaten kann daraufhin die Wöhlerlinie gebildet werden, vgl. Abbildung 2.2.

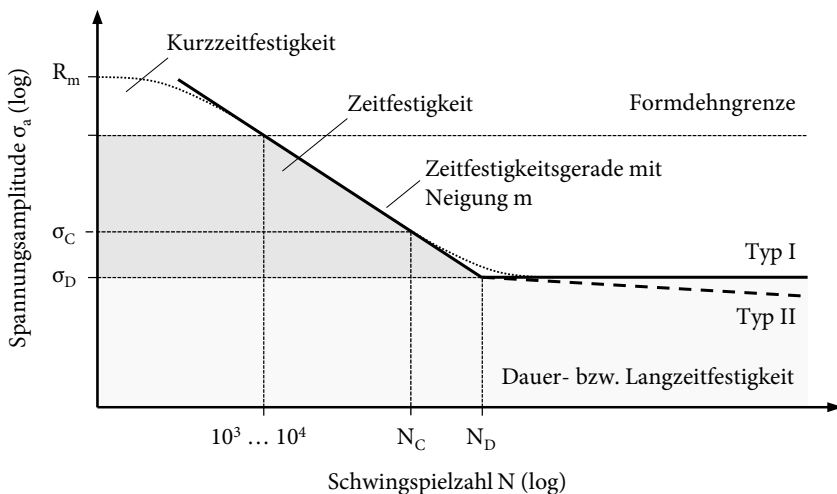


Abbildung 2.2: Schematische Wöhlerlinie und deren Einteilung, aufbauend auf (Götz und Eulitz, 2020)

Die Wöhlerlinie wird in drei Bereiche gegliedert (Götz und Eulitz, 2020):

- **Kurzzeitfestigkeit:** Bereich, in dem plastische Dehnungen auftreten und der sich zwischen den statischen Festigkeitsgrenzen erstreckt.
- **Zeitfestigkeit:** Bereich, in dem auf Basis der Untersuchungsergebnisse durch Regression die gemittelte Wöhlerlinie bestimmt wird, die sich bei doppeltlogarithmischer Auftragung einer Geraden (Zeitfestigkeitsgerade) mit Neigung  $m$  annähert. Hier steigt die ertragbare Schwingspielzahl mit abnehmender Spannung überproportional an.
- **Dauer- bzw. Langzeitfestigkeit:** Bereich mit hohen Schwingspielzahlen, in dem ab dem Abknickpunkt  $N_D \approx 10^6$  bis  $10^7$  Schwingspiele (auch Grenzwahlzahl genannt) nach zwei Wöhlerlinientypen unterschieden wird. Typ I weist eine ausgeprägte Dauerfestigkeit mit horizontalem Verlauf der Wöhlerlinie auf und wird niedrig- und unlegierten Stählen mit kubisch-raumzentrierter Gitterstruktur sowie Bauteilen aus höherfesten Stählen mit hoher Kerbschärfe und Titanlegierungen zugesprochen. Für Typ II ergibt sich eine flache Neigung der Wöhlerlinie. Ein Typ II-Verhalten ist typisch für Bauteile aus hochfesten, legierten Stählen, die keine oder lediglich schwache Kerben aufweisen, sowie für metallische Werkstoffe wie Aluminium- und Kupferlegierungen, die eine kubisch-flächenzentrierte Gitterstruktur besitzen. Bei hohen Temperatureinwirkungen, korrosiven Umgebungsbedingungen oder zusätzlichem Verschleiß ist ebenso von Typ II auszugehen.

In ihrer eigentlichen Form stellt die Wöhlerlinie eine Ermüdungsfestigkeitskurve mit fließendem Übergang zwischen der Zeitfestigkeit in die Dauer- bzw. Langzeitfestigkeit dar, vgl. Abbildung 2.2. Für eine vereinfachte mathematische Beschreibung wird dieser Kurvenverlauf linear idealisiert und durch einen Abknickpunkt am Wertepaar  $(\sigma_D, N_D)$  ersetzt (Götz und Eulitz, 2020).

Da sich im Rahmen der Versuchsdurchführung stets streuende Ergebnisse ergeben, ist die Anwendung statistischer Methoden notwendig, um abgesicherte Ermüdungsfestigkeitswerte zu ermitteln. Aufbauend auf den hier beschriebenen Grundlagen wird in Abschnitt 2.4.1.2 weiterführend auf die statistische Auswertung zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit eingegangen.

### 2.1.3 Kerb- und Stützwirkung

Die Kerbwirkung beschreibt eine lokale Beanspruchungserhöhung, die nach (Radaj und Vormwald, 2007) durch Diskontinuitäten der Form, des Werkstoffs, der Belastung oder durch eine Kombination dieser Kerbarten hervorgerufen wird und dadurch die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen maßgeblich beeinflusst.

#### 2.1.3.1 Einfluss von Schweißnahtkerben auf die Ermüdungslebensdauer

An Schweißnähten treten zwei der Kerbarten überlagert auf (Radaj, 1990). Zum einen wird durch den Schweißprozess ein inhomogenes Gefüge mit variierenden Werkstoffeigenschaften und dadurch eine Werkstoffkerbe erzeugt. Zum anderen entstehen Formkerben am Schweißnahtübergang oder gegebenenfalls an einem vorhandenen Wurzelspalt. Formkerben schränken die freie Verformung des Werkstoffs ein und führen aufgrund der Querdehnungsbehinderung zu einem mehrachsigen Spannungszustand. Darüber hinaus beeinträchtigen Formkerben aufgrund ihrer unstetigen Gestalt den Kraftfluss und rufen eine Spannungsüberhöhung im Kerbgrund hervor. Diese sogenannte Kerbspannung ist in ihrer Höhe von der Kerbgeometrie abhängig (Läpple, 2016).

Die Kerbspannungshöhe bei Schweißverbindungen wird nach (Radaj, 1990) entscheidend von den lokalen Nahtgeometrieparametern beeinflusst. Hohe Spannungen ergeben sich insbesondere an kerbscharfen Schweißnähten, die kleine Nahtübergangsradien in Kombination mit steilen Nahtanstiegswinkeln aufweisen. Laut einer Literaturstudie von (Baumgartner, 2014) bestätigen Untersuchungen an Längs- und Quersteifen sowie an Kreuzstößen, dass an Schweißnahtübergängen in der Regel von einer hohen geometriebedingten Kerbschärfe ausgegangen werden kann. Schweißnahtkerben stellen daher besonders versagenskritische Orte innerhalb einer ermüdungsbeanspruchten Konstruktion dar, da sich ein Anriss, sofern keine rissartigen Defekte wie Werkstoff- oder Fertigungsfehler vorhanden sind, primär am Ort der höchsten Kerbspannung bildet.

Gemäß (Richard und Sander, 2012) beschrieben, wirkt sich der Ort der Rissentstehung darüber hinaus signifikant auf die Ermüdungslebensdauer und die Verteilung der Lebensdauerphasen aus, vgl. Abbildung 2.3.

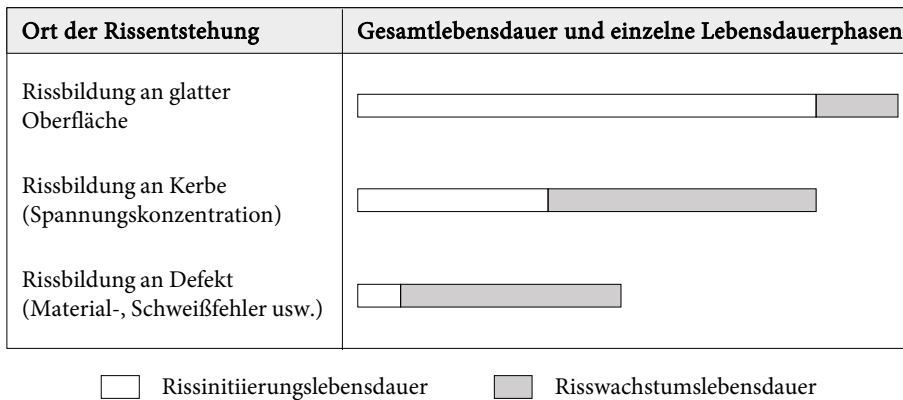


Abbildung 2.3: Lebensdauerphasen abhängig vom Ort der Rissentstehung, nach (Richard und Sander, 2012)

Entsteht ein Anriss an einer glatten, ungekerbten Oberfläche, so dominiert die Rissinitiierungsphase, wohingegen das Risswachstum bis zum Bruch nur einen geringen Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt. Kerben führen hingegen zu einer früheren Anrissbildung, was die Phase der Risseinleitung und damit die Gesamtlebensdauer verkürzt. Mit zunehmender Kerbschärfe und entsprechend steigender Spannungskonzentration nimmt der Anteil der Risseinleitungsphase an der Gesamtlebensdauer weiter ab. Dies kann dazu führen, dass die Risswachstumslebensdauer überwiegt. Eine noch geringere Lebensdauer ergibt sich für die Rissbildung an einem Defekt. Da in solch einem Fall die Rissinitiierungsphase noch deutlicher verkürzt ist, wird die Gesamtlebensdauer maßgeblich von der Risswachstumslebensdauer bestimmt. Demnach wirken sich Kerben entscheidend auf die Lebensdauer und somit auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen aus.

### 2.1.3.2 Kerbformzahl

Als Maß für die im Kerbgrund vorhandene Spannungsüberhöhung wird die Kerbformzahl  $K_t$  (kurz Formzahl, ursprünglich nach (Neuber, 1936) auch  $\alpha_k$ ) verwendet, die ebenfalls als Kerbfaktor oder Spannungskonzentrationsfaktor bezeichnet wird. Die Formzahl wird auf Grundlage der linearen Elastizitätstheorie berechnet und entspricht gemäß Gl. (2.2) dem Verhältnis aus dem hauptspannungsbe-



zogenen Maximalwert der Kerbspannung  $\sigma_{k,max}$  zu der im ungestörten Bauteilquerschnitt vorliegenden Nennspannung  $\sigma_n$ :

$$K_t = \frac{\sigma_{k,max}}{\sigma_n} \quad (2.2)$$

Neben der lokalen Kerbgeometrie können weitere detailspezifische Einflüsse aus der Bauteilgeometrie auf die Kerbformzahl vorliegen. Darüber hinaus ist die Höhe der Kerbformzahl von der Spannungsverteilung an der Kerbe abhängig. Entsprechende Einflüsse aus unterschiedlichen Belastungsarten werden in Abschnitt 2.1.9 näher behandelt.

### 2.1.3.3 Stützwirkung

Ermüdungsversuche an gekerbten Bauteilen mit hoher Kerbschärfe zeigen, dass die Ermüdungsfestigkeit zwar stark reduziert wird, jedoch nicht in dem Maße, wie es aufgrund der elastischen Kerbformzahl zu erwarten wäre. Der Effekt tritt in gleicher Weise an milden und flachen Kerben mit schwächerer Spannungsüberhöhung auf, sofern die Abmessungen der Kerbe sehr klein ausfallen (Radaj und Vormwald, 2007). Dieses Phänomen ist anhand der Kerbspannungslehre nach (Neuber, 2001) durch die Mikro- und Makrostützwirkung zu erklären.

Nach (Radaj und Vormwald, 2007) ist im Bereich der Zeit- und Kurzzeitfestigkeit die elastisch-plastische Makrostützwirkung entscheidend. Diese beruht auf dem Kerbspannungsabbau durch lokales Fließen, wobei der beanspruchungsmindernde Effekt aus der Makrostützwirkung beim Ermüdungsnachweis anhand des Kerbdehnungskonzeptes rechnerisch erfasst werden kann. Die überwiegend elastische Mikrostützwirkung im Dauerfestigkeitsbereich bergründet sich dagegen aus der Kristallstruktur und der Fehlstellenpopulation. Gemäß dem Spannungsmittelungsansatz von (Neuber, 1968; 2001) bestimmt dabei nicht die Kerbhöchstspannung, sondern die über ein kleines Gefügeteilchen am Ort der Höchstspannung gemittelte Kerbspannung die Risseinleitung. Die als Werkstoffkenngröße eingeführte Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  beschreibt die maßgebende Größe des Teilchens, über dessen Länge die rissinitiiierenden Kerbspannungen orthogonal zum Kerbgrund rechnerisch gemittelt werden.

Die aus der Mikrostützwirkung resultierende Abminderung der Kerbhöchstspannung auf eine schädigungswirksame Beanspruchungshöhe und der damit einhergehende Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ist mithilfe der Kerbwirkungszahl  $K_t$  (auch  $\beta_k$ ) erfassbar. Die Kerbwirkungszahl entspricht dem Verhältnis aus der nennspannungsbezogenen Dauerfestigkeit einer ungekerbten, glatten Probe ( $K_t = 1$ ) zu der einer gekerbten Probe bzw. des betreffenden Bauteils ( $K_t > 1$ ). Sie berücksichtigt den Einfluss aus der Kerbschärfe (Form und Größe der Kerbe) in Abhängigkeit der Bauteilgröße, der Beanspruchungsart und der werkstoffspezifischen Eigenschaften. Die Größe der Abminderung der Kerbformzahl auf die Kerbwirkungszahl wird folglich von diesen Einflussgrößen bestimmt. Aufgrund der Stützwirkung ist die Kerbwirkungszahl im Allgemeinen kleiner als die Kerbformzahl. Besonders deutlich zeigt sich der Unterschied an scharfen Kerben mit hoher Kerbformzahl. Wird die Kerbformzahl zur Kerbwirkungszahl ins Verhältnis gesetzt, so erhält man die Stützziffer, die das Maß der Stützwirkung beschreibt.

Neben der experimentellen Bestimmung der Kerb- bzw. Stützwirkung existieren verschiedene Mikrostützwirkungshypothesen, die beim Kerbspannungsnachweis angewendet werden können. Die entsprechenden Ansätze werden von (Radaj und Vormwald, 2007) beschrieben und diskutiert. Dazu zählt unter anderem der erwähnte Spannungsmittelungsansatz nach (Neuber, 1968; 2001), der die Grundlage des Kerbspannungskonzeptes bildet, vgl. Abschnitt 2.4.2. Eine weitere Methode stellt der in der FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020) enthaltene Spannungsgradientenansatz nach (Siebel und Stieler, 1955) dar. Hierbei wird der für die Rissinitiation entscheidende Spannungsgradient im Kerbgrund bestimmt, um damit auf die Stützwirkung zu schließen. Über den Spannungsgradienten gehen Einflüsse aus dem Kerbradius, der Bauteilgröße und der Belastungsart ein. Gemäß den Ausführungen von (Läpple, 2016) wird die Ausbreitung eines Ermüdungsrisses bzw. eines bereits eingeleiteten Kurzrisses durch einen zunehmenden (steileren) Spannungsgradienten effektiv verzögert, wodurch eine erhöhte Stützwirkung vorliegt.

#### **2.1.4 Größeneinfluss**

Im Stahlbau versteht man unter Bauteil-, Blechdicken-, Größeneinfluss oder Maßstabeffekt die Kombination mehrerer Effekte, die bei real geschweißten Großbau-

teilen im Vergleich zu Kleinbauteilen zu einer geringeren Ermüdungsfestigkeit führen (Kuhlmann et al., 2018). Nach (Kloos, 1976) werden gemäß der Entstehungsursache und den begleitenden Mechanismen der spannungsmechanische, statistische, technologische und oberflächentechnische Größeneinfluss unterschieden. Für eine ausführliche Diskussion der einzelnen Effekte sei auf die Fachliteratur (Haibach, 2006; Radaj und Vormwald, 2007) verwiesen.

Bei der Bewertung der Ermüdungsfestigkeit ist insbesondere der spannungsmechanische Größeneinfluss von Bedeutung, der auch als geometrischer Größeneinfluss bezeichnet wird. Er resultiert aus unterschiedlichen Stützwirkungen bei variierenden Spannungsgradienten. Während bei axialer Beanspruchung in einem ungekerbten Bauteil keine Stützwirkung auftritt, nimmt die Stützwirkung bei Biegebeanspruchung zu, je steiler der Spannungsgradient über die Bauteildicke verläuft. Der spannungsmechanische Größeneinfluss ist besonders ausgeprägt bei geringer Bauteildicke und nimmt bei größeren Bauteildicken ab (Radaj und Vormwald, 2007). Die Blechdicke wirkt sich ebenfalls auf die lokale Spannungskonzentration aus. In dickeren Strukturen mit gleicher Nahtübergangsgeometrie entstehen aufgrund der ungünstigen Geometrie, bedingt durch ein kleineres Verhältnis zwischen Kerbradius und Blechdicke, erhöhte lokale Spannungen. Darüber hinaus begünstigt die größere Zone mit hohen Spannungen in der Nähe der Schweißnahtkerbe eine frühe Rissausbreitung (Fricke, 2015). Neben lokalen Schweißnahtparametern wie dem Nahtwinkel und dem Nahtübergangsradius sowie der Blechdicke beeinflusst die Dicke einer aufgeschweißten Steife die Höhe der Spannungskonzentration (Lotsberg, 2014).

Die Steifendicke beeinflusst zusammen mit den horizontalen Schenkellängen der Schweißnähte den Abstand  $L$  zwischen den Schweißnahtfußpunkten, vgl. Abbildung 2.4. Bei einer Vergrößerung dieses Nahtfußpunktabstands wird die Spannungskonzentration im Kerbgrund erhöht. Dies hat einen reduzierenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit, während die Grundblechdicke von untergeordneter Bedeutung ist. Diese Erkenntnisse gehen auf (Gurney, 1991) zurück, der auf Grundlage seiner Untersuchungen eine Blechdickenkorrektur unter Berücksichtigung des Nahtfußpunktabstands entwickelte.

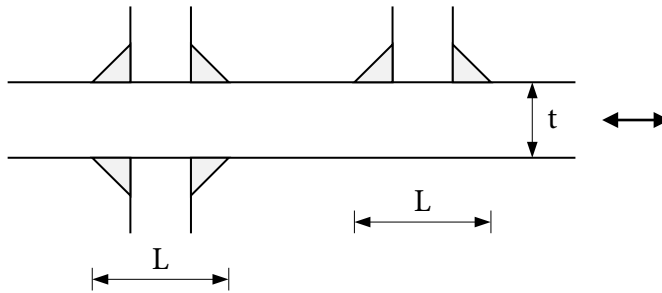


Abbildung 2.4: Abstand der Schweißnahtfußpunkte  $L$  und Blechdicke  $t$ , in Anlehnung an (Hobbacher, 2016)

Die von Gurney entwickelte Korrektur findet sich in Form von Gl. (2.3) in den IIW-Empfehlungen von (Hobbacher, 2016) wieder:

$$f(t) = \left( \frac{t_{\text{ref}}}{t_{\text{eff}}} \right)^n \quad (2.3)$$

mit  $t_{\text{ref}} = 25 \text{ mm}$  und  $n = 0,3$  für unbehandelte Querstreifen

wenn  $L/t > 2$  dann  $t_{\text{eff}} = t$

wenn  $L/t \leq 2$  dann  $t_{\text{eff}} = \max(0,5 \cdot L; t)$

Im Rahmen einer nennspannungsbasierten Bewertung wird die Blechdickenkorrektur mit der Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails multipliziert, um den Einflüssen aus der Bauteilgeometrie Rechnung zu tragen. Vergleichbare Ansätze sind auch in anderen Regelwerken wie DNVGL-RP-C203 oder BS 7608 zu finden, obwohl die Exponenten für die Blechdickenkorrektur oder die Definition der effektiven Dicke  $t_{\text{eff}}$  variieren können. In DIN EN 1993-1-9 wird hingegen kein Einfluss aus variierenden Blechdicken berücksichtigt. Stattdessen erfolgt beim Konstruktionsdetail Querstreife eine Abminderung um eine Kerbfallklasse, wenn der Abstand der Schweißnahtfußpunkte  $L$  die Grenze von 50 mm übersteigt. Numerische Untersuchungen von (Dürr, 2007) und (Kuhlmann et al., 2018) belegen diese in DIN EN 1993-1-9 enthaltene geometrieabhängige Abstufung in Bezug auf den Abstand der Schweißnahtfußpunkte.

Die Betrachtung dieser verschiedenen Ansätze führt zu dem Schluss, dass sich je nach Regelwerk deutliche Unterschiede in den Bemessungswerten ergeben können.

## 2.1.5 Einfluss der Oberflächenrauheit

### 2.1.5.1 Definition und Erfassung der Oberflächenrauheit

Die Oberflächenrauheit ist eine relevante Charakteristik technischer Oberflächen und beschreibt die mikrogeometrischen Gestaltabweichungen von der idealen makroskopischen Geometrie von Bauteilen, die initial durch das Fertigungsverfahren hervorgerufen werden (Czichos und Habig, 2020).

Gestaltabweichungen werden generell durch die Analyse eines Profilschnitts ermittelt, der orthogonal zur Oberfläche und in der Richtung ausgeführt wird, in der die größte vertikale Profilabweichung zu erwarten ist (Sauer, 2016). Für die Ermittlung solcher Profile wird üblicherweise das Tastschnittverfahren nach DIN EN ISO 3274 eingesetzt. Anhand des gemessenen Profils werden anschließend Kenngrößen ermittelt, mit denen die Oberflächenbeschaffenheit eines Bauteils beurteilt werden kann. Obwohl Rauheitskenngrößen normativ geregelt sind, können ihre Bezeichnung und Definition international und je nach technischem Anwendungsbereich variieren. Um die in dieser Arbeit ausgewerteten Kenngrößen einordnen zu können, werden daher in Abbildung 2.5 exemplarische Rauheitsprofile sowohl grafisch als auch ergänzend textlich erläutert.

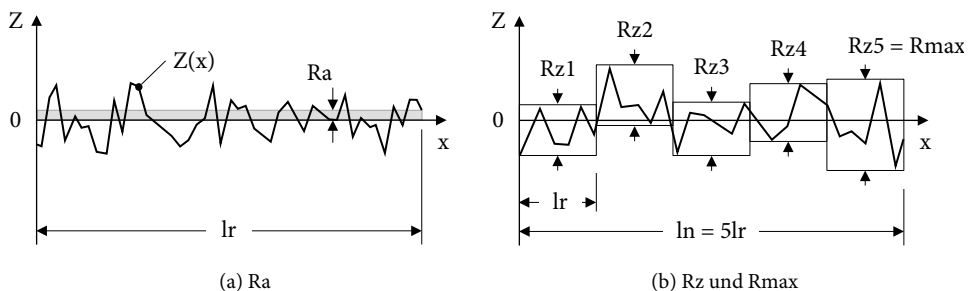


Abbildung 2.5: Erläuterung der Rauheitskenngrößen am Profil, nach (Bauer, 2021)

Der arithmetische Mittenrauwert  $R_a$  nach DIN EN ISO 4287 beschreibt den Mittelwert der absoluten Ordinatenwerte  $Z(x)$  entlang einer Einzelmessstrecke  $l_r$  und errechnet sich nach Gl. (2.4) wie folgt:

$$R_a = \frac{1}{l_r} \int_0^{l_r} |Z(x)| dx \quad (2.4)$$

Die gemittelte Rautiefe  $R_z$  nach DIN EN ISO 4287 wird gemäß Gl. (2.5) als arithmetisches Mittel aus den Einzelrautiefen  $R_{zi}$  von fünf Einzelmessstrecken mit gleicher Länge  $l_r$  gebildet:

$$R_z = \frac{1}{5} \cdot (R_{z1} + R_{z2} + R_{z3} + R_{z4} + R_{z5}) \quad (2.5)$$

Die maximale Rautiefe  $R_{max}$  nach DIN 4768 oder ASME B46.1 repräsentiert gemäß Gl. (2.6) die größte Einzelrautiefe innerhalb der Gesamtmessstrecke  $l_n$ :

$$R_{max} = \max(R_{zi}) \quad (2.6)$$

Aufgrund der individuellen Definitionen der Kenngrößen lassen sich unterschiedliche Aussagen über die Oberflächenqualität treffen. Typische Oberflächenrauhheitsbereiche für verschiedene Fertigungs- und Bearbeitungsverfahren sind in Abhängigkeit des Kennwerts  $R_a$  in ASME B46.1 angegeben. Dennoch ist zu beachten, dass die Einschätzung der Profilform allein auf Basis von  $R_a$  nicht in jedem Fall möglich ist (Sauer, 2016). Dies lässt sich darauf zurückführen, dass große Profilspitzen und -täler durch die Mittelwertbildung über die Messstrecke verschmiert werden, was zu unterschiedlichen Oberflächenstrukturen bei identischen  $R_a$ -Werten führen kann (Bauer, 2021). Um eine fundiertere Beurteilung zu ermöglichen, können im gegebenen Kontext zusätzlich die Kennwerte  $R_z$  und  $R_{max}$  herangezogen werden, die stärker ausgeprägte Oberflächenmerkmale aufzeigen.

### 2.1.5.2 Bedeutung der Oberflächenrauheit für die Ermüdungsfestigkeit

In der Phase der Rissentstehung stellt Ermüdung ein Oberflächenphänomen dar, das besonders sensibel auf verschiedene Oberflächenbedingungen reagiert, wie etwa Oberflächenrauheit, Korrosionsnarben und ähnliche Faktoren (Schijve, 2009). Versuche an Werkstoffproben von (de Forest, 1936) zeigten, dass

die Lebensdauer bis zur Rissinitiierung an einer rauen Oberfläche deutlich kürzer ist als an einer Oberfläche mit geringer Rauheit, während der Rissfortschritt kaum beeinflusst wird. (Itoga et al., 2003) stellten ebenfalls fest, dass erhöhte Rauheit zu einer vorzeitigen Rissentstehung beiträgt und erklärten dies mit der Wirkung der Oberflächenrauheit als Mikrokerbe. An solchen Mikrokerben kommt es zu einer erhöhten Spannungskonzentration, welche die Rissbildung begünstigt und in der Folge die Ermüdungsfestigkeit bei zunehmender Oberflächenrauheit reduziert. Der negative Einfluss fertigungsbedingter Rauheiten auf die Ermüdungsfestigkeit kann nach der FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020) anhand eines Rauheitsfaktors berücksichtigt werden, vgl. Abbildung 2.6.

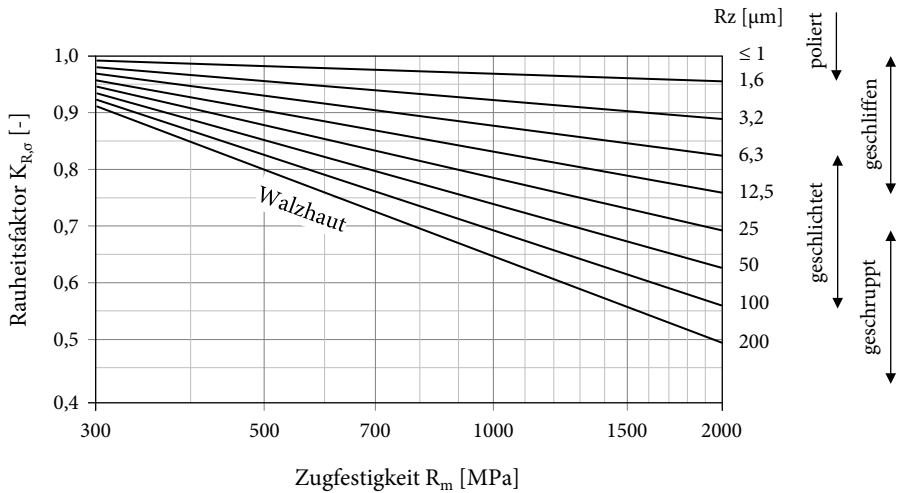


Abbildung 2.6: Rauheitsfaktor für Stähle, nach FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020)

Die Abminderung hängt für eine gegebene Oberflächenrauheit von der mikrostrukturellen Homogenität des Werkstoffes ab. Feinkörnige, homogene Werkstoffe weisen eine stärkere Minderung auf, während die Minderung bei grobkörnigen, inhomogenen Werkstoffen geringer ausfällt (Radaj und Vormwald, 2007). In Anbetracht des Zusammenhangs zwischen Mikrostruktur und statischer Festigkeit wird der Rauheitsfaktor auf Grundlage der Zugfestigkeit bestimmt. Gemäß der FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020) ist weniger die Rauheit für den Ober-

flächeneinfluss entscheidend, sondern vielmehr aus der Fertigung resultierende Eigenspannungen und Randschichtverfestigungen. Zudem wird darauf hingewiesen, dass gekerbte Bauteile im Vergleich zu ungekerbten Bauteilen weniger empfindlich auf Rauheiten reagieren und der Rauheitseinfluss mit zunehmender Kerbschärfe abnimmt. Bei Schweißverbindungen entfällt der Rauheitsfaktor, da fertigungsübliche Oberflächenrauheiten bereits in den zugehörigen Kerbfallklassen der Konstruktionsdetails berücksichtigt werden (Götz und Eulitz, 2020).

### **2.1.6 Einfluss von Schweißnahtunregelmäßigkeiten**

Als Unregelmäßigkeit wird gemäß DIN EN ISO 6520-1 eine Fehlstelle in der Schweißnaht oder eine Abweichung von der vorgesehenen Geometrie angesehen. Ein Schweißnahtfehler stellt den Extremfall einer nicht zulässigen Unregelmäßigkeit dar. Die Norm beschreibt und klassifiziert die Arten von Schweißnahtunregelmäßigkeiten, die an metallischen Werkstoffen auftreten können. Unregelmäßigkeiten können in Schweißverbindungen auf verschiedene Weise entstehen, wobei nach (Schulze, 2010) grundlegend zwischen Fertigungs-, Werkstoff- und konstruktiven Fehlern unterschieden werden kann. Dadurch können an Schweißverbindungen Unregelmäßigkeiten wie beispielsweise Poren, Einschlüsse, Naht-einfall, Nahtdurchhang oder Nahtversatz u. a. vorliegen (Kusch et al., 2022).

Normativ werden Schweißnähte nach DIN EN ISO 5817 anhand von Qualitätsanforderungen in die Bewertungsgruppen B (hohe Qualität), C (mittlere Qualität) und D (geringe Qualität) eingeteilt. Die Zuordnung in die Bewertungsgruppen erfolgt je nach ausgeführter Schweißnaht auf Basis festgelegter Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten. Grundsätzlich wird zwischen Oberflächenunregelmäßigkeiten, inneren Unregelmäßigkeiten, Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie und Mehrfachunregelmäßigkeiten unterschieden. Neben Anforderungen, die an Schweißnähte im Allgemeinen gestellt werden (z. B. Bindefehler), sind bei gewissen Unregelmäßigkeiten die Grenzwerte speziell für Stumpf- und Kehlnähte festgelegt (z. B. zu große Nahtüberhöhung) oder die Unregelmäßigkeit gilt ausschließlich für eine der beiden genannten Nahtarten (z. B. ungenügender Wurzeleinbrand bei einseitig geschweißten Stumpfnähten oder schlechte Passung bei Kehlnähten).



An die Ausführungsqualität ermüdungsbeanspruchter Schweißverbindungen werden besonders hohe Anforderungen gestellt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass Fehler oder Unregelmäßigkeiten die Ermüdungsfestigkeit beeinträchtigen, indem sie eine vorzeitige Entstehung und Ausbreitung von Rissen begünstigen. Demzufolge hängt das Ermüdungsverhalten von Bauteilen wesentlich von der Qualität der ausgeführten Schweißnähte ab (Nussbaumer und Günther, 2012).

Für geschweißte Bauteile von ermüdungsbelasteten Konstruktionen, die nach DIN EN 1993-1-9 bemessen werden, sind die Regelungen der DIN EN 1090-2 relevant. Die Ausführungsklasse beeinflusst dabei die Anforderungen an die Schweißnahtqualität nach DIN EN ISO 5817. Gemäß der Entwurfsfassung der DIN EN 1993-1-9 von 2023 sollte für eine Ausführungsklasse EXC3 oder höher die Bewertungsgruppe B zur Anwendung der dort enthaltenen Kerbfälle eingehalten werden. In Bezug auf die Schwingfestigkeitsanforderungen werden in DIN EN ISO 5817 zusätzliche Anforderungen an die Bewertungsgruppe angegeben. Gemäß den Hinweisen des Anhang C sind die zusätzlichen Anforderungen für die Bewertungsgruppe B an die Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten der Schwingfestigkeitsklasse FAT 90 bzw. des Kerbfalls 90, vorgegeben als B90, anzupassen. Diese Bewertungsgruppe repräsentiert dabei den maximal erreichbaren Kerbfall 90, wodurch niedrigere Kerbfallklassen ebenfalls eingeschlossen sind.

### 2.1.7 Einfluss von Mittelspannungen

Lastbedingte Mittelspannungen beeinflussen die ertragbare Dauer- und Zeitfestigkeit in unterschiedlicher Weise, abhängig von ihrem Vorzeichen. Im Druckbereich ( $\sigma_m < 0$ ) wirken sich riss-schließende Effekte günstig aus, während sich bei steigender Zugmittelspannung ( $\sigma_m \geq 0$ ) ein reduzierender Einfluss ergibt (Radaj und Vormwald, 2007). Der Einfluss der Mittelspannung bzw. des Spannungsverhältnisses  $R$  kann nach (Schütz, 1965) anhand der Mittelspannungsempfindlichkeit quantifiziert werden.

Die Mittelspannungsempfindlichkeit ist ein relevanter Kennwert innerhalb des Haigh-Diagramms und beschreibt die Neigung zwischen der experimentell bestimmten Wechsel- ( $R = -1$ ) und Schwellfestigkeit ( $R = 0$ ). Sie gibt an, in welchem Maße die Wechselfestigkeit durch das Vorhandensein einer Zugmittelspannung

herabgesetzt wird. Für nichtgeschweißte Bauteile kann die Mittelspannungsempfindlichkeit in Abhängigkeit der Zugfestigkeit für verschiedene Werkstoffgruppen auf der Grundlage der FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020) abgeschätzt werden. Bei geschweißten Bauteilen hingegen wird die Mittelspannungsempfindlichkeit unabhängig vom Werkstoff in Abhängigkeit von der Höhe der Eigenspannung angegeben.

### **2.1.8 Einfluss von Eigenspannungen**

Eigenspannungen sind in einem Bauteil vorhandene Spannungen, die unabhängig von äußeren Kräften und Momenten auftreten. Diese Spannungen befinden sich im inneren Gleichgewicht, sodass stets Bereiche mit sowohl Zug- als auch Druckeigenspannungen vorhanden sind (Schuler und Twrdek, 2019).

Während des Schweißprozesses führen die Wärmezufuhr und das anschließende Abkühlen sowohl zu Eigenspannungen als auch zu Schrumpfungen, wobei gegenläufige Tendenzen zwischen Schrumpfungen und Schweißspannungen auftreten; bei völlig freier Ausgleichsmöglichkeit sind die Verformungen am größten und die Schweißeigenspannungen am kleinsten (Sauer, 2016). Insbesondere beim Schweißen von dünnwandigen Konstruktionen tritt als Folge der Schrumpfung vorrangig Verzug auf und Eigenspannungen entstehen nur in begrenztem Maße. Anders verhält es sich mit dickwandigen Bauteilen, die aufgrund ihrer Steifigkeit die Schrumpfbewegungen einschränken und bei denen sich stattdessen Eigenspannungen aufbauen. Ein Anstieg der Eigenspannungen kann auch durch eine Einspannung der zu fügenden Bauteile hervorgerufen werden, da diese die schweißbedingten Verformungen behindert (Schulze, 2010).

Die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Verbindungen wird durch Eigenspannungen maßgeblich beeinflusst. Oberflächennahe Eigenspannungen wirken sich insbesondere auf den rissinitiierenden Anteil der Ermüdungsfestigkeit aus, da Ermüdungsriss in der Regel an der Proben- oder Bauteiloberfläche eingeleitet werden und der Einfluss über eine Tiefe anhält, die der technischen Anrissphase (ungefähr 0,5 mm) entspricht (Radaj und Vormwald, 2007). Insofern sind diese vor allem für die Dauerfestigkeit von Bedeutung. Im Zeitfestigkeitsbereich spielt zudem der Tiefenverlauf eine Rolle, da dieser die Lebensdauer in der Phase des Riss-

wachstums beeinflusst (Dürr, 2007). In Bezug auf die Ermüdungsbewertung ist die Richtung der Schweißeigenspannungen in Relation zur Bauteilbelastungsrichtung von Interesse. Daher wird zwischen schweißbedingten Längs- und Quereigenspannungen unterschieden, wobei primär die Quereigenspannungen relevant sind, wenn die Ermüdungsbelastung orthogonal zur Schweißnaht erfolgt (Schijve, 2009). Im Bereich der Schweißnaht können die Schweißeigenspannungen die Streckgrenze erreichen und in deren Umgebung wiederum stark abfallen. Dabei sind sie außerhalb des Schweißbereichs im Allgemeinen gering, aber an der Kerbe können sie lokal konzentriert vorliegen. Diese Schweißeigenspannungen können im Betrieb durch zyklische Beanspruchung abgebaut werden, sofern die Duktilität des Werkstoffs ausreichend hoch und die zyklische Beanspruchung ausreichend stark ist. Je nach Position und Bauteil entstehen während des Schweißprozesses im Bereich der Schweißkerbe Zug- oder Druckeigenspannungen. Die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen wird durch Zugeigenspannungen ungünstig beeinflusst. Dagegen wirken sich Druckeigenspannungen, die auch durch entsprechende Nachbehandlung erzeugt werden können, günstig auf das Ermüdungsverhalten aus (Radaj et al., 2006). Solange sie nicht abgebaut werden, sind Eigenspannungen in ihrer Wirkung auf die Ermüdungsfestigkeit somit mit lastbedingten Mittelspannungen vergleichbar (Haibach, 2006).

Ein ausführlicher Überblick über Studien, die den Einfluss von Schweißeigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit genauer untersuchen, einschließlich der Wechselwirkung mit Mittelspannungen, wird von (Weich, 2009) gegeben. Neben einer Vielzahl qualitativer Studien werden auch die Arbeiten von (Mang et al., 1984), (Macherauch und Wohlfahrt, 1985) sowie (Nitschke-Pagel, 1995) erwähnt, die anhand von Eigenspannungsmessungen quantitative Einflussanalysen durchführten. (Weich, 2009) kommt zu dem Schluss, dass trotz zahlreicher Untersuchungen der quantitative Einfluss von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen nicht hinreichend geklärt ist. Anhand einer aktuelleren Recherche zieht (Collmann, 2021) einen ähnlichen Schluss und stellt fest, dass ein typischer Eigenspannungszustand in Abhängigkeit des jeweiligen Schweißdetails bislang nicht definiert werden kann.

Inwiefern Schweißeigenspannungen an einem Bauteil vorliegen, ist in der Regel nur schwer abschätzbar. Deshalb gelten die durch die Kerbfallklassen der Regel-

werke definierten Bemessungswöhlerlinien unabhängig vom Spannungsverhältnis der Belastung. Sie beruhen auf der konservativen Vereinfachung, dass aufgrund hoher Schweißeigenstressungen das Spannungsverhältnis bereits im Bereich  $R > 0,5$  liegt, wobei in diesem Bereich kein weiterer Abfall der Ermüdungsfestigkeit auftritt (Götz und Eulitz, 2020). Unter der Voraussetzung, dass die Höhe der Eigenstressungen bekannt ist und ein Spannungsverhältnis von  $R < 0,5$  vorliegt, kann nach den IIW-Empfehlungen von (Hobbacher, 2016) ein Verbesserungsfaktor  $f(R)$  zur Anpassung der Kerbfallklasse angesetzt werden, vgl. Abbildung 2.7. Dieser Ansatz unterscheidet zwischen geringen, mittleren und hohen Eigenstressungen und erhöht die Kerbfallklasse in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses, das aus Eigen- und Mittelspannungen resultiert.

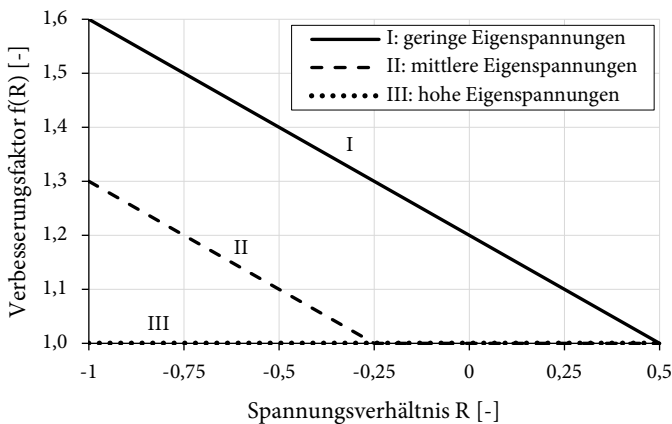


Abbildung 2.7: Verbesserungsfaktor  $f(R)$  gemäß den IIW-Empfehlungen zur Berücksichtigung von Eigen- und Mittelspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit, nach (Hobbacher, 2016)

Nach (Hobbacher, 2016) sollte beim Umgang mit Versuchsdaten beachtet werden, dass Eigenstressungen bei Kleinbauteilproben gering ausfallen, auch da bei der Herstellung kleiner Probekörper beim Heraustrennen aus größeren Strukturen davon auszugehen ist, dass ein erheblicher Teil der Eigenstressungen verloren geht. Es wird daher empfohlen, die Ergebnisse zu korrigieren, um den Einfluss von Eigenstressungen zu berücksichtigen, wie sie in realen Bauteilen und Strukturen vorliegen können. Eine entsprechende Kompensation kann entweder durch die

Durchführung von Versuchen bei hohen Spannungsverhältnissen wie  $R = 0,5$  erfolgen oder indem Versuche beispielsweise bei  $R = 0$  durchgeführt werden und der zugehörige Ermüdungsfestigkeitswert um 20 % reduziert wird (vgl. Abbildung 2.7).

In diesem Abschnitt wurden vorrangig die negativen Auswirkungen von schweißbedingten Zugeigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit erläutert. Druckeigenspannungen hingegen können die Ermüdungsfestigkeit im ermüdungskritischen Nahtübergang gezielt verbessern. Dieser Effekt wird beim Nachbehandeln von Schweißnähten mithilfe von höherfrequenten Hämmerverfahren nutzbar gemacht, auf den in Abschnitt 2.2 näher eingegangen wird.

## **2.1.9 Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie**

### **2.1.9.1 Allgemeiner Belastungseinfluss**

Bei Zug-Druck-Belastung liegt die Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffproben am unteren Rand der Streubänder und ist etwa um den Faktor 0,8 - 0,9 geringer als bei Biegebelastung (Radaj und Vormwald, 2007). Die abweichenden Werte resultieren aus unterschiedlicher Spannungsverteilung im Probenquerschnitt, vgl. Abbildung 2.8: Während bei Biegebelastung die Spannung ausgehend von der Höchstspannung am Außenrand linear abnimmt und dadurch eine Rissausbreitung verzögert wird, fehlt bei Zug-Druck-Belastung die Stützwirkung der Innenbereiche, sodass im gesamten Querschnitt eine hohe Beanspruchung vorliegt. Die auf die Ermüdungsfestigkeit günstig wirkenden Biegeeffekte sind hierbei primär der Rissentstehungsphase zuzuordnen, da der Rissfortschritt bei ungekerbten Proben nur einen geringen Anteil einnimmt.

Der Einfluss solcher unterschiedlicher Stützwirkungen kann unter anderem durch den in der FKM-Richtlinie (Rennert et al., 2020) enthaltenen Spannungsgradientenansatz nach (Siebel und Stieler, 1955) berücksichtigt werden. Dieser Ansatz basiert auf dem bezogenen Spannungsgradienten und erfordert eine werkstoffabhängige Anpassung der dynamischen Stützziffer, um den Spannungszustand im betrachteten Bauteil zu reflektieren.

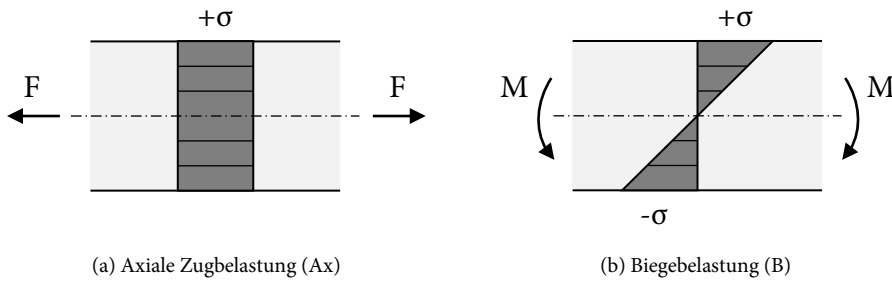


Abbildung 2.8: Spannungsverteilung in Abhängigkeit der Belastungsart

### 2.1.9.2 Einflüsse auf das geschweißte Konstruktionsdetail Quersteife

Ebenso wie ungekerbte Grundwerkstoffe weisen Schweißverbindungen einen vergleichbaren Zusammenhang in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit auf. Dies wird durch eine systematische Neuauswertung von Versuchsdaten aus der Literatur von (Maddox, 2015) deutlich, bei der Versuche am Konstruktionsdetail Quersteife den größten Teil der Datenbasis bilden. Maddox kommt zu dem Schluss, dass eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit um bis zu 18 % eine angemessene Anpassung der Bemessungskurven darstellt, um den günstigen Einfluss der Biegung unabhängig von der Blechdicke zu berücksichtigen. Auch (Pedersen et al., 2010) stellen anhand einer Neubewertung zusammengetragener Versuchsdaten fest, dass unter Biegebelastung deutlich bessere Ermüdungsergebnisse erreicht werden, als die zugehörige Bemessungskurve erwarten lässt. Dagegen stimmen die Daten für Zugbelastung weitgehend mit der Bemessungskurve überein. Anhand dieser Studien wird klar, dass die Regelungen zur Ermüdungsauslegung üblicherweise auf den Ergebnissen von Versuchen beruhen, die unter axialer Zugbelastung durchgeführt wurden.

Wie bei ungekerbten Werkstoffproben und Bauteilen ist die unterschiedliche Spannungsverteilung und die daraus resultierende Abweichung in der Stützwirkung für die differierenden Ermüdungsfestigkeiten bei geschweißten Verbindungen verantwortlich. Zudem ergeben sich aufgrund der Kerbwirkung nachfolgend erläuterte Effekte, die sich auf die Phasen der Ermüdungslebensdauer auswirken. So stellen, wie von (Ahola, 2020) auf Grundlage einer Literaturstudie zusammengefasst, verschiedene Forscher unterschiedliche Kerbformzahlen unter Zug- und Biegebelastung fest. Dies kann die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen

dungen mit geringer Kerbwirkung und ausgeprägter Rissentstehungsphase wesentlich beeinträchtigen. Die lokale Spannungskonzentration an der Schweißnahtkerbe wirkt sich zugleich auf die frühe Phase des Rissfortschritts aus. Im Vergleich zu einer Zugbelastung führt eine Biegebelastung zu einer geringeren Spannungsintensität an der Rissspitze, wodurch die Rissausbreitung effektiv verzögert wird. Das Ausmaß dieser Verzögerung hängt vom orthogonal zum Kerbgrund verlaufenden Spannungsgradienten und damit, neben der Belastungsart, auch von der Kerbschärfe des Schweißnahtübergangs ab.

Von (Ahola, 2020) werden zwei weitere Aspekte beleuchtet, die bei Vergleichsanalysen von zug- und biegebelasteten Schweißverbindungen bislang nur unzureichend untersucht wurden. Zum einen treten in der Regel schweißbedingte Winkelverformungen auf, die bei axialer Zugbelastung sekundäre Biegespannungen hervorrufen und dadurch die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen können. Bei Biegebelastung ergeben sich hingegen keine zusätzlichen Spannungen. Erfolgt eine Bewertung auf Basis von Nennspannungen, so werden die sekundären Biegespannungen infolge der Zugbelastung nicht explizit berücksichtigt, sodass der günstige Biegeeffekt überschätzt werden kann. Zum anderen ist die Höhe der lokalen Spannungskonzentration bei identischer Kerb- und Bauteilgeometrie von der Bauteilsymmetrie abhängig. Im Falle des Konstruktionsdetails Quersteife ist daher von Bedeutung, ob es sich um eine asymmetrische Struktur mit einseitig aufgeschweißter Steife handelt oder ob eine symmetrische Schweißverbindung mit beidseitiger Steifenanordnung vorliegt, vgl. Abbildung 2.9.

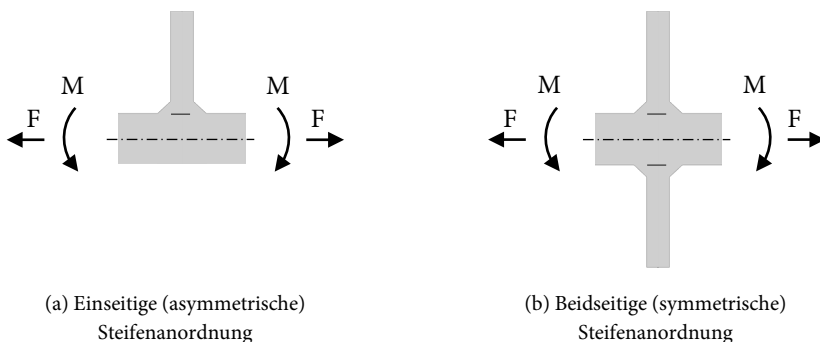


Abbildung 2.9: Varianten aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie des Konstruktionsdetails Quersteife

### 2.1.9.3 Systematische Untersuchungen aus der Literatur

Für die von (Pedersen et al., 2010) und (Maddox, 2015) recherchierte Versuchsdatenlage ist festzustellen, dass Versuche unter Biegebelastung überwiegend an Quersteifen mit einseitiger Steife durchgeführt wurden, während Versuche unter Zugbelastung vorrangig an Quersteifen mit beidseitiger Steife stattgefunden haben. Bislang existieren nur wenige systematische Studien zum Einfluss von Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf das Konstruktionsdetail Quersteife, die über diese versuchstechnisch üblichen Bauteilformen hinausgehen. Zu nennen sind an dieser Stelle (Ahola et al., 2017) und (Ottersböck et al., 2015), die diesbezüglich experimentelle und numerische Untersuchungen durchführten. Während (Ahola et al., 2017) alle der vier möglichen Fälle analysierten, konzentrierten sich (Ottersböck et al., 2015) auf einseitige Quersteifen. Weitere Ergebnisse aus Ermüdungsversuchen bei Biegebelastung für ein- und beidseitige Quersteifen stammen von (Leeuwen, 1981).

Die Ergebnisse der numerischen Studien werden in Abbildung 2.10 anhand der veröffentlichten Kerbformzahlen dargestellt. Da keine entsprechenden Analysen von (Leeuwen, 1981) vorliegen, werden eigene numerische Berechnungsmodelle (siehe Abschnitt 4.2.1.1) verwendet, um die Kerbformzahlen für diese Probekörper zu ergänzen.

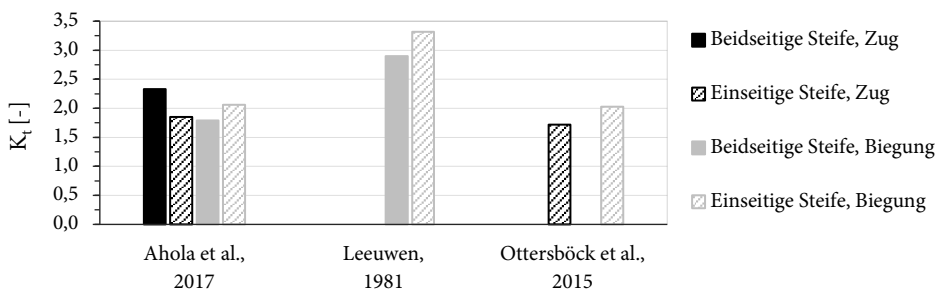


Abbildung 2.10: Literaturergebnisse zum Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf die Kerbformzahl, ergänzt um eigene numerische Ergebnisse für die Probekörper von (Leeuwen, 1981)



Die numerischen Untersuchungen von (Ahola et al., 2017) zeigen, dass bei axialer Zugbelastung eine beidseitige Steifenanordnung eine höhere Kerbformzahl aufweist als eine einseitige Steifenanordnung. Im Gegensatz dazu führt eine Biegebelastung bei einer einseitigen Quersteife im Vergleich zur einer beidseitigen Quersteife zu einer höheren Kerbformzahl. Bei gleicher Bauteilsymmetrie ergibt sich für eine beidseitige Steifenanordnung eine geringere Kerbformzahl bei Biegung als bei axialer Zugbelastung. Im Vergleich dazu ist die Kerbformzahl bei Zug geringer, wenn eine einseitige Steifenanordnung vorliegt. Die numerischen Ergebnisse für die Probekörpergeometrien von (Ottersböck et al., 2015) und (Leeuwen, 1981) bestätigen diese Zusammenhänge. Der Zusammenhang zwischen ein- und beidseitiger Quersteife unter Zugbelastung kann ebenfalls durch rechnerische Untersuchungen von (Radaj et al., 2006) belegt werden.

Die zugehörigen Versuchsergebnisse liefern weiteren Aufschluss über die Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit, vgl. Abbildung 2.11. (Ahola et al., 2017) berichten, dass unter Zugbelastung die Ermüdungsfestigkeit bei einer beidseitigen Steifenanordnung geringer ausfällt als bei einer einseitigen. Dies wird auf eine höhere Spannungskonzentration bei beidseitigen Quersteifen zurückgeführt. Trotz deutlich unterschiedlicher Kerbformzahlen ergab sich jedoch keine starke Abweichung in den Ermüdungsfestigkeiten zwischen ein- und beidseitigen Quersteifen.

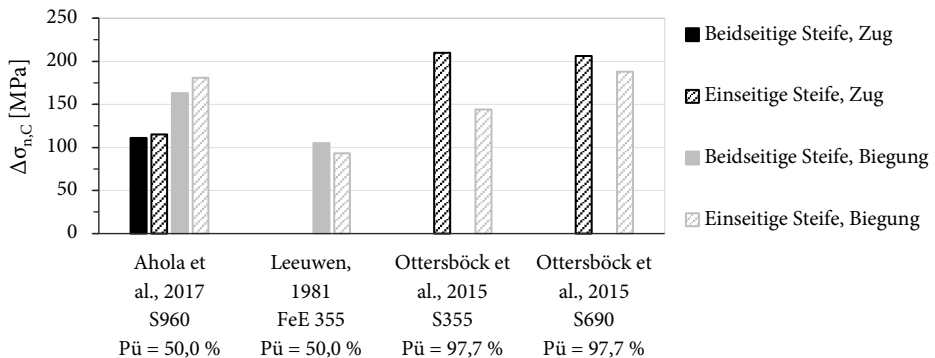


Abbildung 2.11: Literaturergebnisse für  $R = 0,1$  zum Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf die Ermüdungsfestigkeit für die Auswertung mit einer freien Neigung der Wöhlerlinie

Mithilfe ergänzender Untersuchungen konnte ein ausgeprägter Schweißverzug bei einseitigen Quersteifen identifiziert werden. Analysen auf Struktur- und Kerbspannungsebene wurden durchgeführt, um die Auswirkungen dieses Verzugs auf die Ermüdungsfestigkeit zu bewerten. Diese Analysen zeigten, dass die einseitigen Quersteifen aufgrund des Schweißverzugs eine höhere Spannungskonzentration aufwiesen als die beidseitigen. Daher wird angenommen, dass die Ermüdungsfestigkeit einseitiger Quersteifen bei geringem Schweißverzug höher gewesen wäre, wodurch ein stärkerer Unterschied zur Ermüdungsfestigkeit beidseitiger Quersteifen erkennbar wäre.

Anders als (Ahola et al., 2017) stellen (Ottersböck et al., 2015) eine geringere Ermüdungsfestigkeit für biegebelastete Probekörper gegenüber zugbelasteter Probekörper bei einseitiger Steifenanordnung fest. In diesem Fall besteht eine Korrelation zwischen den Ergebnissen der Ermüdungsversuche und den berechneten Kerbformzahlen. Da die von (Ottersböck et al., 2015) untersuchten Probekörper zudem nur einen minimalen Schweißverzug aufwiesen, erscheint die Vermutung von (Ahola et al., 2017) plausibel, wonach die Ermüdungsfestigkeit einseitiger Quersteifen unter Zugbelastung durch sekundäre Biegeeffekte infolge des Verzugs negativ beeinflusst wurde.

Des Weiteren zeigten die Versuchen von (Ahola et al., 2017) eine höhere Ermüdungsfestigkeit bei Biegebelastung im Vergleich zur Zugbelastung, unabhängig von der Bauteilsymmetrie. Bei symmetrischer Steifenanordnung wurde dies aufgrund geringerer Spannungskonzentration erwartet. Entgegen der Erwartung ergab sich auch bei einseitigen Quersteifen unter Biegebelastung eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit, trotz einer höheren Kerbformzahl. Als mögliche Erklärung wurden längere Rissfortschrittslebensdauern identifiziert, die deutlich über den rechnerischen Prognosen lagen. Messungen ergaben Druckeigenstressungen am Nahtübergang, obwohl die Probekörper im unbehandelten Zustand vorlagen. Es wird daher vermutet, dass eine Kombination von positiven Effekten des Spannungsgradienten bei Biegung und den günstig wirkenden Druckeigenstressungen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit beigetragen hat. Solche Wechselwirkungen lagen jedoch außerhalb des Rahmens der Untersuchungen von (Ahola et al., 2017), sodass diesbezüglich keine endgültige Aussage getroffen werden konnte. Da jedoch Druckeigenstressungen im Rahmen der Rissfortschrittsana-

lysen unberücksichtigt blieben und dies die Diskrepanz zwischen dem Rechenmodell und den Versuchsergebnissen erklären würde, erscheint deren Einschätzung durchaus plausibel. Nachdem auch die Biegeversuche von (Leeuwen, 1981) ein abweichendes Ermüdungsverhalten aufwiesen, welches einer Prognose auf Basis der Kerbformzahl entspricht, kann davon ausgegangen werden, dass an den Probekörpern von (Ahola et al., 2017) spezielle Einflüsse vorlagen.

Basierend auf den bisherigen Untersuchungen gestaltet sich eine eindeutige Bewertung des Ermüdungsverhaltens des Konstruktionsdetails Quersteife hinsichtlich der kombinierten Einflüsse von Belastungsart und Bauteilsymmetrie als herausfordernd. Dies liegt einerseits an der begrenzten Verfügbarkeit von Versuchsdaten und andererseits am Auftreten zusätzlicher ermüdungsrelevanter Effekte in den Untersuchungen. Dennoch zeigen die bisherigen Analysen, dass es sinnvoll ist, Bewertungskonzepte anzuwenden, die über das Nennspannungskonzept hinausgehen. Zudem erscheint es vielversprechend, die Einflüsse getrennt für die Phasen der Rissinitiierung und des Rissfortschritts zu betrachten.

## **2.2 Schweißnahtnachbehandlung mit HFH-Verfahren**

Verschiedene Nachbehandlungsmethoden für Schweißnähte zielen darauf ab, die Ermüdungslebensdauer von geschweißten Konstruktionsdetails zu erhöhen. Abbildung 2.12 zeigt eine Auswahl gängiger Nachbehandlungsmethoden für Schweißnähte im Stahlbau und stellt deren jeweilige Zuordnung zu den entsprechenden Wirkungsweisen dar. Grundsätzlich lassen sich zwei Arten der Nachbehandlung hinsichtlich ihrer Wirkungsweise unterscheiden. Zum einen kann durch Umformen des Nahtübergangs dessen Geometrie verbessert werden, indem die Schweißnahtkerbe ausgeschliffen oder mithilfe eines WIG-Schweißgerätes aufgeschmolzen wird. Dadurch wird die lokale Kerbwirkung verringert und eine Verlängerung der Lebensdauer herbeigeführt. Zum anderen können mechanische Oberflächenbehandlungen, wie das Kugel- oder Reinigungsstrahlen, angewendet werden, um die Randschicht gezielt zu verfestigen und Druckeigenspannungen in den randnahen Bereichen zu erzeugen, was sich positiv auf die Lebensdauer und damit auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkt.

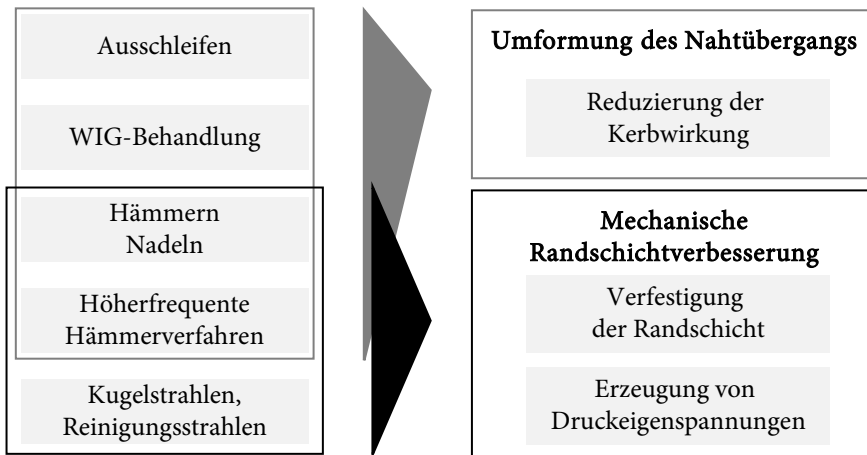


Abbildung 2.12: Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und Wirkungsweisen, in Anlehnung an (Weich, 2009)

Bei der Schweißnahtnachbehandlung durch Hämmern, Nadeln oder beim Einsatz von höherfrequenten Hämmerverfahren (HFH) werden diese positiven Effekte kombiniert. Insbesondere das höherfrequente Hämmern wurde in den letzten Jahrzehnten intensiv untersucht, und die Wirksamkeit der HFH-Verfahren zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit wurde für verschiedene Anwendungen spezifisch nachgewiesen.

Im Folgenden liegt der Fokus auf der HFH-Nachbehandlung. Es wird die Applikation vorgestellt, und es wird auf die Wirkungsweise der Verfahren eingegangen. Dabei wird erläutert, welche Effekte zur Verlängerung der Lebensdauer beitragen und welche Faktoren die Wirksamkeit beeinflussen. Abschließend wird ein Überblick über die aktuelle normative Situation bezüglich der Anwendung im Stahlbau gegeben. Der Einfluss von Korrosion auf die Wirksamkeit einer HFH-Behandlung wird in Abschnitt 2.3.5 gesondert behandelt.

### 2.2.1 HFH-Verfahren - Applikation und Voraussetzungen

Zu den höherfrequenten Hämmerverfahren, im Englischen als High Frequency Mechanical Impact Treatment (HFMI) bezeichnet, zählen gemäß den IIW-Empfehlungen von (Marquis und Barsoum, 2016) verschiedene Verfahren: Ultrasonic

Impact Treatment (UIT), Ultrasonic Peening (UP), Ultrasonic Peening treatment (UPT), High Frequency Impact Treatment (HiFIT), Pneumatic Impact Treatment (PIT) und Ultrasonic Needle Peening (UNP). Gemäß der DASt-Richtlinie 026 sind auf nationaler Ebene speziell die HFH-Verfahren HiFIT, PIT und UIT qualifiziert.

Bei der HFH-Anwendung werden je nach Verfahren spezielle Handgeräte eingesetzt, in denen ein gehärteter Bolzen (Pin) verbaut ist. Dieser wird pneumatisch oder durch Ultraschall höherfrequent angeregt und entlang des zu behandelnden Schweißnahtübergangs geführt. Die Einschläge des Bolzens führen zu einer plastischen Verformung des Nahtübergangs bzw. der Schweißnahtkerbe. Abbildung 2.13 zeigt eine entsprechend erzeugte Behandlungsspur im Vergleich zu einem unbehandelten Nahtübergang.

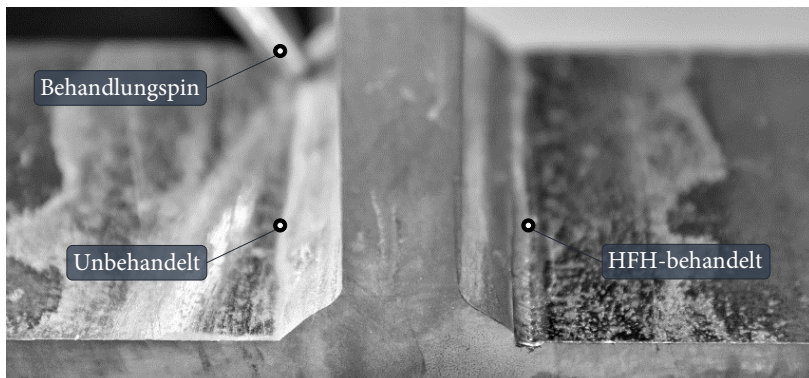


Abbildung 2.13: Schweißnahtübergänge im unbehandelten und HFH-behandelten Zustand

Um eine effektive Lebensdauererlängerung von Schweißnähten durch den Einsatz von HFH-Verfahren zu gewährleisten, müssen dabei bestimmte Randbedingungen erfüllt werden. Nach (Kuhlmann et al., 2018) sind für eine erfolgreiche Behandlung die folgende Aspekte zu beachten:

- Äußere Zugänglichkeit zum nachzubehandelnden Schweißnahtübergang, insofern ist die Behandlung von Schweißnahtwurzeln ausgeschlossen.
- Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit wird vorrangig an Nähten erzielt, deren Beanspruchung orthogonal zum Nahtübergang verläuft.

## 2.2.2 Wirkungsweisen der HFH-Verfahren

### 2.2.2.1 Geometrische Veränderung des Schweißnahtübergangs

Die Veränderung der Nahtübergangsgeometrie infolge der HFH-Behandlung äußert sich durch eine Vergrößerung des Kerbradius. Dies konnte anhand von geometrischen Messungen der HFH-Behandlungsspur an Querstreifen von (Dürr, 2007; Ummenhofer et al., 2017b; Shams-Hakimi et al., 2018; Schubnell, 2021) und an Querstumpfstößen von (Weich, 2009) festgestellt werden. Durch den Vergleich der erhobenen Messwerte mit denen von unbehandelten Nahtübergängen wurde die Veränderung deutlich. Die Messungen zeigen auch, dass nach der HFH-Behandlung ein Eindruck aus den Hammerschlägen zurückbleibt, wobei die Mittelwerte des vertikalen Abstands zwischen Grundblechoberfläche und dem tiefsten Punkt der Behandlungsspur in den untersuchten Fällen zwischen 0,06 mm und 0,23 mm lagen.

Um den Einfluss aus einer veränderten Nahtübergangsgeometrie auf die Ermüdungsfestigkeit von Querstreifen zu untersuchen, führte (Dürr, 2007) numerische Analysen auf Basis mittlerer Messergebnisse durch. Dabei wurde eine behandlungsbedingte Vergrößerung des Kerbradius von 1,0 mm auf 2,2 mm beobachtet, die trotz einem ungünstig wirkenden Eindruck mit einer Tiefe von 0,1 mm zu einer Reduzierung der Kerbformzahl um 17 % führte. Obwohl dadurch eine Verringerung der Kerbwirkung nachgewiesen werden konnte, zeigten zugehörige Kerbspannungswöhlerlinien, dass die geometrische Veränderung in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeitssteigerung von untergeordneter Bedeutung war. Ebenso wurde von (Weich, 2009) der Einfluss von Veränderungen in der Kerbgeometrie durch HFH-Behandlung untersucht. Dabei stellte sich heraus, dass die Versuchsergebnisse von unbehandelten Probekörpern und Probekörpern, die nach der Behandlung spannungsarm gegläht wurden, innerhalb eines Streubandes lagen. Da das Spannungsarmglühen die weiteren Behandlungseffekte weitestgehend neutralisierte, die HFH-Behandlungsspur jedoch nach wie vor vorhanden war, konnte gezeigt werden, dass die durch die Behandlung hervorgerufene Veränderung der Kerbgeometrie keinen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hatte.

### 2.2.2.2 Verfestigung der Randschicht

Die plastische Kaltumformung des Schweißnahtübergangs infolge einer HFH-Behandlung führt zu einer verfestigten Randschicht. Für geschweißte Konstruktionsdetails des Werkstoffs S355 konnte dies durch Härtemessungen von (Weich, 2009) an Querstumpfstößen und von (Kuhlmann und Günther, 2009) sowie (Schubnell, 2021) an Quersteifen nachgewiesen werden. Von (Weich, 2009) wurden erhöhte Härtewerte (HV<sub>0,05</sub>) bis in Tiefen von 0,2 mm bis 0,3 mm ermittelt, die durch eine UIT-Behandlung um 75 % und infolge einer HiFIT-Behandlung um 100 % über den Werten eines unbehandelten Probekörpers lagen. Von (Schubnell, 2021) wurden Randschichtverfestigungen bis zu einer Tiefe von 0,3 mm festgestellt, die hinsichtlich der Einwirktiefe mit den Verfestigungstiefen von (Weich, 2009) vergleichbar sind. Allerdings fiel die Oberflächenverfestigung geringer aus, mit einem Anstieg der Härte (HV<sub>0,05</sub>) um 12 % durch HiFIT-Behandlung und um 31 % durch PIT-Behandlung. Härtemessungen an PIT-behandelten Probekörpern von (Kuhlmann und Günther, 2009) zeigten Verfestigungen bis in Tiefen von 0,4 mm bis 0,5 mm, die durch einen Anstieg der Härtewerte (HV<sub>0,1</sub>) um bis zu 43 % gekennzeichnet waren. In allen Fällen lagen die stärksten Verfestigungen oberflächennah vor und nahmen mit zunehmendem Oberflächenabstand ab.

Die Ermüdungslebensdauer kann durch eine Verfestigung der Oberfläche erhöht werden, da oberflächennahe Versetzungsbewegungen eingeschränkt werden und dadurch eine Anrissbildung verzögert wird (Rösler et al., 2019). Inwieweit die durch den Einsatz von HFH-Verfahren erzeugte Randschichtverfestigung sich auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkt, ist bislang nicht vollumfänglich geklärt. Von (Weich, 2009) konnte der Einfluss einer durch HFH-Verfahren verfestigten Randschicht auf die Verzögerung der Rissbildung nicht eindeutig nachgewiesen werden. Nachbehandelte, spannungsarm geglühte Querstumpfstöße zeigten ein ähnliches Schädigungsverhalten wie unbehandelte Probekörper. Da jedoch eine Entfestigung nicht ausgeschlossen werden konnte, bleibt unklar, welchen Anteil die Randschichtverfestigung gegenüber den durch die HFH-Verfahren eingebrachten Druckeigenspannungen an der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit einnimmt. Ebenso wurden Analysen von (Schubnell, 2021) durchgeführt, der neben einem niederfesten Baustahl S355J2+N zudem einen hochfesten Stahl S960QL unter-

suchte. Seine Analysen deuten darauf hin, dass eine Schwingfestigkeitssteigerung bei Schweißzugproben aus S960QL rein auf die Druckeigenspannungen nach der HFH-Behandlung und die Änderung der lokalen Nahtgeometrie zurückzuführen ist, da keine Zunahme der Mikrohärtigkeit oder Versetzungsdichte beobachtet wurde. Bei Schweißzugproben aus S355J2+N wurde hingegen eine erhöhte Mikrohärtigkeit festgestellt, wodurch ein Einfluss aus der Randschichtverfestigung auf die Steigerung der Schwingfestigkeit nicht ausgeschlossen werden kann.

### **2.2.2.3 Erzeugung von Druckeigenspannungen**

Bei der Anwendung von höherfrequenten Hämmerverfahren entstehen in der Randschicht Druckeigenspannungen durch plastische Umformung. Dies wurde durch eine Vielzahl von Eigenspannungsmessungen an hochfrequent gehämmerten Grundwerkstoffproben sowie an HFH-behandelten Nahtübergängen von Schweißproben nachgewiesen, über die (Schubnell, 2021) einen ausführlichen Überblick gibt. Es existieren verschiedene Messverfahren, die eine Erfassung von Informationen zu Eigenspannungen in Oberflächennähe oder in Tiefenrichtung ermöglichen, unterschiedliche Auflösungen bieten und jeweils spezifische Einschränkungen haben. Für einen entsprechenden Verfahrenvergleich sei auf (Weich, 2009) verwiesen.

In der Regel werden Eigenspannungen in Längs- und in Querrichtung aufgeteilt und entsprechend bei der messtechnischen Erfassung unterschieden. Bei HFH-behandelten Konstruktionsdetails wird davon ausgegangen, dass die Quereigenspannungen, also jene orthogonal zur Schweißnaht vorhandenen Eigenspannungen, für die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit entscheidend sind. Die inneren Quereigenspannungen überlagern sich mit den äußeren Lastspannungen, die aufgrund der Belastungsrichtung orthogonal zur Schweißnaht in dieselbe Richtung wirken (Kuhlmann et al., 2018). Für die Lebensdauer ungünstige Zugspannungsanteile werden durch oberflächennahe Druckeigenspannungen abgemindert, was generell zu einer verbesserten Ermüdungsfestigkeit des belasteten Bauteils führt (Macherauch und Wohlfahrt, 1985). Abbildung 2.14 zeigt Literaturergebnisse gemessener Quereigenspannungsverläufe, die am Nahtübergang von geschweißten Probekörpern aus normalfestem Werkstoff (S355) orthogonal zur Oberfläche in Tiefenrichtung erhoben wurden.



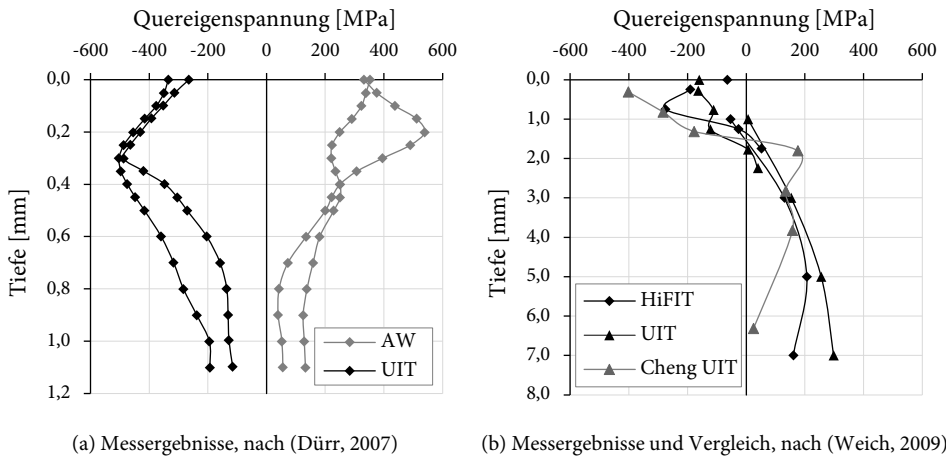


Abbildung 2.14: Tiefenverläufe der Quereigenspannungen von Schweißproben aus normalfestem Werkstoff

Von (Dürr, 2007) wurden innerhalb des Forschungsprojektes P620 (Kuhlmann et al., 2006) Quereigenspannungen am Konstruktionsdetail Quersteife durch Anwendung der Bohrlochmethode gemessen, vgl. Abbildung 2.14a. Im Schweißzustand lagen diese als Zugeigenspannungen vor, die oberflächennah die höchsten Werte aufwiesen. Infolge der UIT-Behandlung wurden die Zugeigenspannungen in der untersuchten Tiefe bis 1,1 mm neutralisiert und es entstanden stattdessen Druckeigenspannungen, die an der Oberfläche im Mittel ca. 75 % der Streckgrenze betragen. Beginnend an der Oberfläche nahmen die Druckeigenspannungen bis zum Maximum in einer Tiefe von ca. 0,3 mm bis 0,4 mm zu und fielen anschließend ab. Im gesamten Messbereich lagen sie durchgehend im Druckbereich.

Tieferreichende Messungen wurden von (Weich, 2009) im Rahmen des REFRESH-Projektes (Ummerhofer et al., 2011) an HiFIT- und UIT-behandelten Querstumpfstoßen durchgeführt, vgl. Abbildung 2.14b. Oberflächennah erfolgten die Messungen röntgenografisch. In Tiefen bis 0,12 mm wurden die Eigenspannungen mithilfe von polychromatischer Synchrotronstrahlung ermittelt. Darüber hinaus wurde das Neutronenbeugungsverfahren eingesetzt. Durch die Kombination der Messverfahren konnten Eigenspannungen bis zu 7 mm von der Oberfläche entfernt erfasst werden. So konnten Wirkungstiefen der durch die HFH-erzeugten Druckeigenspannungen zwischen 1,0 mm bis 1,5 mm nachgewiesen werden.

Unterhalb dieser Tiefen wechselten die Eigenspannungen wiederum in den Zugbereich. Eine vergleichbare Tiefenwirkung der Druckeigenspannungen konnte von (Cheng et al., 2003) an einer UIT-behandelten Quersteife anhand von Neutronenbeugungsmessung festgestellt werden. Auch (Shams-Hakimi et al., 2018) wies anhand von röntgenografischer Messungen Druckeigenspannungen bis in eine Tiefe von 1,5 mm an UNP-behandelten Quersteifen nach. Tiefenprofile wurden zudem an HiFIT- und PIT-behandelten Quersteifen aus S355 durch kombinierten Einsatz von Röntgen- und Neutronenbeugungsmessungen von (Schubnell et al., 2020) erfasst. Hierbei wurden noch tieferreichende Druckeigenspannungen bis in eine Tiefe von 2 mm bis 3 mm ermittelt.

Innerhalb von weiteren Studien (Janosh, 1996; Dürr, 2007; Weich, 2009; Kuhlmann und Günther, 2009; Yekta et al., 2013; Okawa et al., 2013; Yildirim und Marquis, 2013; Berg, 2016; Leitner et al., 2017; Schubnell et al., 2020) wurden Eigenspannungen an geschweißten Verbindungen aus Stählen untersucht, die über die Festigkeit normalfester Stähle hinausreichen, bis hin zu Stahlgüten von S1100. Aus diesen Studien geht hervor, dass die Höhe der durch HFH-Behandlung erzeugten Druckeigenspannungen von der Werkstofffestigkeit des verwendeten Stahls abhängt und mit zunehmender Streckgrenze ansteigt.

Bei HFH-behandelten Schweißnähten wird ein wesentlicher Anteil der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit auf das Vorhandensein der Druckeigenspannungen zurückgeführt (Marquis und Barsoum, 2016). Aus diesem Grund ist deren Stabilität von entscheidender Bedeutung, da Veränderungen des günstigen Druckeigenspannungszustands einen erheblichen Einfluss auf die resultierende Ermüdungsfestigkeit haben können. Dies kann durch die in Abschnitt 2.2.2.2 erwähnten Untersuchungen von (Weich, 2009) und (Schubnell, 2021) belegt werden, obwohl der begleitende Einfluss aus der Randschichtverfestigung nicht vollständig geklärt ist. Die Untersuchungen von (Schubnell, 2021) stützen die Bedeutung von Druckeigenspannungen zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit. Er stellte fest, dass bei Kerbbiegeproben aus S960QL die Schwingfestigkeitszunahme ausschließlich auf die oberflächennahen Druckeigenspannungen nach der HFH-Behandlung zurückzuführen war, da keine wesentliche Steigerung der Härte oder Versetzungsdichte beobachtet wurde. Unterschiedliche Schwingfestigkeiten von HFH-behandelten Proben unter Vorspannung konnten ebenfalls durch den Einfluss der

Druckeigenspannung erklärt werden. Vor allem bei negativ vorgespannten Probekörpern waren die Druckeigenspannungen in Lastrichtung deutlich geringer, was zu Schwingfestigkeiten im Bereich von unbehandelten Kerbbiegeproben führte.

### **2.2.3 Auswirkung auf die Ermüdungslebensdauer**

Die Wirksamkeit einer Schweißnahtnachbehandlung durch Einsatz von HFH-Verfahren zeigt sich in Ermüdungsversuchen, die an geometrisch identischen Probekörpern sowohl im unbehandelten als auch im HFH-behandelten Zustand durchgeführt werden. Eine direkte Gegenüberstellung der Versuchsergebnisse innerhalb einer Wöhlerlinie verdeutlicht das Potenzial zur Verlängerung der Lebensdauer und damit zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit. In diesem Zusammenhang werden in Abbildung 2.15 die Ermüdungsversuchsergebnisse von (Kuhlmann et al., 2006) am geschweißten Konstruktionsdetail Quersteife dargestellt.

Bei einem Vergleich der beiden Serien hinsichtlich vergleichbarer erzielter Ermüdungslebensdauern konnten UIT-behandelte Probekörper eine deutlich höhere Beanspruchungsschwingbreite ertragen als unbehandelte Probekörper. Dies äußert sich durch eine wesentlich flachere Neigung der Wöhlerlinie von  $m = 6,6$  im Vergleich zur Neigung der unbehandelten Serie mit  $m = 3,3$ . Unter Berücksichtigung der mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeit wurden Werte ermittelt, die infolge der UIT-Behandlung um 103 % und 116 % über den Werten der unbehandelten Probekörper lagen.

Diese Ergebnisse sind repräsentativ für eine Vielzahl von Untersuchungen, die in den beiden vorhergehenden Jahrzehnten durchgeführt wurden. Dies wurde durch Auswertungen bestätigt, die umfangreichere Datensätze aus der Literatur zugrunde legten. Bezogen auf das Konstruktionsdetail Quersteife konnten durch HFH-Behandlungen Steigerungen der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit bei fester Neigungsauswertung von 106 % (Yildirim und Marquis, 2012b) und 100 % (Kuhlmann et al., 2018) festgestellt werden.

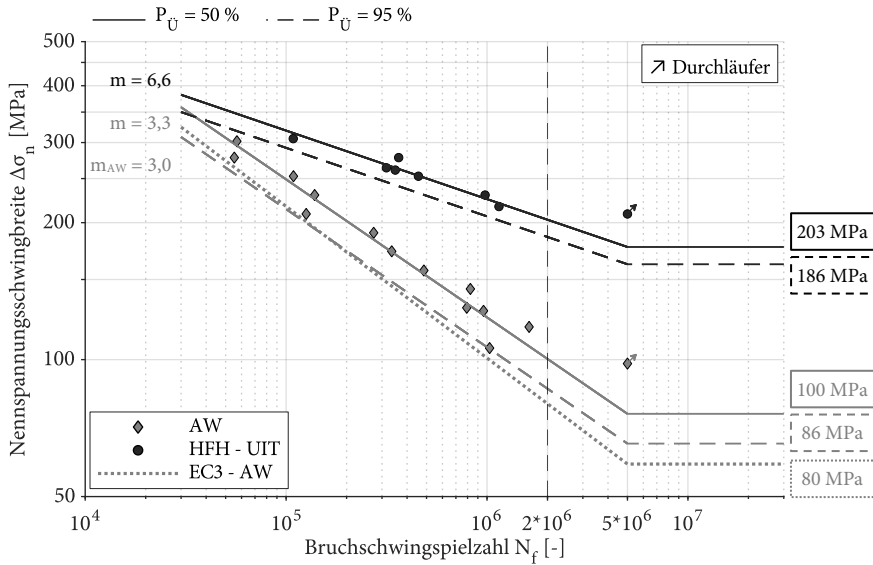


Abbildung 2.15: Nennspannungswöhlerlinien mit freier Neigungsauswertung für Quersteifen aus S355J2 im Zustand AW und HFH-behandelt bei Prüfung mit  $R = 0,1$ , nach (Kuhlmann et al., 2006)

In beiden Studien konnte zudem die flachere Wöhlerlinienneigung HFH-behandelter Konstruktionsdetails statistisch nachgewiesen werden, was auch von (Berg, 2016) bestätigt wurde. Ein entsprechender Vergleich der Neigungen zwischen unbehandelten und HFH-behandelten Details, ausgewertet von (Kuhlmann et al., 2018), kann Abbildung 2.16 entnommen werden.

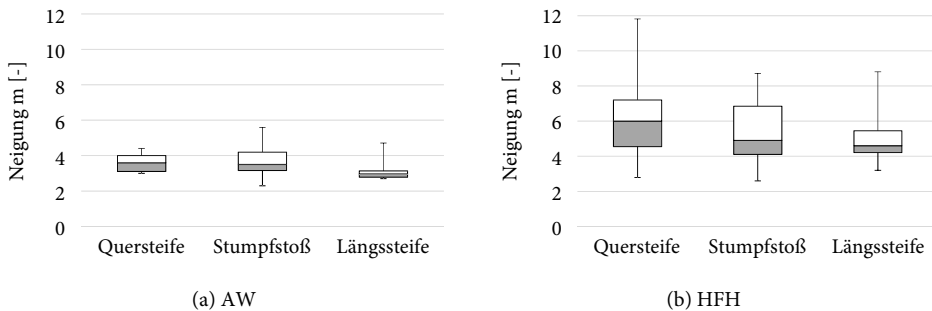


Abbildung 2.16: Wöhlerlinienneigungen verschiedener Konstruktionsdetails in Abhängigkeit des Behandlungszustands, nach (Kuhlmann et al., 2018)

## 2.2.4 Wirkungsrelevante Einflüsse

### 2.2.4.1 Überlagerung von Last- und Eigenspannungen

Entgegen dem ungünstigen Einfluss aus Schweißeigenspannungen (vgl. Abschnitt 2.1.8) wirken sich Druckeigenspannungen im Allgemeinen günstig auf die Ermüdungslebensdauer aus. Der lebensdauererlängernde Effekt infolge von HFH-induzierten Eigenspannungen lässt sich durch die Überlagerung mit den Lastspannungen aus der äußeren Bauteilbeanspruchungen erklären. Dies lässt sich anhand der von (Breunig, 2022) entwickelten Darstellung in Abbildung 2.17 schematisch veranschaulichen, die auf der Theorie von (Gurney, 1979) basiert und Druckeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze berücksichtigt.

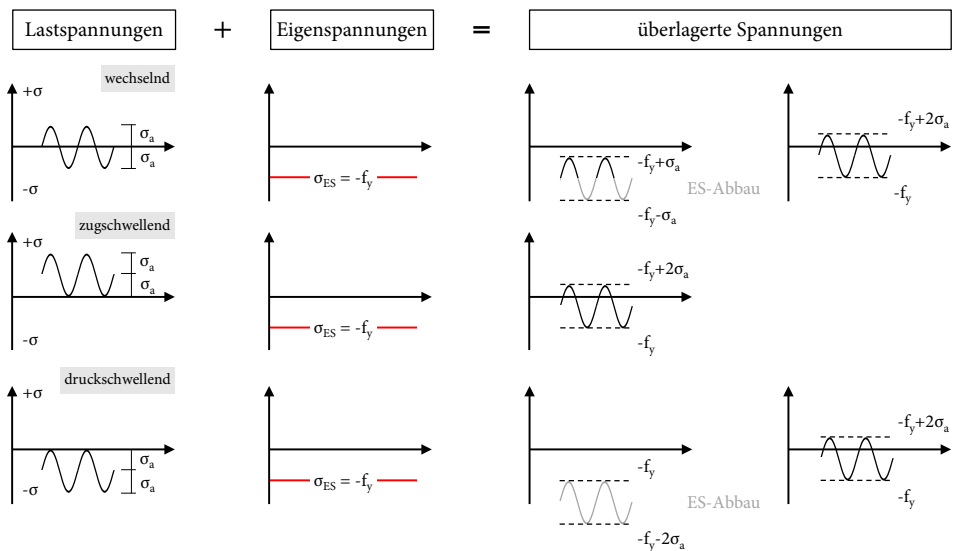


Abbildung 2.17: Überlagerung von Last- und Eigenspannungen bei geschweißten Bauteile mit Druckeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze, nach der durch (Breunig, 2022) erweiterten Theorie von (Gurney, 1979)

Die Mittelspannung wird infolge der Druckeigenspannungen in allen Überlagerungsfällen überwiegend in den für die Lebensdauer günstigen Druckbereich verschoben. Auch wenn die Druckeigenspannungen abhängig der Lastspannungen

im Überlagerungsfall zu einem Eigenspannungsabbau führen können, sollte die Streckgrenze des Werkstoffs im Druckbereich überschritten werden.

#### 2.2.4.2 Einfluss auf das Anriss- und Rissfortschrittsverhalten

Anrisse werden je nach Höhe der eingebrachten Druckeigenspannungen, der Lage der lastbedingten Mittelspannung und dem Beanspruchungsniveau teilweise bis vollständig überdrückt. Dies führt zu einer verlangsamten Rissausbreitung oder verhindert ein Fortschreiten des Risses, woraus eine geringere Schädigungswirkung resultiert. Dabei wirken oberflächennahe Druckeigenspannungen hinsichtlich der Anriss-Lebensdauer rissschließend, während das Rissfortschrittsverhalten bei langen Rissen vom Tiefenverlauf der Eigenspannungen abhängt (Haibach, 2006).

Der Einfluss der Schweißnahtnachbehandlung auf das Ermüdungsrissverhalten wurde von (Dürr, 2007) experimentell mithilfe von Rastlinienuntersuchungen an UIT-behandelten Querstreifen untersucht. Durch einen Vergleich zu unbehandelten Probekörpern konnte durch diese Untersuchungen eine behandlungsbedingte Verzögerung der Rissfortschrittsgeschwindigkeiten  $da/dN$  über den gesamten Risstiefenbereich nachgewiesen werden, vgl. Abbildung 2.18. Ein besonders ausgeprägt verzögertes Risswachstum trat in Risstiefen bis ca. 2 mm auf, was auf die starke Wirkung oberflächennaher Druckeigenspannungen hindeutet.

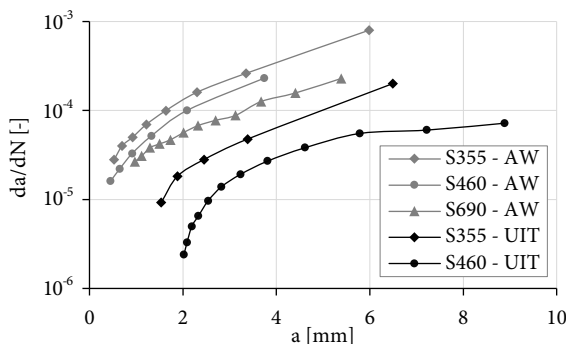


Abbildung 2.18: Einfluss aus HFH-Behandlung auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, nach (Dürr, 2007)

Von (Weich, 2009) wurde neben der Rastlinienmethode auch die Infrarotthermographie zur frühen Risserkennung eingesetzt. Die Untersuchungen zeigten, dass die erhöhten Ermüdungsfestigkeiten von HiFIT- und UIT-behandelten Querstumpfstößen vorrangig aus einer verlängerten Rissinitiierungsphase und einer reduzierten Rissfortschrittsgeschwindigkeit resultierten, die durch induzierte Druckeigenspannungen hervorgerufen wurden. Anrisse mit Risstiefen kleiner als 1 mm zeigten nichtlineare Temperaturamplituden, die auf ein Riss schließen durch Druckeigenspannungen hindeuteten. Die Restlebensdauern betragen unabhängig vom Behandlungszustand 20 % bis 25 % der Gesamtlebensdauer. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit wurde bis zu einer Risstiefe von 1,4 mm bis 2,0 mm reduziert, was insgesamt zu einer stark verlängerten Gesamtlebensdauer führte.

#### **2.2.4.3 Einflüsse aus Mittelspannung und Werkstoff auf die Ermüdungsfestigkeit**

Der Einfluss aus der Mittelspannung im Zusammenhang mit den durch HFH-Behandlung erzeugten Druckeigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit wurde anhand der in (Kuhlmann et al., 2018) zusammengestellten Versuchsdaten zu Quersteifen von (Breunig, 2022) untersucht. Die Untersuchung zeigte, dass die Mittelspannung sowohl im behandelten als auch im unbehandelten Zustand relevant ist. Im HFH-nachbehandelten Zustand war der positive Effekt der Wechselbeanspruchung mit  $R = -1$  im Vergleich zum unbehandelten Zustand deutlich ausgeprägter, mit einem Anstieg der mittleren Ermüdungsfestigkeit um den Faktor 1,46 für S355 und 1,55 für S690, basierend auf den für  $R = 0,1$  bestimmten Werten. Bei unbehandelten Serien war der positive Mittelspannungseinfluss schwächer, mit einem Anstieg um den Faktor 1,29 für S355 und 1,28 für S690. Hingegen wurde nur ein geringer Einfluss zwischen den Spannungsverhältnissen  $R = 0,1$  und  $R = 0,5$  festgestellt. Begleitend wurde von (Breunig, 2022) der Streckgrenzeinfluss analysiert. Das Ergebnis dieser Auswertungen ist in Abbildung 2.19 dargestellt.

Zusammengefasst konnte durch die Analyse der Ermüdungsfestigkeiten festgestellt werden, dass alle geprüften Stahlgüten im HFH-nachbehandelten Zustand eine deutliche Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Zustand aufweisen. Für eine Zugschwellbeanspruchung von  $R = 0,1$  zeigte sich eine Zunahme der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Stahlgüte für HFH-behandelte Quersteifen, wobei sich für HFH-behandelte Probekörper aus S235 ein

unerwartet hoher Ermüdungswiderstand aufgrund einer äußerst flachen Wöhlerlinienneigung ergab. Deutlich höhere Ermüdungsfestigkeiten wurden für  $R = -1$  gegenüber  $R = 0,1$  und  $R = 0,5$  ermittelt, wobei hierbei der ausgeprägte Einfluss der HFH-Behandlung ersichtlich ist. Für eine Wechselbeanspruchung von  $R = -1$  konnte für den unbehandelten Zustand ein Einfluss aus der Streckgrenze festgestellt werden, während dies für den HFH-behandelten Zustand nicht der Fall war. In diesem Zusammenhang sollten jedoch geringe Versuchsanzahlen und stark variierende Neigungen der Wöhlerlinien beachtet werden.

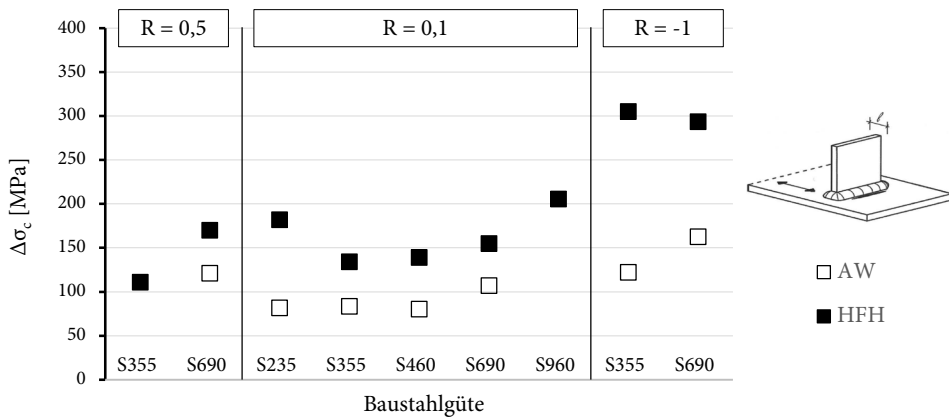


Abbildung 2.19: Einfluss der Streckgrenze auf die Ermüdungsfestigkeit für unbehandelte und HFH-behandelte Quersteifen in Abhängigkeit verschiedener Spannungsverhältnisse bei Auswertung mit freier Wöhlerlinienneigung, nach (Breunig, 2022)

#### 2.2.4.4 Einfluss aus der Belastungsart auf die Ermüdungsfestigkeit

Die Auswirkung unterschiedlicher Belastungsarten auf die Ermüdungsfestigkeit von HFH-behandelten Quersteifen wurde bisher von (Ottersböck et al., 2015) untersucht. Es wurden Ermüdungsfestigkeiten von geometrisch identischen einseitigen Quersteifen unter axialer Zug- und Biegebelastung ermittelt. Bei HFH-behandelten Probekörpern aus dem Werkstoff S355 wurde eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit bei Biegebelastung im Vergleich zur axialen Zugbelastung im HFH-behandelten Zustand ermittelt. Diese Ergebnisse deuten auf einen günstigen Effekt der Biegung im HFH-behandelten Zustand hin. Da diese Studie jedoch



die bisher einzige systematische Untersuchung darstellt, sind weitere Untersuchungen erforderlich, um fundierte Aussagen treffen zu können.

### 2.2.5 Bemessungsregelungen

Im Jahr 2016 veröffentlichten (Marquis und Barsoum, 2016), basierend auf der Studie von (Marquis et al., 2013), die IIW-Richtlinie für die Anwendung von höherfrequenten Hämmerverfahren zur gezielten Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Verbindungen. Die Richtlinie enthält Empfehlungen für geeignete Behandlungsverfahren, Maßnahmen zur Qualitätskontrolle und Methoden zur Bewertung der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit basierend auf den Konzepten der Nenn-, Hot-Spot- und effektiven Kerbspannung. Darüber hinaus werden Empfehlungen zur Berücksichtigung der Auswirkungen von Belastungsbedingungen, variabler Amplitudenbelastung, Ermüdung bei niedrigen Zyklen und zur Berücksichtigung von Details mit geringer Spannungskonzentration gegeben. Die Richtlinie ist anwendbar auf Stahlkonstruktionen mit Blechdicken zwischen 5 mm und 50 mm und Streckgrenzen von 235 MPa bis 960 MPa.

Die Bemessungsempfehlungen des IIW basieren im Wesentlichen auf experimentellen und rechnerischen Untersuchungen zum Einsatz von HFH-Verfahren zur Schweißnahtnachbehandlung, welche die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung belegen. Die entsprechenden Daten wurden in vorbereitenden Studien (Yildirim und Marquis, 2012a; 2012b; Yildirim et al., 2013) gesammelt und systematisch ausgewertet. Auf dieser Grundlage wurden unter anderem die Bemessungsansätze auf Nennspannungsebene abgeleitet. Gemäß der IIW-Empfehlung berücksichtigen diese Ansätze die streckgrenzenabhängige Wirksamkeit der HFH-Verfahren, indem sie ausgehend vom unbehandelten bzw. wie geschweißten Zustand des Konstruktionsdetails eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit um mindestens vier Kerbfallklassen zulassen, vgl. Abbildung 2.20.

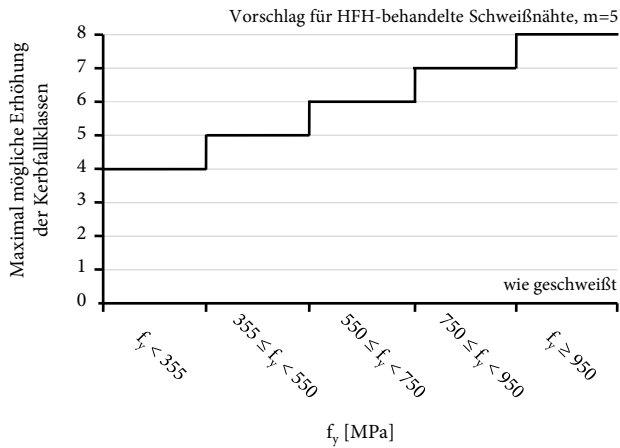


Abbildung 2.20: Mögliche Kerbfallklassenerhöhung durch HFH-Anwendung in Abhängigkeit der Streckgrenze auf Basis des wie geschweißten Zustands, nach (Marquis und Barsoum, 2016)

Da im Bereich der Zeitfestigkeit eine Wöhlerlinienneigung von  $m = 5$  sowohl für HFH-behandelte als auch für gehämmerte Schweißnähte zutreffend ist (Yildirim und Marquis, 2012b), wurde diese im Vergleich zum unbehandelten Zustand flachere Neigung in die IIW-Richtlinie aufgenommen. Die zugehörigen Bemessungswöhlerlinien werden für ein Spannungsverhältnis für  $R \leq 0,15$  angeben. Ein entgegengerichteter, reduzierender Einfluss bei zunehmenden Spannungsverhältnissen wird durch eine vom R-Verhältnis abhängige Verringerung der Kerbfallklasse berücksichtigt, wie sie in Tabelle 2.1 enthalten ist.

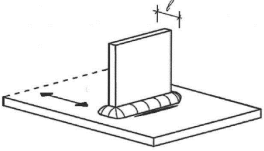
Tabelle 2.1: Verringerung der Anzahl an Kerbfallklassen in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses, nach (Marquis und Barsoum, 2016)

Spannungsverhältnis $R$ [-]	Minimale Kerbfallklassenreduzierung
$R \leq 0,15$	Keine Reduzierung aufgrund des Spannungsverhältnisses
$0,15 < R \leq 0,28$	Reduzierung um eine Kerbfallklasse
$0,28 < R \leq 0,4$	Reduzierung um zwei Kerbfallklassen
$0,4 < R \leq 0,52$	Reduzierung um drei Kerbfallklassen
$0,52 < R$	Keine Daten verfügbar. Verbesserungspotenzial ist durch Tests zu bestätigen.

Im Jahr 2019 wurde auf nationaler Ebene die DAST-Richtlinie 026 für die Ermüdungsauslegung von geschweißten und HFH-behandelten Konstruktionsdetails veröffentlicht, basierend auf weiteren Forschungsarbeiten von (Ummenhofer et al., 2017b) und im Rahmen des DAST-Forschungsprojektes von (Kuhlmann et al., 2018). Diese Richtlinie ergänzt die Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten hinsichtlich Ermüdung gemäß DIN EN 1993-1-9 sowie den Neubau von Stahlbrücken nach DIN EN 1993-2. Sie ist anwendbar für Stahlgüten von S235 bis S700 und für Blechdicken über 5 mm. Die Richtlinie beinhaltet nennspannungsbezogene Kerbfälle für die geschweißten Konstruktionsdetails querbelastete Stumpfnah, unbelastete Quersteife und unbelastete Längssteife. Für diese Details werden im Vergleich zum unbehandelten Zustand erhöhte Ermüdungsfestigkeiten angegeben. Bei HFH-behandelten Konstruktionsdetails wird die Kerbfallklasse direkt abhängig von der Stahlgüte und dem Spannungsverhältnis festgelegt, anders als bei unbehandelten Konstruktionsdetails. Gemäß der DAST-Richtlinie 026 sind HiFIT, PIT und UIT qualifizierte HFH-Verfahren, welche den Untersuchungen von (Kuhlmann et al., 2018) zugrunde liegen und damit nachweislich zu einer erhöhten Ermüdungsfestigkeit führen. Die verbesserten Ermüdungsfestigkeiten, die speziell für das Konstruktionsdetail der unbelasteten Quersteife gelten, sind in einem Auszug aus der DAST-Richtlinie in Tabelle 2.2 angegeben.

Um bei der Nennspannungsbewertung unterschiedliche Blechdicken zu berücksichtigen, schlägt die IIW-Empfehlung von (Marquis und Barsoum, 2016) zur HFH-Nachbehandlung den Ansatz der IIW-Empfehlung für geschweißte Verbindungen von (Hobbacher, 2016) vor. Dabei wird  $f(t)$  auf der Grundlage von Gl. (2.3) bestimmt (s. Abschnitt 2.1.4), wobei für die Nachbehandlung der Exponent  $n = 0,2$  empfohlen wird. Die DAST-Richtlinie handhabt die Geometrieabhängigkeit hingegen anhand des Abstands der Schweißnahtfußpunkte  $L$ , in Übereinstimmung mit DIN EN 1993-1-9. Es erfolgt eine Reduzierung um eine Kerbfallklasse für Abstände über 50 mm bis 80 mm. Hintergrund der Aufnahme dieser Regelung in die DAST-Richtlinie sind numerische Untersuchungen im Rahmen des DAST-Forschungsprojektes (Kuhlmann et al., 2018). Die Untersuchungen bestätigten, dass der Abstand der Schweißnahtfußpunkte  $L$  einen stärkeren Einfluss auf die Kerbfallzahl ausübt als die Blechdicke  $t$ . Dadurch wurde die Abhängigkeit der Kerbfallzuordnung nach DIN EN 1993-1-9 für diesen Geometrieparameter bestätigt.

Tabelle 2.2: Verbesserte Ermüdungsfestigkeit durch Anwendung qualifizierter HFH-Verfahren für den Nennspannungsnachweis der unbelasteten Quersteife, nach DAST-Richtlinie 026

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

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

Beide Regelwerke begrenzen den Anwendungsbereich in Bezug auf die Spannungsschwingbreite auf maximal  $1,5 f_y$ . Zudem wird die Nennspannung auf  $-0,8 f_y$  festgesetzt, um einen potenziellen Abbau der Druckeigenspannungen durch übermäßige lastbedingte Druckspannungen zu vermeiden. Dies dient der Sicherstellung stabiler Druckeigenspannungen und der Wirksamkeit der HFH-Verfahren zur Lebensdauererlängerung. Die Notwendigkeit dieser Begrenzung wurde im Rahmen des DAST-Forschungsprojektes nachgewiesen. Dabei wurden auch hohe Zugbeanspruchungen nahe der Streckgrenze untersucht. Da die Ermüdungsfestigkeiten über dem Referenzwert der jeweiligen Kerbfallklasse lagen, wurde der Vorschlag, die Anwendungsgrenze auf  $1,0 f_y$  festzulegen, in die DAST-Richtlinie aufgenommen. Das IIW begrenzt dagegen die Anwendung auf  $0,8 f_y$ , basierend auf Erkenntnissen zum Nadeln und Hämmern nach (Haagensen und Maddox, 2013), da zu diesem Zeitpunkt noch keine systematischen Studien zu dieser Thematik in Bezug auf eine Schweißnahtnachbehandlung durch Anwendung von HFH-Verfahren vorlagen (Marquis und Barsoum, 2016).

In diesem Abschnitt wurde ein Überblick über die bemessungstechnischen Regelungen der HFH-Verfahren gegeben. Weitere Informationen zu den Kerbfallein-

stufungen und den zugehörigen Bemessungskurven, die im Kontext dieser Arbeit relevant sind und zu Vergleichszwecken herangezogen werden, werden im weiteren Verlauf dargestellt. Hierbei wird die Nennspannungsbewertung in Abschnitt 2.4.1 und die Kerbspannungsbewertung in Abschnitt 2.4.2 behandelt.

## 2.3 Auswirkungen korrosiver Umgebung

### 2.3.1 Korrosionsformen

Korrosion ist ein unerwünschter chemischer, physikalisch-chemischer oder elektrochemischer Prozess, der von der Oberfläche eines Werkstoffs ausgeht und mit seinem umgebenden Medium interagiert. Dies führt generell zu einem von der Oberfläche ausgehenden Schädigungsprozess und stellt somit eine Grenzflächenreaktion dar (Roos und Maile, 2015). Grundlegende Begriffe im Zusammenhang mit Korrosion, Korrosionsarten, Korrosionsschutz und Korrosionsversuchen sowie elektrochemische Begriffe enthält die DIN EN ISO 8044.

Grundsätzlich lassen sich die Erscheinungsformen korrosionsbedingter Werkstoffveränderungen nach (Bargel und Schulze, 2018) in drei Gruppen einteilen: Flächenabtrag, Lochkorrosion und Korrosionsrisse. Flächenabtrag betrifft entweder gleichmäßig die gesamte Oberfläche oder erzeugt bei ungleichmäßigem Fortschritt muldenförmige Vertiefungen. Da die Stromdichten aufgrund der großen Fläche niedrig bleiben, erfolgt die Metallauflösung relativ langsam. Bei guter Zugänglichkeit erlaubt sichtbares Korrosionsprodukt eine frühzeitige Erkennung und ermöglicht so rechtzeitige Schutzmaßnahmen. Lochkorrosion, auch Lochfraß genannt, führt zur Entstehung örtlicher krater- oder nadelstichtartiger Vertiefungen, die die Oberfläche unterhöhlen können. Da sie nur eine geringe Menge an Korrosionsprodukt erzeugt, wird sie oft erst bei Undichtigkeiten bemerkt. Lochkorrosion tritt beispielsweise bei rostfreien Stählen in Gegenwart von Chlorionen auf. Zudem können Unterbrechungen in der Schutzbeschichtung diese Art der Korrosion hervorrufen (Caines et al., 2015). Korrosionsrisse sind die kritischste Form der Korrosion und oft schwer zu erkennen. Sie können bei mechanischer Beanspruchung zu erhöhten Spannungen an den Risspitzen führen, die zusam-

men mit der durch die Risse verursachten Querschnittsreduktion zu einer Überbeanspruchung und so zum Bruch führen können. Diese Risse können entlang der Korngrenzen (interkristallin) oder quer durch die Körner (transkristallin) verlaufen. Insgesamt wird die spezifische Erscheinungsform der Korrosion sowohl durch den verwendeten Werkstoff als auch durch die Korrosionsart, also durch die eigentliche Korrosionsursache, bestimmt (Bargel und Schulze, 2018).

Einige der wichtigsten Korrosionsarten sind in Abbildung 2.21 dargestellt. Dazu gehört die allgemeine Korrosion, die als Flächenabtrag auftritt. Ebenfalls dargestellt wird die Lochkorrosion, die lokal zu Hohlräumen führt. Bezogen auf Korrosionsrisse werden die beiden Arten der Spannungsrisskorrosion, nämlich interkristallin und transkristallin, illustriert. Darüber hinaus wird das Phänomen der Korrosionsermüdung gezeigt, bei dem der Rissverlauf vorwiegend transkristallin verläuft (Roos und Maile, 2015). Abweichend zur Darstellung kann sich bei metallischen Werkstoffen, wie un- oder niedriglegierten Stählen, die keine schützende Passivierungsschicht besitzen und daher aktiv korrodieren, der Riss bei der Korrosionsermüdung auch an einer zuvor entstandenen Korrosionsnarbe bilden (Rossmann, 2010).

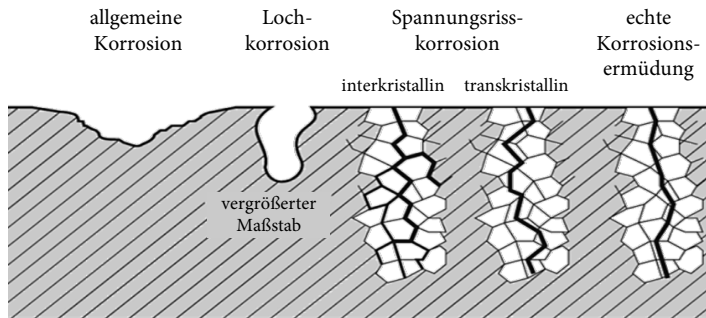


Abbildung 2.21: Schematisch dargestellte Korrosionsarten, nach (Milella, 2013)

### 2.3.2 Verfahren zur Korrosionsprüfung im Labor

Korrosionsprüfungen zielen darauf ab, Korrosion unter kontrollierten und reproduzierbaren Bedingungen zu erzeugen. Sie erlauben die Beurteilung, ob Werkstoffe, Bauteile oder Beschichtungen ausreichende Beständigkeit gegenüber korrosiven Bedingungen aufweisen, die den realen Einsatzbedingungen so nahe wie möglich kommen. Daher hängt die Auswahl eines geeigneten Korrosionsprüfverfahrens stark von den spezifischen Anforderungen der Anwendung und den Umgebungsbedingungen ab, denen das Metall ausgesetzt sein wird. Bei der Bewertung der Korrosionsbeständigkeit von Stahlkomponenten gibt es verschiedene Prüfverfahren, die einzeln oder kombiniert angewendet werden können. Diese Verfahren sind insbesondere für Offshore-Strukturen von Bedeutung, die den einzigartigen und aggressiven Bedingungen der Meeresumgebung ausgesetzt sind, einschließlich Salzwasser, hoher Luftfeuchtigkeit sowie starken Winden und Wellen:

- Salzsprühnebelprüfung nach DIN EN ISO 9227: Diese Prüfung beschleunigt die Korrosion, indem Proben einem kontinuierlichen Sprühnebel (SSN) aus Salzlösung ausgesetzt werden.
- Immersionsprüfung nach ASTM G31-21: Bei dieser Prüfung werden Proben direkt in eine korrosive Lösung, wie Salzwasser, eingetaucht. Dadurch kann die allgemeine Korrosionsrate von Stahl in einer bestimmten Lösung ermittelt werden.
- Zyklische Korrosionsprüfungen nach ASTM G85-19: Diese Prüfungen kombinieren Phasen der Feuchtigkeit und Trockenheit, um die Auswirkungen von wechselnden Bedingungen zu simulieren.

Gemäß den Regelwerken muss die Prüfdauer den Angaben in der Spezifikation für den zu prüfenden Werkstoff oder das Produkt entsprechen. Sollte keine spezifische Dauer vorgegeben sein, muss diese vereinbart bzw. definiert werden. Je nach Prüfverfahren und Anforderung erstrecken sich die empfohlenen Prüfdauern dabei von wenigen Stunden über mehrere Tage bis hin zu Wochen. Ein alternativer, derzeit nicht geregelter Ansatz zur Erzeugung eines starken korrosiven Abtrags in vergleichsweise kurzer Zeit basiert auf der Verwendung eines elektrolytischen Aufbaus (Gkatzogiannis et al., 2019).

Speziell zur Meerwassersimulation wird das nach ASTM D1141-98 herstellbare künstliche Meerwasser (KMW) als Auslagerungsmedium verwendet. Hierbei handelt es sich um eine synthetische Lösung, deren chemische Zusammensetzung der Tabelle 2.3 entnommen werden kann.

Tabelle 2.3: Chemische Zusammensetzung von künstlichem Meerwasser nach ASTM D1141-98

<b>Bestandteil</b>	NaCl	MgCl <sub>2</sub>	Na <sub>2</sub> SO <sub>4</sub>	CaCl <sub>2</sub>	KCl	NaHCO <sub>3</sub>	KBr	H <sub>3</sub> BO <sub>3</sub>	SrCl <sub>2</sub>	NaF
<b>Konzentration [g/l]</b>	24,53	5,2	4,09	1,16	0,695	0,201	0,101	0,027	0,025	0,003

Künstliches Meerwasser dient nicht nur zur Erzeugung korrosiver Schädigungen, sondern auch für Ermüdungsversuche unter simultan einwirkender Korrosion. Dies ermöglicht eine ganzheitliche Quantifizierung des Einflusses von Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit in Bezug auf die Lebensdauerphasen. Darüber hinaus wird künstliches Meerwasser in bruchmechanischen Untersuchungen verwendet, um Rissfortschrittsparameter in korrosiven Umgebungen zu bestimmen.

## 2.3.3 Korrosionsbedingte Oberflächenveränderungen

### 2.3.3.1 Wanddickenverlust

Die Oberflächen von stählernen Bauteilen werden infolge eines Korrosionsangriffs reduziert. Da Korrosion ein zeitabhängiger Prozess ist, wird das Ausmaß des Oberflächenabtrags üblicherweise in Form der Korrosionsrate angegeben. Obwohl der Materialverlust über die Zeit keiner linearen Gesetzmäßigkeit folgt (Melchers, 2014), wird die Korrosionsrate für ingenieurpraktische Auslegungs- und Beurteilungszwecke üblicherweise in Mikro- oder Millimeter pro Jahr ausgedrückt. Sie gibt damit an, mit welcher Geschwindigkeit das Material im Durchschnitt korrodiert. Verschiedene Faktoren bestimmen das Ausmaß und die Geschwindigkeit des Oberflächenabtrags. Nach (Melchers, 1999) gehören hierzu biologische, chemische und physikalische Einflüsse, wobei insbesondere die physikalischen Einflüsse für die Korrosion im Meer von Bedeutung sind.



Bei Offshore-Windenergieanlagen wird die Korrosionsbelastung hauptsächlich durch den geografischen Standort des Bauwerks sowie die spezifische Position des Konstruktionselements innerhalb der Anlage bestimmt (Momber, 2011). Besonders in der Spritzwasserzone treten die höchsten Korrosionsraten auf (Ault, 2006). Aufgrund dessen werden nach DNVGL-RP-0416 für Primärbauteile in dieser Zone die in Tabelle 2.4 aufgeführten Mindestwerte für die Korrosionsrate empfohlen. Auf diese Weise werden Zeiträume berücksichtigt, in denen die Konstruktion möglicherweise ungeschützt ist, um eine Kompensation für mögliche Querschnittsreduktionen zu gewährleisten.

Tabelle 2.4: Mindestwerte für die planmäßige Korrosionsrate an primären Bauteilen in der Spritzwasserzone, nach DNVGL-RP-0416

<b>Region</b>	<b>Korrosionsrate: Äußere Oberfläche</b>	<b>Korrosionsrate: Innere Oberfläche</b>
Gemäßigtes Klima (jährliche mittlere Oberflächentemperatur des Meerwassers $\leq 12^{\circ}\text{C}$ )	0,30 mm/a	0,10 mm/a
Subtropisches und tropisches Klima	0,40 mm/a	0,20 mm/a

Daten von (Smith et al., 2002) weisen darauf hin, dass die in DNVGL-RP-0416 für gemäßigte Klimazonen angegebene Korrosionsrate von 0,30 mm/a deutlich auf der sicheren Seite liegen können, da in Regionen mit gemäßigtem Klima Korrosionsraten beobachtet wurden, die etwa 40 % unter diesem Wert liegen. Meerwasserkorrosion ist jedoch ein äußerst komplexer Prozess, der ebenso zu Korrosionsraten führen kann, die über den von Regelwerken empfohlenen Werten liegen. Von (Khodabux et al., 2020) besteht daher der Vorschlag, dass im Zuge der Planung von Windparks die spezifischen Umgebungsbedingungen des Standorts hinsichtlich Korrosion im Vorfeld analysiert werden sollten. Dies würde eine Anpassung und Optimierung der Korrosionszuschläge und Korrosionsschutzmaßnahmen ermöglichen.

Labormethoden ermöglichen die künstliche Reproduktion korrosionsbedingter Dickenreduktionen unter Realbedingungen (RB), wie die Untersuchungen von (Gkatzogiannis et al., 2019) zeigen (s. Abbildung 2.22). Als Referenz dienen

Probekörper, die im Meerwasser über einen Zeitraum von 24 Monaten in der Wasserwechselzone ausgelagert wurden (Ummenhofer et al., 2017a). Besonders durch elektrolytische Korrosion konnten in kurzer Zeit signifikante Dickenreduktionen erreicht werden. Im Gegensatz dazu benötigten Probekörper aus dem Forschungsprojekt von (Ummenhofer et al., 2018) deutlich längere Auslagerungszeiten, insbesondere bei der Auslagerung in künstlichem Meerwasser.

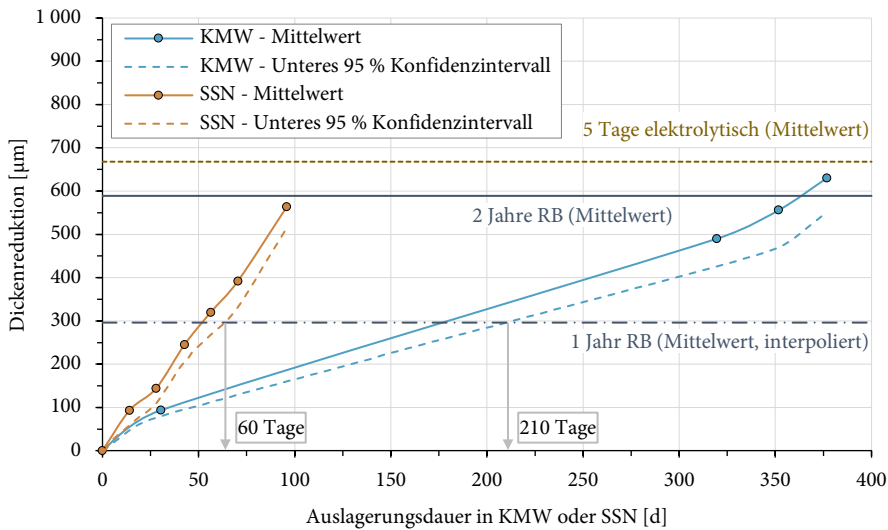


Abbildung 2.22: Entwicklung der Dickenreduktion von Stumpfschweißproben ( $t_0 = 15$  mm) in KMW und SSN, verglichen zu Realbedingungen und elektrolytischem Abtrag, nach (Gkatzogiannis et al., 2019)

### 2.3.3.2 Erhöhung der Oberflächenrauheit

Die Untersuchungen von (Gkatzogiannis et al., 2019) verdeutlichen ebenfalls den Einfluss der Korrosion auf die Oberflächenrauheit. Abbildung 2.23 zeigt, dass nach einer 24-monatigen Auslagerung in realer Meerwasserumgebung deutlich höhere Rauheitswerte ermittelt wurden. Eine künstliche Reproduktion der realen Rauheit konnte durch Auslagerung in SSN in relativ kurzer Zeit erzielt werden.

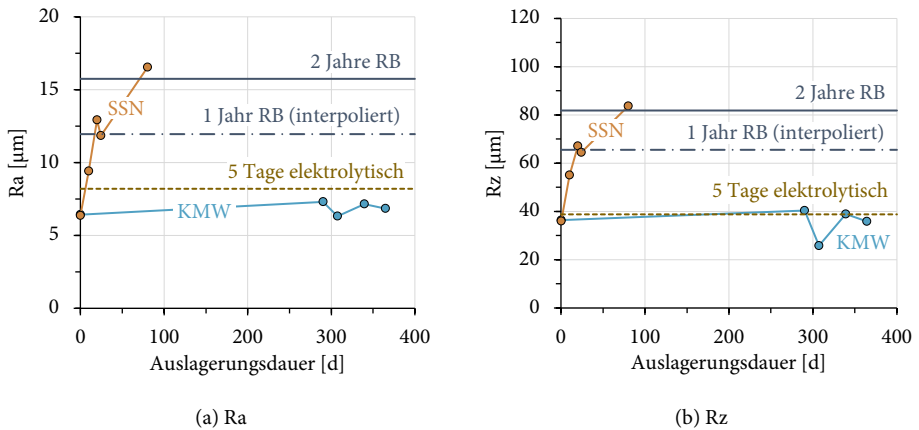


Abbildung 2.23: Entwicklung mittlerer Rauheitskenngrößen infolge der Auslagerung von Stumpfschweißproben in KMW und SSN, nach (Gkatzogiannis et al., 2019)

## 2.3.4 Korrosionsermüdung

### 2.3.4.1 Grundsätzliche Mechanismen und genereller Einfluss auf die Wöhlerlinie

Ist ein ungeschütztes Stahlbauteil von Korrosion betroffen und zudem häufig wiederholter Beanspruchung ausgesetzt, kommt es zu einer kombinierten Schädigungswirkung aus korrosiver Umgebung und Ermüdungsbeanspruchung, wobei der resultierende Schaden in der Regel größer ist als die additive Wirkung der Einzelschäden durch Korrosion und Ermüdung (Revie und Uhlig, 2008). Dieses Phänomen wird als Korrosionsermüdung oder Schwingungsrissskorrosion bezeichnet.

Wie in Abbildung 2.24 nach (Dwivedi, 2022) dargestellt, begünstigt die Korrosion an der Oberfläche bei Korrosionsermüdung zunächst die Rissentstehung während der ersten Phase des Ermüdungsbruchs durch die Bildung kleiner loch- und rissartiger Vertiefungen. In der zweiten Phase beschleunigt Korrosion an der Risspitze den Rissfortschritt, wobei diese Interaktion zwischen stabilem Risswachstum und Materialabtrag die Ermüdungslebensdauer deutlich reduziert (Dwivedi, 2022).

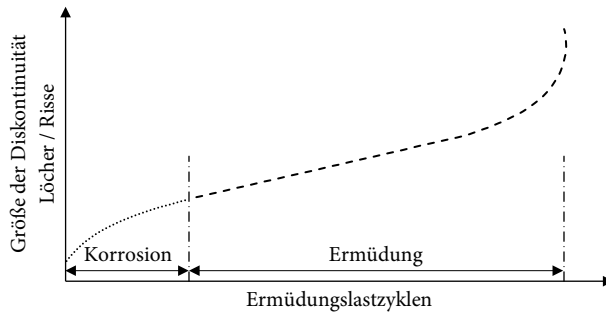


Abbildung 2.24: Schematische Darstellung des Schädigungsbeitrags von Korrosion und Ermüdung unter Korrosionsermüdungsbedingungen, nach (Dwivedi, 2022)

Ein üblicher Ansatz zur Quantifizierung des Einflusses von Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit ist die Gegenüberstellung von Wöhlerlinien und den zugehörig ermittelten Ermüdungsfestigkeiten. Diese werden aus Ermüdungsversuchen generiert, die einmal ohne Korrosion und unter normalen atmosphärischen Bedingungen an Luft durchgeführt werden und zum anderen nach der Aufbringung einer korrosiven Vorschädigung. Zusätzlich können diese Ergebnisse mit denen von Versuchen verglichen werden, die unter gleichzeitiger Einwirkung eines korrosiven Mediums durchgeführt wurden. Die Auswirkungen dieser Korrosionsmethoden auf die Wöhlerlinie werden in Abbildung 2.25 nach (Bürgel et al., 2014) schematisch dargestellt.

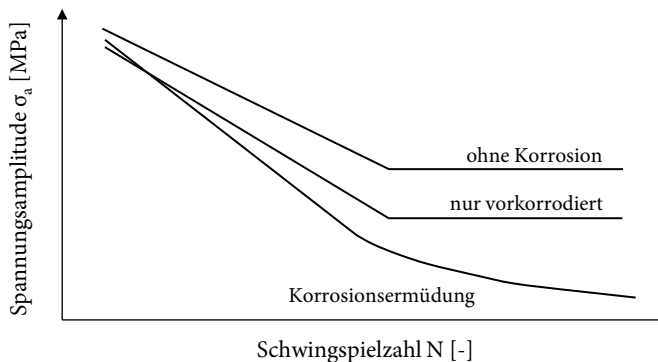


Abbildung 2.25: Schematische Wöhlerlinien zum Einfluss aus Vorkorrosion und Korrosionsermüdung im Vergleich zum unkorrodierten Zustand, nach (Bürgel et al., 2014)

Gegenüber der Referenzwöhlerlinie ohne Korrosionseinfluss führt eine Vorkorrosion zu einer verminderten Ermüdungsfestigkeit. Diese Abminderung ist einer verkürzten Rissentstehungsphase zuzuordnen, die auf den korrosiven Oberflächenangriff und daraus entstandene Mikrokerben zurückzuführen ist. Bei der Wirkung eines korrosiven, wässrigen Mediums erklärt sich die herabgesetzte Ermüdungsfestigkeit durch vorzeitige Mikrorissbildung infolge von Korrosion, die zusammen mit begleitender Kerbwirkung zu einer verkürzten Rissentstehungsphase führt, sowie durch ein beschleunigtes Risswachstum aufgrund von Abrostprozessen an der Risspitze. Eine ausgeprägte Dauerfestigkeit ist in diesem Fall nicht gegeben (Bürgel et al., 2014).

Eine derartige Versuchsmethodik ermöglicht eine differenzierte Betrachtung der einzelnen Lebensdauerphasen und erlaubt so eine selektive Bewertung der für die Ermüdung relevanten Korrosionseinflüsse. Dabei kann die Korrosionsermüdung von Stahl in unterschiedlichen Umgebungen wie Süßwasser, Meerwasser, Kondensaten aus Verbrennungsprodukten sowie allgemeinen chemischen Umgebungen auftreten. Es gilt generell, dass eine höhere gleichmäßige Korrosionsrate zu einer Verkürzung der Ermüdungslebensdauer führt (Revie und Uhlig, 2008).

#### **2.3.4.2 Einfluss der Beanspruchungsfrequenz bei Korrosionsermüdung**

Von (Oberparleiter, 1986) wurde der Korrosionseinfluss individuell für die beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer anhand von Kehlnahtgeschweißten Winkelproben analysiert. An Luft betrug die Phase der Rissentstehung zwischen 60 % und 80 % der Ermüdungslebensdauer. Gemäß (Lachmann und Oberparleiter, 1994) verkürzte sich die Rissentstehungsphase bei Versuchen mit diesen Proben in künstlichem Meerwasser im Vergleich zu Luft um bis zur Hälfte. Unterschiedliche Prüffrequenzen zeigten nahezu keinen Einfluss auf die Länge der Rissentstehungsphase, wohl aber auf die Länge der Rissfortschrittsphase. Es wurde festgestellt, dass eine Verringerung der Prüffrequenz von 10,0 Hz auf 0,2 Hz zu einer Beschleunigung der Rissfortschrittsrate führte. Dadurch wurde die Phase des Rissfortschritts infolge der simultanen Versuche in künstlichem Meerwasser um bis zur Hälfte verkürzt.

Bereits die Untersuchungen von (Vosikovsky, 1975) zeigten, dass freie Korrosion eine erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit im Vergleich zu Bedingungen an Luft verursacht, vgl. Abbildung 2.26. Durch Bezug auf den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ergab sich zudem eine frequenzabhängige Unterteilung der Rissfortschrittskurve in zwei Regionen.

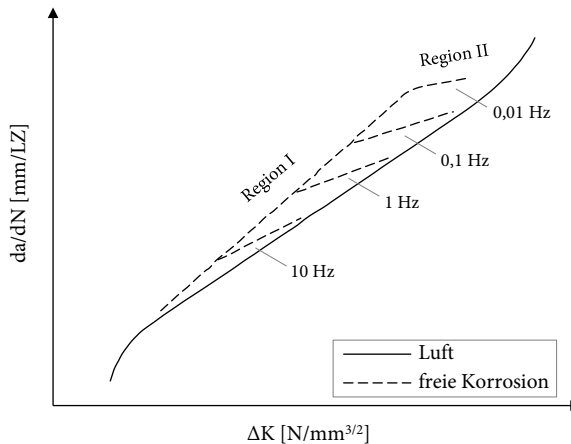


Abbildung 2.26: Rissfortschrittsgeschwindigkeit unter freier Korrosion bei verschiedenen Frequenzen im Vergleich zu Luft für einen niedriglegierten Stahl in NaCl-Lösung, nach (Vosikovsky, 1975)

Gemäß (Böllinghaus et al., 2020) dominiert bei hohen Frequenzen die mechanische Beanspruchung, da während einzelner Schwingenspiele nicht ausreichend Zeit für signifikante Korrosionsreaktionen an frisch aufgerissenen Metalloberflächen verbleibt. In diesem Fall erfolgt der Rissfortschritt hauptsächlich durch mechanische Einflüsse, ohne sichtbare Korrosionserscheinungen. Im Gegensatz dazu überwiegt bei sehr niedrigen Frequenzen der Korrosionseinfluss. Hier sind die Rissverläufe typischerweise von Korrosionserscheinungen geprägt, und die sonst üblichen Merkmale von Ermüdungsrissen, wie Streifenbildung, sind nicht unmittelbar erkennbar. Darüber hinaus können die Bruchflächen Merkmale aufweisen, die auf wasserstoffunterstützte Risse hindeuten.

Der Frequenzeinfluss hängt vom Verhältnis der Rissfortschrittsphase zur Gesamtlebensdauer ab (Lachmann und Oberparleiter, 1994). Da die jeweiligen Anteile der

Rissentstehungs- und der Rissfortschrittsphase wiederum durch die Kerbschärfe bestimmt werden (vgl. Abschnitt 2.1.3.1), kann der Einfluss simultaner Korrosion bei ungekerbten oder leicht gekerbten Konstruktionsdetails aufgrund einer stärker ausgeprägten Rissentstehungsphase vernachlässigbar sein. Bei kerbscharfen Details hingegen kann ein signifikanter Einfluss der simultanen Korrosion auf den Rissfortschritt vorliegen, der daher nicht vernachlässigt werden sollte. Die Prüffrequenz im simultanen Korrosionsermüdungsversuch sollte dann möglichst nahe an die realen Beanspruchungsfrequenzen der Struktur angepasst werden. Dennoch sollte eine praktikable und versuchstechnisch realistisch simulierbare Frequenz angestrebt werden, um lange und unwirtschaftliche Prüfzeiten zu vermeiden. Alternativ kann anhand einer bruchmechanischen Rissfortschrittsanalyse der Einfluss der Beanspruchungsfrequenz bewertet und rechnerisch berücksichtigt werden.

Nach (Peeringa, 2014) liegen die Frequenzen vom Offshore-Windenergieanlagen etwa bei 0,1 bis 0,2 Hz und für den Rotor bzw. die Wellen- und Windlasten bei  $\pm 0,1$  Hz. Während Studien von (Thorpe et al., 1983) und (Adedipe et al., 2016) an bruchmechanischen Proben eine deutliche Empfindlichkeit der Rissfortschrittsrate gegenüber Änderungen der Prüffrequenz zeigten, ergaben die Untersuchungen von (Oberparleiter, 1986) an den geschweißten Winkelproben keinen signifikanten Einfluss auf die Gesamtlebensdauer und die Ermüdungsfestigkeit innerhalb der Wöhlerlinie für Frequenzen im Bereich von 0,2 Hz bis 1,0 Hz. Daher wurden Frequenzen bis 1 Hz für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit der in (Ummenhofer et al., 2018) untersuchten geschweißten Bauteilproben im Zeitfestigkeitsbereich auf Basis von Wöhlerlinien als geeignet angesehen, um den Einfluss der gleichzeitigen Korrosion ausreichend zu berücksichtigen (Gkatzogiannis et al., 2019; 2021; Weinert et al., 2021b).

### 2.3.5 Literaturstudien zum Konstruktionsdetail Quersteife

Nachfolgend werden Untersuchungen und Ergebnisse aus der Literatur aufgeführt, die im Hinblick auf die vorliegende Arbeit in einem vergleichbaren experimentellen Parameterfeld liegen. Bezug wird auf Ergebnisse mittlerer Ermüdungsfestigkeiten für  $N_c = 2 \cdot 10^6$  Schwingspiele genommen.

### 2.3.5.1 Korrosionseinfluss auf den unbehandelten Zustand

- Von (Todoroki et al., 1978) wurden Ermüdungsversuche in künstlichem Meerwasser unter axialer Zugbelastung bei einer Prüffrequenz von 0,17 Hz und einer Temperatur von 30°C durchgeführt. Infolge der simultanen Korrosion wurde die mittlere Ermüdungsfestigkeit gegenüber an Luft untersuchten Probekörpern um 31 % reduziert.
- (Leeuwen, 1981) berichtete von einer Reduktion der Ermüdungslebensdauer um den Faktor 2 bis 3 bei simultanen KMW-Versuchen unter Biegebelastung. Bei deren Serie mit Probekörpern mit einem Schweißnahtfußpunktabstand von weniger als 50 mm führte dies zu einer um etwa 25 % verringerten Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu Luftbedingungen.
- Zur korrosiven Vorschädigung lagerten (Yuasa und Watanabe, 1994) Probekörper für 3 und 6 Monate unter zyklisch wechselnden Umgebungsbedingungen aus. Die Probekörper wurden abwechselnd für jeweils 6 Stunden künstlichem Meerwasser und anschließend der Luft ausgesetzt. In darauffolgenden Versuchen unter axialer Zugbelastung an Luft zeigte sich nahezu kein Unterschied zwischen den Ermüdungsfestigkeiten unkorrodierter und korrodierter Probekörper. Dies konnte auf eine korrosionsbedingte Ausrundung der Nahtübergänge und damit auf eine verringerte Spannungskonzentration zurückgeführt werden. Hierbei trat die spezielle Korrosionsart „grooving corrosion“ auf, die in (Weinert et al., 2021b) unter Bezugnahme auf (Jakubowski, 2013; 2015) näher erörtert wird.

### 2.3.5.2 Korrosionseinfluss auf den unbehandelten sowie HFH-behandelten Zustand

Die Auswirkungen korrosiver Umgebungsbedingungen auf geometrisch identische Probekörper wurden in den Studien von (Knysh et al., 2017; Knysh et al., 2018; Knysh et al., 2021) untersucht. In diesen Studien wurde ein UIT-Verfahren zur Nachbehandlung der Probekörper angewendet. Es wurde festgestellt, dass die Behandlung im Wesentlichen eine Verlagerung des Versagensortes vom Nahtübergang zum Grundwerkstoff bewirkte, unabhängig des Korrosionszustands. Daher beziehen sich die in den Veröffentlichungen angegebenen Ermüdungsfestigkeiten der UIT-behandelten Probekörper primär auf den Grundwerkstoff.



- Von (Knysh et al., 2018) wurden Ermüdungsversuche unter axialem Zug in einer 3 % NaCl-Lösung mit einer Prüffrequenz von 5 Hz durchgeführt. Die Untersuchungen erfolgten an Probekörpern aus niedrig legiertem Werkstoff (15KhSND,  $f_y = 400$  MPa) bei Raumtemperatur. Infolge der simultanen Korrosionsprüfung ergab sich bei den unbehandelten Probekörpern eine um 41 % reduzierte Ermüdungsfestigkeit. Im Gegensatz dazu wurde für UIT-behandelte Probekörper eine Reduktion der Ermüdungsfestigkeit um 11 % durch Korrosion festgestellt. Bei den unkorrodierten Probekörpern führte die UIT-Behandlung zu einer Steigerung der Ermüdungsfestigkeit um 43 %. Ein Vergleich zwischen den unbehandelten und den UIT-behandelten Probekörpern zeigte unter identischen korrosiven Bedingungen eine um 114 % verbesserte Ermüdungsfestigkeit.
- In (Knysh et al., 2018) wurden zusätzlich Ergebnisse für einen leicht abweichenden Werkstoff (10KhSND,  $f_y = 390$  MPa) vorgestellt. Die Versuche erfolgten ansonsten unter den gleichen Bedingungen. Die simultane Korrosion bewirkte bei den unbehandelten Probekörpern eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit um 15 %, während die Reduktion bei den UIT-behandelten 29 % betrug. Aus der UIT-Behandlung resultierte bei unkorrodierten Probekörpern eine um 108 % höhere Ermüdungsfestigkeit. Ein Vergleich der Ermüdungsfestigkeiten von unbehandelten und UIT-behandelten Probekörpern, die unter denselben Korrosionsbedingungen geprüft wurden, ergab eine Erhöhung um 80 % durch die UIT-Behandlung.
- Von (Knysh et al., 2021) wurden Probekörper für 1200 Stunden (50 Tage) dem Salzsprühnebel ausgesetzt. Zugehörig zu diesem Zeitraum wurde begleitend an Werkstoffproben eine korrosionsbedingte Dickenreduktion von 287  $\mu\text{m}$  für den unbehandelten und von 247  $\mu\text{m}$  für UIT-behandelten Oberflächenzustand ermittelt. Die Ermüdungsversuche an den Probekörpern wurden unter axialer Zugbelastung an Luft bei Raumtemperatur durchgeführt. Hierbei wurde festgestellt, dass die Ermüdungsfestigkeit der unbehandelten Probekörper durch Korrosion um 11 % und die der UIT-behandelten Probekörper um 30 % reduziert wurde. Die UIT-Behandlung resultierte bei unkorrodierten Probekörpern in einer Steigerung der Ermüdungsfestigkeit um 68 %. Bei den durch Salzsprühnebel korrodierten Probekörpern betrug die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit durch die UIT-

Behandlung 33 % im Vergleich zu den unbehandelten Probekörpern, die ebenfalls im Salzsprühnebel ausgelagert wurden.

### 2.3.5.3 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Bisherige Untersuchungen am Konstruktionsdetail Quersteife belegen den negativen Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit. Im Vergleich zu Probekörpern an Luft zeigen unbehandelte Probekörper, die simultaner Korrosion ausgesetzt waren, eine Reduktion der Ermüdungsfestigkeit zwischen 15 % und 39 %. Vorkorrodierte Probekörper, die unter Luftbedingungen getestet wurden, weisen eine Reduktion von bis zu 11 % auf. Nach (Oberparleiter, 1986) ist der stärkere Einfluss bei simultaner Korrosion auf eine kombinierte Verkürzung der Phasen der Rissentstehung und des Rissfortschritts zurückzuführen. Wohingegen durch eine reine Vorkorrosion und die anschließende Prüfung an Luft nur die Rissinitiation beeinflusst wird.

Die ermittelten Reduktionen der Ermüdungsfestigkeiten durch Korrosion bei UIT-behandelten Probekörpern beziehen sich auf den frühzeitig versagenden Grundwerkstoff, wodurch der behandelte Schweißnahtübergang nicht explizit beurteilt werden kann. Hierbei bestimmte der korrodierte Grundwerkstoff maßgeblich die Ermüdungsfestigkeit der Probekörper, die folglich unter der Ermüdungsfestigkeit der korrodierten UIT-behandelten Schweißübergänge lag. Die von (Knysh et al., 2021) berichtete korrosionsbedingte Dickenreduktion von 247  $\mu\text{m}$  lässt annehmen, dass diese Abrostung Einfluss auf die oberflächennahen Verfestigungen und Druckeigenstressungen hatte, insbesondere in Anbetracht der Tiefenwirksamkeit von HFH-behandelten Randschichten (s. Abschnitt 2.2.2). Da dennoch der korrodierte Grundwerkstoff maßgebend wurde, zeigt sich damit deutlich das Potenzial von HFH-Behandlungen zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeiten in korrosiven Umgebungen. Daher können die durch UIT-Behandlung ermittelten Erhöhungen der Ermüdungsfestigkeiten von 33 %, 80 % und 114 % in korrosiver Umgebung als Mindestwerte des Steigerungspotenzials angesehen werden.

## 2.4 Konzepte zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit

Der Nachweis ausreichender Ermüdungssicherheit von geschweißten Konstruktionsdetails kann auf unterschiedliche Weise geführt werden. Neben experimentellen Methoden existieren diverse rechnerische Bewertungskonzepte. Nach (Radaj, 1996) wird dabei zwischen globalen und lokalen Konzepten unterschieden. Abbildung 2.27 bietet einen Überblick über die relevantesten Ansätze, wobei die lokalen Parameter aus den globalen Parametern abgeleitet werden, indem zunehmend lokale Bedingungen berücksichtigt werden.

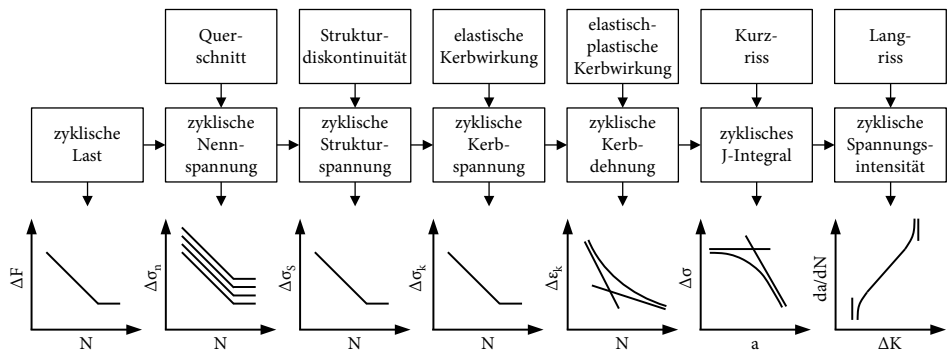


Abbildung 2.27: Globale und lokale Konzepte zur Ermüdungsfestigkeitsbewertung, nach (Radaj, 1996)

Gemäß der Aufteilung von (Radaj, 1996) basiert die globale Bewertung auf einwirkenden Kräften und Momenten oder den daraus abgeleiteten Nennspannungen unter der Annahme einer konstanten oder linearisierten Spannungsverteilung. Diese globalen Ansätze verwenden Grenzwerte für Belastungen oder Nennspannungen, die sich auf allgemeine Phänomene wie vollplastische Verformung oder Bruch beziehen. Das Strukturspannungskonzept dient als Bindeglied zwischen globalen und lokalen Konzepten. Lokale Konzepte hingegen basieren auf örtlichen Spannungs- und Dehnungsparametern und berücksichtigen lokale Schädigungsprozesse wie zyklische Rissbildung und Rissausbreitung, die zum endgültigen Bruch führen. Dabei wird die Rissentstehung durch das Kerbspan-

nungs- oder Kerbdehnungskonzept erfasst, während Rissausbreitung und vollständiger Bruch durch das Rissfortschrittskonzept beschrieben werden.

In dieser Arbeit wird die Ermüdungsfestigkeit auf drei verschiedene Arten beurteilt. Zum einen wird eine globale Bewertung auf der Grundlage des Nennspannungskonzeptes vorgenommen. Zum anderen werden Einflüsse aus der Bauteilgeometrie und der Belastungsart, die sich auf die Rissentstehungsphase auswirken, durch das Kerbspannungskonzept abgeschätzt. Des Weiteren wird das Rissfortschrittskonzept angewendet, um die Phase des Risswachstums zu beschreiben. Diese Bewertungskonzepte werden im Folgenden in Bezug auf den Behandlungszustand und den Einfluss von Korrosion beschrieben. Für weiterführende Erläuterungen und eine umfassende Diskussion der übrigen Konzepte wird auf die Fachliteratur verwiesen (Radaj et al., 2006; Radaj und Vormwald, 2007).

## 2.4.1 Nennspannungskonzept

### 2.4.1.1 Einwirkung und Widerstand

Das Nennspannungskonzept stellt die praktischste und am meisten verwendete Methode zur Bewertung ermüdungsbeanspruchter Bauteile dar, da es lediglich eine vereinfachte Spannungsberechnung erfordert. Bei diesem Konzept wird die Nennspannung  $\sigma_n$  im ungestörten Querschnitt für die Ermüdungsbeurteilung herangezogen, während örtliche Spannungserhöhungen aufgrund struktureller Diskontinuität (z. B. an einem Steifenanschluss) oder aus lokaler Schweißnahtform auf der Einwirkungsseite außer Acht gelassen werden (Fricke, 2015). Solche effektiven Spannungskonzentrationen, die aus makrogeometrischen Effekten oder örtlicher Kerbwirkung resultieren, werden stattdessen in der Einstufung des Konstruktionsdetails auf der Widerstandsseite durch die der Wöhlerlinie zugrunde liegenden Versuche berücksichtigt (Nussbaumer und Günther, 2012). Zusätzliche Streuungen ergeben sich durch werkstoff- und fertigungsbedingte Einflüsse, die dazu führen, dass sich Versuchsergebnisse nicht als einzelne Linien, sondern in einem Streuband darstellen. Aus diesem Grund sind bei der Auswertung experimentell gewonnener Versuchsdaten statistische Methoden notwendig, um eine qualifizierte Bewertung anhand von Mittelwert und Streubreite vornehmen zu können (Haibach, 2006).

### 2.4.1.2 Kerbfälle und deren Festlegung

Die für Schweißverbindungen anwendbaren Regelwerke beinhalten zur Bemessung ansetzbare Ermüdungsfestigkeitswerte in katalogisierter Form. Der einem spezifischen Konstruktionsdetail zugeordnete Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit wird dabei als Kerbfall bezeichnet und entspricht der ertragbaren Spannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_{n,c}$  bei  $N_c = 2 \cdot 10^6$  Schwingspielen. Die Festlegung dieser Kerbfälle basiert auf statistisch ausgewerteten Ergebnissen von Probekörpern, die innerhalb von Versuchen das jeweilige Konstruktionsdetail abbilden.

Die statistischen Auswerteverfahren zur Ableitung der Kerbfälle werden in den Regelwerken sowie in zugehörigen Begleitdokumenten beschrieben. Gemäß dem Hintergrunddokument 9.01 (Brozetti et al., 1989) wurden die Ermüdungsfestigkeiten, die in den Kerbfallkatalogen von DIN EN 1993-1-9 aufgelistet sind, auf Basis der unteren Grenze eines einseitigen Konfidenzintervalls bestimmt, wobei eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % zugrunde gelegt wurde. Von (Euler und Kuhlmann, 2014) wurde festgestellt, dass diese klassische Herangehensweise von den formellen Anforderungen der DIN EN 1993-1-9 abweicht. Formal wird für die Ermittlung von charakteristischen Werten eine statistische Auswertung nach Anhang D der DIN EN 1990 gefordert. Demnach soll die untere Grenze eines einseitigen 95 %-Toleranzintervalls mit einer Vertrauenswahrscheinlichkeit von 75 % herangezogen werden. Obwohl ein derartiges Intervall nicht durch den Anhang D generiert werden kann, konnten (Euler und Drebenstedt, 2018) zeigen, dass ein Prognoseintervall (engl. prediction interval) mit 95 % Vertrauenswahrscheinlichkeit als Ersatz dienen kann.

### 2.4.1.3 Kerbfallzuordnung des Konstruktionsdetails Quersteife

In dieser Arbeit wird die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails Quersteife sowohl im unbehandelten als auch im HFH-behandelten Zustand untersucht, wobei zusätzlich der Einfluss von Korrosion berücksichtigt wird. Vor diesem Hintergrund ist eine Kerbfallzuordnung gemäß den Regelwerken hilfreich, um eine Bewertungsgrundlage zu schaffen. Ein Vergleich verschiedener Regelungen wird in Abbildung 2.28 dargestellt, indem die Bemessungswöhlerlinien der verschiedenen Regelwerke in Abhängigkeit des Behandlungs- und Korrosionszustands gegenübergestellt werden.

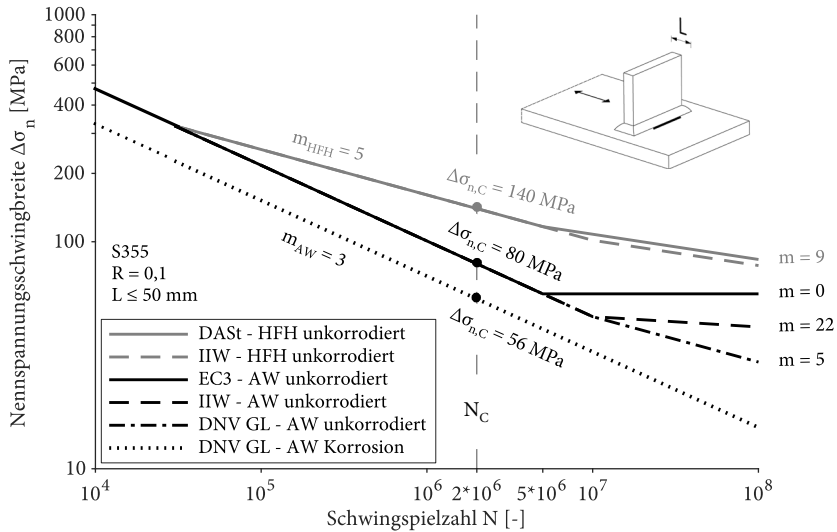


Abbildung 2.28: Vergleich von Bemessungswöhlerlinien verschiedener Regelwerke für den Kerbfall Quersteife

Nach EC3 (DIN EN 1993-1-9), IIW (Hobbacher, 2016) und DNV GL (DNVGL-RP-C203) wird der Kerbfall 80 für den unbehandelten und unkorrodierten Zustand des Konstruktionsdetails Quersteife angegeben. Abweichende Regelungen sind in Bezug auf den jeweiligen Abknickpunkt und die darauffolgende Neigungsänderung festzustellen, wonach eine konservativere Handhabung des Dauerfestigkeitsbereichs von Seiten des DNV GL gegenüber IIW und EC3 gegeben ist.

Die in EC3 geregelten Ermüdungsfestigkeiten gelten ausschließlich für Konstruktionen unter normalen atmosphärischen Bedingungen und ausreichendem Korrosionsschutz. Die Regelung des IIW sieht hingegen vor, dass für typischen Baustahl in Meeresumgebung nicht mehr als 70 % der Ermüdungsfestigkeit in Bezug auf den unkorrodierten Zustand angesetzt werden darf und keine Dauerfestigkeit oder ein Abknickpunkt der Wöhlerlinie vorzusehen ist. Diese Aspekte werden Seiten des DNV GL anhand von speziellen Bemessungswöhlerlinien berücksichtigt. Für den Fall freier Korrosion empfiehlt der DNV GL für das Konstruktionsdetail Quersteife den Kerbfall 56 mit einer durchgehenden Neigung von  $m_{AW} = 3$  ohne Abknicken der Wöhlerlinie, wodurch beispielsweise fehlender Korrosionsschutz bemessungstechnisch abgedeckt werden kann.

Die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung einer HFH-Behandlung kann auf Bemessungsebene nach den Empfehlungen des IIW von (Marquis und Barsoum, 2016) und nach der DASt-Richtlinie 026 berücksichtigt werden. Hierbei fließen bei der Auswahl des Kerbfalls neben Art des Konstruktionsdetails selbst zudem die nominelle Streckgrenze des verwendeten Werkstoffs sowie das Spannungsverhältnis ein. In Bezug auf die in dieser Arbeit untersuchten Randbedingungen entspricht dies unabhängig des Regelwerkes dem Kerbfall 140, mit einer Neigung von  $m_{\text{HFH}} = 5$  im Zeitfestigkeitsbereich. Beide Regelwerke sehen dabei eine Mindestlastwechselzahl vor, unterhalb der keine Wirksamkeit der HFH-Behandlung zu erwarten ist. Insofern verläuft die Wöhlerlinie ab dieser Grenze analog zur Bemessungskurve für den unbehandelten Zustand. Im Dauerfestigkeitsbereich beträgt die Wöhlerlinienneigung in beiden Fällen  $m_{\text{HFH,D}} = 9$ . Diskrepanzen ergeben sich in Bezug auf den Abknickpunkt, sodass die IIW-Regelung einen etwas konservativeren Ansatz darstellt. Ein potenzieller Korrosionseinfluss wird nicht geregelt, sodass die Kerbfälle für HFH-behandelte Schweißnähte derzeit ausschließlich für den unkorrodierten Zustand gültig sind.

Für vergleichende Gegenüberstellungen zu ausgewerteten Versuchsdaten, die im späteren Verlauf präsentiert werden, werden gemäß den Regelwerken die nachfolgend aufgeführten Kurzbezeichnungen innerhalb von Wöhlerdiagrammen verwendet:

- EC3: Unbehandelter und unkorrodierter Zustand mit Kerbfall 80 und Wöhlerlinienneigung  $m_{\text{AW}} = 3$  nach DIN EN 1993-1-9.
- DNV GL: Unbehandelter Zustand bei freier Korrosion mit Kerbfall 56 und Wöhlerlinienneigung  $m_{\text{AW}} = 3$  nach DNVGL-RP-C203.
- DASt: HFH-behandelter und unkorrodierter Zustand mit Kerbfall 140 und Wöhlerlinienneigung  $m_{\text{HFH}} = 5$  nach DASt-Richtlinie 026.

#### 2.4.1.4 Berücksichtigung von Einflüssen mithilfe korrigierter Nennspannungen

Bei geschweißten Konstruktionsdetails setzt die Anwendung der Kerbfälle voraus, dass eine Nennspannung im Grundwerkstoff nahe der zu erwartenden Rissstelle eindeutig festgelegt wird. Die Berechnung dieser Nennspannung erfolgt auf Basis der elastischen Spannungstheorie, ohne die örtliche Kerbwirkung zu berücksichtigen. Allerdings können unvorhergesehene Spannungskonzentrationen

auftreten, die in der Bezugs-Wöhlerlinie des Konstruktionsdetails nicht berücksichtigt sind, etwa durch Imperfektionen, Kanten- oder Winkelversatz. Um solche spannungserhöhenden Effekte abzudecken, können Kerbfaktoren herangezogen werden. Diese können entweder aus der Literatur entnommen werden, wobei es sich meist um analytische Ansätze handelt, oder individuell anhand numerischer Berechnungen bestimmt werden.

Kerbfaktoren ermöglichen die Ermittlung korrigierter Nennspannungen, indem sie entweder auf der Einwirkungs- oder auf der Widerstandsseite angewendet werden. Auf der Einwirkungsseite geschieht dies, wie in Gl. (2.7), durch Multiplikation mit der Spannungsschwingbreite:

$$\Delta\sigma_{n,\text{mod}} = k_f \cdot \Delta\sigma_n \quad (2.7)$$

Auf der Widerstandsseite wird der Kerbfall über den Kehrwert des Kerbfaktors gemäß Gl. (2.8) angepasst:

$$\Delta\sigma_{n,C,\text{mod}} = \frac{1}{k_f} \cdot \Delta\sigma_{n,C} \quad (2.8)$$

In der praktischen Anwendung werden bevorzugt Kerb- oder Korrekturfaktoren zur Anpassung der Einwirkung genutzt, wie dies beispielsweise von den Regelwerken wie den IIW-Empfehlungen, dem British Standard (BS 7910) oder den Empfehlungen des DNV GL zur Berücksichtigung von Spannungserhöhungen infolge von Exzentrizitäten vorgesehen ist (Nussbaumer und Günther, 2012).

## 2.4.2 Kerbspannungskonzept

Das Kerbspannungskonzept zählt zu den spannungsbasierten Bewertungskonzepten für den Ermüdungsnachweis von geschweißten Verbindungen. Als lokales Nachweiskonzept ist es in verschiedenen Regelwerken verankert:

- IIW-Empfehlung nach (Fricke, 2012) für die Bewertung der Ermüdung von geschweißten Strukturen durch Kerbspannungsanalyse,
- IIW-Empfehlung nach (Hobbacher, 2016) für die Ermüdungsauslegung von unbehandelten Schweißnähten und Bauteilen,



- IIW-Empfehlung nach (Marquis und Barsoum, 2016) für die Ermüdungsauslegung von HFH-behandelten Schweißnähten,
- Richtlinie DNVGL-RP-C203 für die Ermüdungsauslegung von Offshore-Stahlkonstruktionen,
- DVS-Merkblatt 0905 zur Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen.

Die folgenden Beschreibungen basieren weitgehend auf dem DVS-Merkblatt 0905 aus dem Jahr 2021, das den Stand der Technik zusammenfasst. Die Ausführungen bilden die Grundlage für die Kerbspannungsbewertung in Abschnitt 4.2 und beziehen sich daher in erster Linie auf die in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen und die zugehörigen Randbedingungen. Für ergänzende Informationen und weiterführende Anwendungen sei auf die Regelwerke verwiesen.

#### **2.4.2.1 Numerische Beanspruchungsermittlung**

Die Bewertung der Ermüdungssicherheit von geschweißten Konstruktionsdetails nach dem Kerbspannungskonzept setzt die Kenntnis über die lokale Höchstbeanspruchung an der anrisskritischen Schweißnahtkerbe voraus. Um diese zu bestimmen, wird meist die Finite-Elemente-Methode (FEM) genutzt. Diese ermöglicht es, beliebig belastete Bauteile mit komplexer Geometrie als 2D- oder als 3D-Modelle abzubilden. Um sicherzustellen, dass die darauf aufbauenden Berechnungen hinreichend genau sind und konsistente Ergebnisse liefern, ist eine Verfeinerung des FE-Netzes im Kerbbereich notwendig. Empfehlungen für eine entsprechend geeignete Vernetzung sind in den Regelwerken zu finden, u. a. (Fricke, 2012).

Im Rahmen einer kerbspannungsbasierten Bewertung werden nicht nur die Bauteilstruktur und die Schweißnaht selbst, sondern auch die lokale Geometrie am Nahtübergang und an der Nahtwurzel erfasst. Die linear-elastisch berechnete Kerbspannung beinhaltet auf diese Weise die Auswirkungen der Struktur- und Kerbgeometrie auf die lokale Spannungserhöhung. Der Wanddickeneinfluss für Bleche mit einer Dicke von  $t > 25$  mm wird hierbei implizit berücksichtigt, so dass kein zusätzlicher Anpassungsfaktor notwendig ist. Auch weitere Einflüsse aus unterschiedlichen Belastungsarten werden beanspruchungsseitig erfasst, da die Spannungsverteilung im Kerbgrund direkt berechnet wird.

Üblicherweise wird die Schweißnahtform im Berechnungsmodell idealisiert, vgl. Abbildung 2.29. Hierbei werden die Nahtoberflächen von Kehlnähten und von teilweise oder vollständig durchgeschweißten Nähten an T- oder Kreuzstößen eben abgebildet. So werden beispielsweise Kehlnähte anhand einer um  $45^\circ$  geneigten, ebenen Oberfläche idealisiert. Reale Schweißnahtunregelmäßigkeiten werden in der Regel nicht modelliert, da davon ausgegangen wird, dass der charakteristische Wert der Ermüdungsfestigkeit die damit einhergehenden Einflüsse abdeckt.

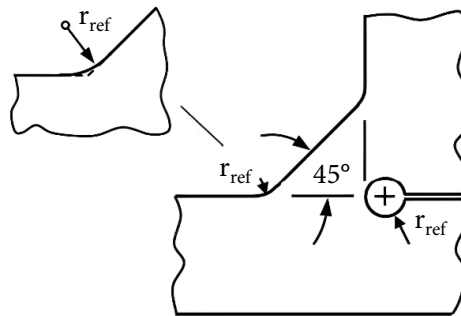


Abbildung 2.29: Idealisierte Kehlnaht mit fiktiver Ausrundung der Schweißnahtkerben, aufbauend auf DVS-Merkblatt 0905

Die in Abschnitt 2.1.3.3 erläuterte Mikrostützwirkung wird bei der Spannungsermittlung berücksichtigt, indem die Schweißnahtkerben, wie in Abbildung 2.29 gezeigt, mit einem Ersatz- bzw. Referenzradius fiktiv ausgerundet werden. Grundlage für den eingeführten Ersatzradius bildet die Theorie von (Neuber, 1968), die besagt, dass die Spannungsmittelung in der hochbeanspruchten Kerbe durch eine fiktive Vergrößerung des Kerbradius abgeschätzt werden kann. Dabei bestimmt sich die Größe der fiktiven Ausrundung  $\rho_f$  aus dem realen Kerbradius  $\rho$ , der werkstoffabhängigen Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  und dem Mikrostützwirkungsfaktor  $s$  (für Mehrachsigsigegrad und Festigkeitshypothese):

$$\rho_f = \rho + s\rho^* \quad (2.9)$$

Das Konzept von Neuber wird später von (Radaj, 1985) aufgegriffen, um einen werkstoffabhängigen Ersatzradius für Schweißnähte herzuleiten. Basierend auf

den Annahmen einer im ungünstigsten Fall rissartigen Kerbe ( $\rho = 0$ ), eines stahlgussähnlichen Gefüges im Bereich der Schweißnaht ( $\rho^* = 0,4 \text{ mm}$ ) und eines ebenen Dehnungszustands in Kombination mit der Gestaltänderungsenergiehypothese ( $s = 2,5$ ) ergibt sich für geschweißte Verbindungen aus Baustahl ein fiktiver Kerbradius von 1 mm (Radaj et al., 2006). Durch das fiktive Ausrunden mit  $\rho_f = 1 \text{ mm}$  wird damit die Neubersche Mikrostützwirkung bei Schweißverbindungen berücksichtigt. In diesem beschriebenen Worst-Case-Fall bedeutet dies, dass die maximale Kerbwirkungszahl  $K_{f,\max}$  direkt mit der ermittelten Kerbformzahl  $K_t$  übereinstimmt:

$$K_{f,\max} = K_t(\rho_f = 1 \text{ mm}) \quad (2.10)$$

Zwischen den Regelwerken variiert die Benennung des fiktiven Kerbradius. So wird dieser innerhalb der IIW-Empfehlungen (Hobbacher, 2016; Marquis und Barsoum, 2016) und der Richtlinie DNVGL-RP-C203 als „effective notch radius“ (dt. effektiver Kerbradius) bezeichnet. Im DVS-Merkblatt 0905 wird der fiktive Kerbradius als Referenzradius  $r_{\text{ref}}$  eingeführt. Der Referenzradius wird in Abhängigkeit der Blechdicke gewählt. Der Radius von  $r_{\text{ref}} = 1 \text{ mm}$  ist dabei für Nahtübergänge und Nahtwurzeln eines geschweißtes Konstruktionsdetails aus Stahl gültig, sofern das Blech eine Dicke von  $t \geq 5 \text{ mm}$  aufweist.

Nach (Marquis und Barsoum, 2016) kann das Kerbspannungskonzept ebenfalls für die Bewertung von HFH-behandelten Schweißnähten eingesetzt werden. Dazu wird die Nahtgeometrie von HFH-behandelten Nähten ebenso idealisiert wie bei unbehandelten Nähten. Insofern wird im Berechnungsmodell auf die durch die HFH-Anwendung erzeugte Behandlungsspur verzichtet. Stattdessen wird der Referenzradius von 1 mm verwendet, ohne die Eindrückung zu modellieren.

#### 2.4.2.2 Analytische Beanspruchungsermittlung

Eine Alternative zur numerischen Ermittlung von Kerbspannungen bieten analytische Lösungsansätze, die entweder auf der Finite-Elemente-Methode oder auf der Randelementmethode beruhen. Mithilfe dieser Ansätze kann die Kerbformzahl am Nahtübergang und zum Teil auch an der Nahtwurzel näherungsweise bestimmt werden. Anschließend kann auf Grundlage der Gleichung (2.2) die Kerbspannung in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe berechnet werden.

Die Anwendung derartiger Ansätze ist auf typische Konstruktionsdetails begrenzt. Eine Auswahl von parametrischen Formeln für diverse Details, die auf den Arbeiten verschiedener Autoren beruhen, wird von (Radaj et al., 2006) zusammengefasst und bewertet. Diese decken sich nahezu mit den von (Fricke, 2012) angegebenen Literaturverweisen. Bezugnehmend auf das Konstruktionsdetail Quersteife umfasst dies die Arbeiten von (Ushirokawa und Nakayama, 1983; Niu und Glinka, 1987; Tsuji, 1990; Monahan, 1995; Brennan et al., 2000). In neueren Studien von (Molski et al., 2020; Molski und Tarasiuk, 2021; Neuhäusler und Rother, 2022) werden weitere Formelsätze vorgestellt und ein Ergebnisabgleich zu den bisherigen Ansätzen sowie der Methode von (Hellier et al., 2014) durchgeführt. Welche Ansätze für die Bestimmung von Kerbformzahlen am Konstruktionsdetail Quersteife geeignet sind, ist dabei von mehreren Kriterien abhängig:

- Bauteilsymmetrie (z. B. ein- oder beidseitige Steife),
- Geometrie des Bauteils, der Schweißnaht und des Nahtübergangs (variierbare Parameter, Geltungsbereiche),
- Belastungsart (Zug, Biegung oder Torsion),
- Nachweisposition (Nahtübergang oder Nahtwurzel),
- Berechnungsaufwand (Komplexität des Näherungsansatzes),
- Prognosegenauigkeit (Abweichungen zu FE-Ergebnissen).

Ein breites Spektrum an Anwendungsfällen kann mithilfe der Ansätze von (Molski et al., 2020; Molski und Tarasiuk, 2021) analysiert werden. Diese ermöglichen die Berechnung von Kerbformzahlen am Nahtübergang des Konstruktionsdetails Quersteife mit symmetrischer und asymmetrischer Steifenanordnung in Kombination mit Belastungen aus axialem Zug sowie aus Biegung (vgl. Abschnitt 2.1.9). Für einen fest definierten Nahtanstiegswinkel von  $45^\circ$  kann die Komplexität der Formeln als überschaubar angesehen werden, wenn auch der Berechnungsaufwand im Rahmen einer computergestützten Analyse ohnehin von untergeordneter Bedeutung ist. In den Studien wird festgestellt, dass die Abweichungen zu den FE-Ergebnissen innerhalb des vergleichsweise großen Geltungsbereichs weniger als 2,5 % betragen. Im Vergleich dazu schwanken die Abweichungen der Ansätze von (Ushirokawa und Nakayama, 1983) und (Tsuji, 1990) zwischen -22 % bis +12,3 % (Molski et al., 2020).

### 2.4.2.3 Beanspruchbarkeit

Anders als beim Nenn- oder Strukturspannungskonzept wird beim Kerbspannungsnachweis die lokal im Kerbgrund vorhandene elastische Beanspruchung einer universellen Kerbspannungswöhlerlinie und somit einem kerbfallunabhängigen Ermüdungsfestigkeitswert gegenübergestellt. Die Ermüdungsfestigkeit wird jeweils gemäß dem Referenzradius gewählt und hängt zudem von der Werkstoffgruppe, dem Nachweisort und der Beanspruchungsart ab. Die Grundlage der lokal ertragbaren Ermüdungsfestigkeit bilden statistische Versuchsauswertungen auf Kerbspannungsebene mit ideal modellierten Schweißnähten und Nahtübergangskerben. Da die Herleitung auf Bauteilproben basiert, kann der elastische Kerbspannungsnachweis auch im Bereich der Zeit- und Betriebsfestigkeit angewendet werden (Radaj und Vormwald, 2007). Fertigungsbedingte Streuungen, die an Probekörpern bezüglich der Nahtausführung, Oberflächenbeschaffenheit, Werkstofffestigkeit sowie der Eigenspannungszustände vorliegen, werden dabei durch den charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswert implizit abgedeckt. Einflüsse aus Imperfektionen (Kanten- oder Winkelversatz) sind bis zu einem entsprechenden Spannungserhöhungsfaktor von 1,05 enthalten.

Zugehörig zum Referenzradius  $r_{\text{ref}} = 1 \text{ mm}$  fasst die Tabelle 2.5 die charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswerte für überwiegend durch Normalspannungen beanspruchte Nahtübergänge von Schweißverbindungen aus Stahl zusammen. Diese Werte gelten für den Nachweis auf Basis von Hauptspannungen. Mit Bezug zum jeweiligen Regelwerk werden die ertragbaren Ermüdungsfestigkeiten gemeinsam mit den Wöhlerlinienkennwerten in Abhängigkeit des Behandlungs- sowie des Korrosionszustands angegeben. Diese Ermüdungsfestigkeitswerte basieren üblicherweise auf Versuchsergebnissen, die sich auf die ertragbare Bruchschwingungszahl beziehen. Dies liegt zum einen daran, dass vereinfachend angenommen wird, die Lebensdauer in der Rissfortschrittsphase falle im Vergleich zur Anrissphase verhältnismäßig kurz aus. Zum anderen ist ein Kriterium für den Anriss oft nicht eindeutig definierbar.

Tabelle 2.5: Charakteristische Ermüdungsfestigkeiten für den Kerbspannungsnachweis von Schweißverbindungen aus Baustahl ( $r_{ref} = 1 \text{ mm}$ ; Normalspannungen; Nachweisort: Nahtübergang)

Regelwerk	Behandlungs- zustand	Korrosions- zustand	$\Delta\sigma_{k,c}$ [MPa]	$N_D$ [-]	$m$ [-]	
					$N \leq N_D$	$N > N_D$
IIW (Hobbacher, 2016), DVS-Merkblatt 0905	AW	unkorrodieren	225	$10^7$	3	22
DNVGL-RP-C203	AW	unkorrodieren	225	$10^7$	3	5
DNVGL-RP-C203	AW	freie Korrosion	156	-	3	-
IIW (Marquis und Barsoum, 2016)	HFH	unkorrodieren	320*	$10^7$	5	9

\* Bezugswert abhängig von Werkstoff und Spannungsverhältnis für  $235 \text{ MPa} < f_y \leq 355 \text{ MPa}$  und  $R = 0,1$

Von Seiten des IIW (Hobbacher, 2016) und des DVS (DVS-Merkblatt 0905) wird für unbehandelte Schweißverbindungen ein charakteristischer Widerstandswert von 225 MPa empfohlen, der sich auf ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  und günstigere Spannungsverhältnisse bezieht. Der Verlauf der entsprechenden Kerbspannungswöhlerlinie ist dabei identisch zu den Regelungen des IIW für Nennspannungswöhlerlinien. Der Bezugswert von 225 MPa ist ebenfalls in der Richtlinie DNVGL-RP-C203 enthalten, jedoch mit einem steileren Verlauf der Wöhlerlinie von  $m = 5$  im Bereich der Langzeitfestigkeit, was einen konservativen Bemessungsansatz darstellt.

Die Basis für den Ermüdungsfestigkeitswert für unbehandelte Schweißverbindungen ist eine Neubewertung der Untersuchungen an kerbscharfen Schweißverbindungen von (Olivier et al., 1989; 1994) durch (Hobbacher, 2008), wobei Versuchsergebnisse ergänzt wurden. Weitere Auswertungen von (Pedersen et al., 2010) zeigten, dass der Kerbfall 225 für einen Großteil der analysierten Kehlnahtverbindungen von Quersteifen einen geeigneten Ansatz darstellt. Insbesondere einseitige Quersteifen unter Biegung konnten damit konservativ beschrieben werden.

Die eben genannten Regelungen beziehen sich auf unbehandelte Schweißnähte, die ausreichend vor korrosiver Umgebung geschützt sind. Für den Fall, dass eine Schweißverbindung freier Korrosion durch Meerwasser ausgesetzt ist, gibt der DNV GL in der Richtlinie DNVGL-RP-C203 eine Ermüdungsfestigkeit von 156 MPa an. Daher wird, ähnlich wie bei der Nennspannungsbewertung, eine

ungefähre 30%ige Verringerung gegenüber dem Bezugswert für unkorrodierte Schweißnähte vorgenommen, um reduzierende Einflüsse der Korrosion bei der Bemessung berücksichtigen zu können. Zudem entfällt der Abknickpunkt, wodurch die Wöhlerlinienneigung durchgehend  $m = 3$  entspricht.

Um die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung infolge einer HFH-Behandlung innerhalb der lokalen Nachweisführung von Schweißnähten ansetzen zu können, werden von Seiten des IIW (Marquis und Barsoum, 2016) erhöhte Widerstandswerte angegeben, die auf den Analysen von (Yildirim et al., 2013) beruhen. Ebenso wie im Rahmen der Nennspannungsbewertung sind die charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswerte HFH-behandelter Nähte auch auf Kerbspannungsebene von der Werkstofffestigkeit und dem Spannungsverhältnis abhängig. Demnach wird für eine nominelle Streckgrenze von 355 MPa eine lokal ertragbare Ermüdungsfestigkeit von 320 MPa empfohlen, die für ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  gültig ist. Die Kennwerte bezüglich des Wöhlerlinienverlaufs sind dabei identisch mit denen einer Nennspannungsauswertung.

Korrosionseinflüsse werden beim Kerbspannungsnachweis HFH-behandelter Schweißnähte aufgrund der begrenzten Versuchsdatenlage bislang nicht berücksichtigt. Die in (Weinert et al., 2021a) vorgestellte Kerbspannungsanalyse zeigt allerdings, dass der Bemessungswert von 320 MPa die Versuchsergebnisse von (Ummenhofer et al., 2018) konservativ beschreibt.

### **2.4.3 Rissfortschrittskonzept (linear-elastische Bruchmechanik)**

Mithilfe des Rissfortschrittskonzeptes ist es möglich, die verbleibende Ermüdungslebensdauer von Bauteilen nach der Entstehung eines wachstumsfähigen Risses abzuschätzen. Es ist besonders nützlich für Bauteile, in denen Risse oder rissähnliche Defekte bereits existieren und somit die Rissfortschrittsphase nahezu die gesamte Lebensdauer ausmacht. In derartigen Fällen lässt sich das Konzept zur Prognose der Ermüdungsfestigkeit heranziehen. Bei Bauteilen, bei denen eine Rissinitiierungsphase zu erwarten ist und diese einen nicht zu vernachlässigenden Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt, kann eine umfassende Lebensdauerprognose durch eine Kombination von Konzepten zur Anriss- und Rissfortschrittsbewertung erreicht werden.

Unabhängig davon eignet sich das Rissfortschrittskonzept für parametrische Analysen zur Restlebensdauer. Diese ermöglichen einen Vergleich des Ermüdungsverhaltens von Schweißverbindungen unterschiedlicher Materialien und Umgebungen sowie eine Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit oder Lebensdauer von Schweißverbindungen mit variierenden Geometrien und Belastungsbedingungen (Radaj et al., 2006).

Im Rahmen dieser Arbeit wird in Abschnitt 4.3 das Rissfortschrittskonzept zur Bewertung von geschweißten und HFH-behandelten Quersteifen angewendet, wobei zusätzliche korrosive Umgebungsbedingungen sowie unterschiedliche Belastungsarten berücksichtigt werden. Die für diese Anwendung relevanten Grundlagen werden im Folgenden erläutert.

#### **2.4.3.1 Grundlegendes**

Bei Rissen handelt es sich um lokale Trennungen des Werkstoffgefüges einer Struktur, die den Kraftfluss im Bauteil erheblich beeinträchtigen. Durch diese Störungen wird der Kraftfluss abrupt umgelenkt, wodurch ein singuläres Spannungsfeld nahe der Risspitze oder der Rissfront erzeugt wird. Bruchmechanische Konzepte beruhen auf der Untersuchung dieser lokalen Phänomene, insbesondere der Beanspruchungen, der auftretenden Spannungs- und Verschiebungsfelder sowie der Spannungsintensität im Rissumfeld. Unter Einbeziehung der relevanten bruchmechanischen Werkstoffkennwerte ermöglichen diese Konzepte eine Beurteilung und Vorhersage des Risswachstums (Richard und Sander, 2012).

Eine wesentliche Kenngröße innerhalb von bruchmechanischen Untersuchungen ist der auf (Irwin, 1957) zurückgehende Spannungsintensitätsfaktor  $K$  (K-Faktor), der die Intensität des Spannungsfeldes nahe des Risses beschreibt. In diesem Zusammenhang werden drei Rissbeanspruchungsarten unterschieden, vgl. Abbildung 2.30.



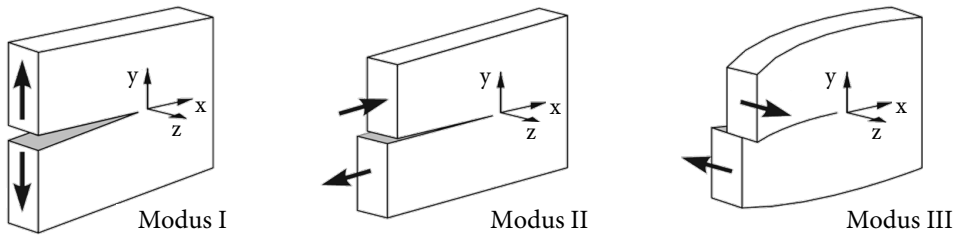


Abbildung 2.30: Rissöffnungs- bzw. Rissbeanspruchungsarten, nach (Sander, 2018)

Modus I liegt bei Normalbeanspruchung vor, wodurch eine Rissöffnung orthogonal zur Rissebene hervorgerufen wird. Für diesen Rissmodus berechnet sich der Spannungsintensitätsfaktor  $K_I$  nach Gl. (2.11) in allgemeiner Form anhand der Spannung  $\sigma$ , der Risstiefe  $a$  und dem Geometriefaktor  $Y_I$  zur Berücksichtigung von Lage und Geometrieverhältnis des Risses sowie der Bauteilgeometrie:

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I \left( \frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi \right) \quad (2.11)$$

Die vorliegende Arbeit befasst sich ausschließlich mit der Beurteilung von Rissen, die einer Normalbeanspruchung unterliegen, resultierend aus axialer Zug- oder Biegebelastung. In diesem Kontext entfällt die Angabe des Rissöffnungsmodus, wonach der Spannungsintensitätsfaktor vereinfacht mit  $K$  bezeichnet wird.

Das Konzept des Spannungsintensitätsfaktors wird auch als K-Konzept bezeichnet und wird in der linear-elastischen Bruchmechanik verwendet. Es setzt voraus, dass die plastische Zone vor der Risspitze im Vergleich zur Risstiefe und den Bauteilabmessungen klein ist (Sander, 2018). Des Weiteren eignet sich das K-Konzept besonders für die Bewertung des Langrisswachstums. Für die Beschreibung des Kurzrisswachstums sollte hingegen auf entsprechend geeignete Rissparameter, wie z. B. dem J-Integral, zurückgegriffen werden (Berger et al., 2018).

Diese Arbeit konzentriert sich speziell auf das Wachstum von Lang- bzw. Makrorissen in der stabilen Rissfortschrittsphase. Das Kurzrisswachstum und dessen spezifische Merkmale sind nicht Gegenstand dieser Untersuchung. Für ausführlichere Erläuterungen zum Kurzrisswachstum wird daher auf einschlägige Regel-

werke wie das DVS-Merkblatt 2401, die FKM-Richtlinie (Berger et al., 2018) oder entsprechende Fachliteratur (Richard und Sander, 2012) verwiesen.

#### 2.4.3.2 Spannungsintensitätsfaktoren geschweißter Konstruktionsdetails

Ein grundlegendes Rissmodell der Bruchmechanik ist der Griffith-Riss, der einen innenliegenden Riss in einer unendlich ausgedehnten Scheibe darstellt (Richard und Sander, 2012). Gemäß (Hahn, 1976) kann der zugehörige Spannungsintensitätsfaktor für eine zugbelastete Scheibe nach Gl. (2.12) berechnet werden:

$$K = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \quad (2.12)$$

Liegen dazu abweichende Bedingungen in Bezug auf Riss- und Bauteilgeometrie sowie der Belastungsart und Lasteinleitungsstelle vor, so können diese gemäß Gl. (2.13) anhand des Geometriefaktors  $Y$  berücksichtigt werden:

$$K = \sigma \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \quad (2.13)$$

Im Fokus des bei Schweißverbindungen eingesetzten Rissfortschrittskonzeptes stehen vorrangig Oberflächenrisse an Orten mit Kerbspannungskonzentration, wie etwa an Schweißnahtübergängen (Radaj et al., 2006). Diese Risse können entweder als durchgehend oder halbelliptisch angenommen werden. Für die Berechnung durchgehender Oberflächenrisse unter axialer Zug- und Biegebeanspruchung sind Lösungen von (Rooke und Cartwright, 1976) verfügbar. Berechnungsansätze für halbelliptische Oberflächenrisse unter Zugbeanspruchung wurden von (Newman und Raju, 1981b) entwickelt.

Verschiedene zwei- und dreidimensionale Lösungsansätze existieren, um die erhöhte Spannung am Schweißnahtübergang diverser Konstruktionsdetails zu berücksichtigen. Mit diesen Ansätzen lässt sich der Korrekturfaktor  $M_k$  in Abhängigkeit des Details ermitteln. Eine Lösung, die gleichermaßen für Stumpf- und Kreuzstöße sowie Quersteifen verwendet werden kann, ist der zweidimensionale Berechnungsansatz von (Maddox und Andrews, 1990). Bei der Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors geht der Korrekturfaktor  $M_k$  zur Berücksichtigung der Spannungskonzentration nach Gl. (2.14) wie folgt ein:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k \quad (2.14)$$

Im Falle von Biegebeanspruchung kann für halb elliptische Oberflächenrisse bei endlicher Blechbreite die Lösung von (Newman und Raju, 1984) herangezogen werden. Hierbei fließt gemäß Gl. (2.15) zusätzlich der Korrekturfaktor  $H$  für Biegung ein:

$$K = H \cdot \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k \quad (2.15)$$

Für die erwähnten Ansätze sind Lösungen in Anhang D zu finden. Sie werden speziell für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren an der tiefsten Stelle des Risses angegeben. Diese und weitere analytische Berechnungsansätze sind in verschiedenen Regelwerken wie (DVS-Merkblatt 2401; Hobbacher, 2016; Berger et al., 2018; BS 7910) enthalten. Sie bieten Lösungen für gängige Konstruktionsdetails und grundlegende Rissprobleme. Allerdings können diese standardisierten Lösungen nicht jegliche geometrische Variation bezüglich des Bauteils, der Schweißnaht, des Risses oder unterschiedliche Belastungssituationen abdecken.

Alternativ kann die auf (Bueckner, 1970) und (Rice, 1972) zurückgehende Gewichtsfunktionsmethode (engl. weight function) verwendet werden, die es ermöglicht, Spannungsintensitätsfaktoren für Bauteile mit beliebig über den Querschnitt verlaufenden Spannungen zu berechnen. Dazu wird nach Gl. (2.16) das Produkt aus der an der Rissstelle vorliegenden Spannungsverteilung  $\sigma(x)$  und der Gewichtsfunktion  $m(x, a)$  über die Risstiefe integriert:

$$K = \int_0^a \sigma(x) \cdot m(x, a) dx \quad (2.16)$$

Der Spannungsverlauf bezieht sich auf den rissfreien Zustand, der entweder aus der Bauteilbelastung resultiert oder vorhandene Eigenspannungszustände abbildet. Solche Verläufe können das Ergebnis von Messungen oder von analytischen oder numerischen Berechnungen sein.

Die Geometrie des Bauteils und die des darin befindlichen Risses wird anhand von Gewichtsfunktionen berücksichtigt, die für diverse Anwendungsfälle existieren. In ihrer allgemeinen Form berechnet sich die Gewichtsfunktion nach (Shen et al., 1991) gemäß Gl. (2.17):

$$m(x, a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi \cdot (a - x)}} \cdot \left[ 1 + M_1 \cdot \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + M_2 \cdot \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_3 \cdot \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (2.17)$$

Eine häufig für halbelliptische Oberflächenrisse von Schweißnahtübergängen verwendete Lösung (Chattopadhyay et al., 2011; Madia et al., 2018; Schubnell, 2021) stellt der in Anhang D aufgeführte Ansatz von (Wang und Lambert, 1995) dar, der es ermöglicht, den Spannungsintensitätsfaktor an der tiefsten Rissstelle sowie an der Oberfläche zu ermitteln.

Eine weitere universelle Option stellt die Anwendung von Finite-Elemente-Simulationen dar, wodurch komplexe Bauteile, Belastungssituationen und Risskonfigurationen individuell abgebildet werden können. Hierfür wird in jüngster Vergangenheit vermehrt auf die Erweiterte Finite-Elemente-Methode (engl. Extended Finite Element Method – XFEM) zurückgegriffen, um Spannungsintensitätsfaktoren am Nahtübergang von Schweißverbindungen zu ermitteln (Pang et al., 2016; Jie et al., 2016; Schiaretti et al., 2021). Diese verfügt gegenüber der klassischen FEM über spezielle Anreicherungsfunktionen, welche die Beschreibung der Spannungs- und Verschiebungsfelder im Bereich der Risspitze lokal verbessern, wodurch Verfeinerungen und erneute Netzaufteilungen des FE-Netzes in der Umgebung der Risspitze nicht notwendig sind (Martínez et al., 2017).

#### 2.4.3.3 Makrorisswachstum bei zyklischer Belastung

Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, auch Rissfortschrittsrate  $da/dN$  genannt, charakterisiert das Fortschreiten eines Makrorisses. Bei zyklischer Belastung hängt diese Rate von der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ab, welcher nach Gl. (2.18) die Differenz zwischen maximalem und minimalem Spannungsintensitätsfaktor repräsentiert:

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = \Delta \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \quad (2.18)$$

Durch doppeltlogarithmisches Auftragen der Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  über den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  erhält man die in Abbildung 2.31 qualitativ dargestellte Rissfortschritts- bzw. Risswachstumskurve. Anhand dieser lässt sich das Verhalten des Rissfortschritts in drei Bereiche gliedern.

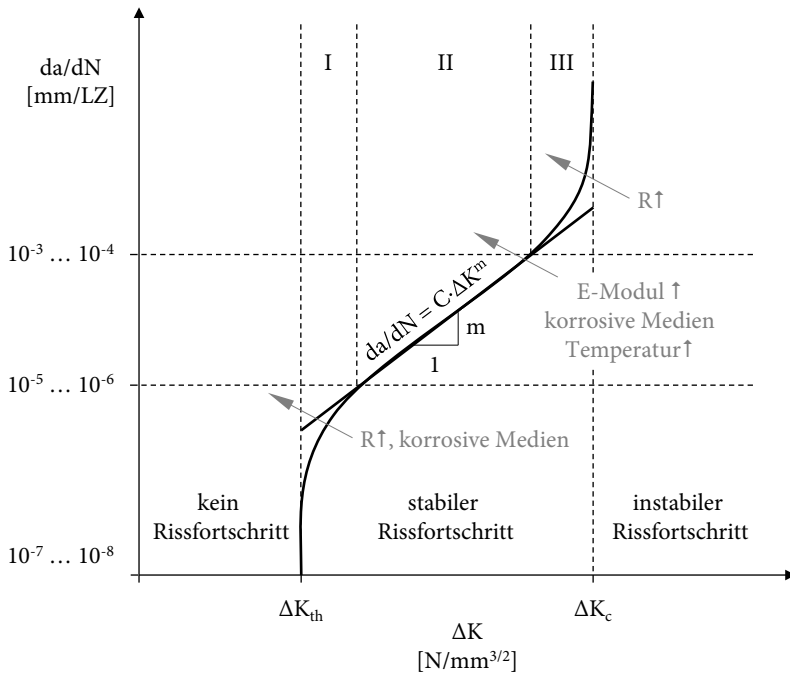


Abbildung 2.31: Makrorissfortschritt unter zyklischer Beanspruchung, aufbauend auf (Berger et al., 2018)

Im Bereich I findet für kleine Werte von  $\Delta K$  unterhalb des Schwellenwertes  $\Delta K_{th}$  kein Rissfortschritt statt, wodurch die Dauerfestigkeit eines Bauteils gekennzeichnet ist. Oberhalb von  $\Delta K_{th}$  ist der Ermüdungsriss wachstumsfähig und es findet ein stabiler Rissfortschritt statt, wobei der Riss anfänglich mit geringer Geschwindigkeit wächst. In diesem Bereich spielen das Spannungsverhältnis und korrosive Medien eine wesentliche Rolle.

Im Bereich II liegt im doppeltlogarithmischen Maßstab für ein konstantes Spannungsverhältnis ein annähernd linearer Verlauf vor. Dieser Kurvenabschnitt wird als Paris-Gerade bezeichnet und kann durch die Rissfortschrittsgleichung nach Paris-Erdogan (Paris und Erdogan, 1963) gemäß Gl. (2.19) ausgedrückt werden:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (2.19)$$

In die Rissfortschrittsgleichung fließen die bruchmechanischen Kennwerte in Form der Konstanten  $C$  und des Exponenten  $m$  ein, die insbesondere von Werkstoff, Spannungsverhältnis und Umgebungsbedingungen abhängen (Oechsner et al., 2020).

Im Bereich III beschleunigt sich das Risswachstum. Sobald der kritische Spannungsintensitätsfaktor  $K_c$  erreicht ist, kommt es zum instabilen Rissfortschritt und schließlich zum Versagen des Bauteils.

#### 2.4.3.4 Rissfortschrittsberechnung

Durch Umstellung und Integration der Rissfortschrittsgleichung nach Paris-Erdogan, Gl. (2.19), kann die Schwingspiel- oder Lastzyklenzahl des Risswachstums ausgehend von der Anfangsrisstiefe  $a_0$  bis zur finalen Risstiefe  $a_f$  bestimmt werden. Dies repräsentiert nach Gl. (2.20) die Ermüdungslebensdauer  $N_p$  in der Phase des stabilen Rissfortschritts:

$$N_p = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C \cdot \Delta K^m} \quad (2.20)$$

Von (Berger et al., 2018) wird darauf hingewiesen, dass die Anwendung der Paris-Erdogan-Gleichung tendenziell zu einer konservativen Lebensdauerabschätzung führt, insbesondere wenn ein wesentlicher Teil der Lebensdauer im schwellwertnahen Bereich I liegt. (Richard und Sander, 2012) unterstreichen, dass dieses Gesetz den Bereich nahe des Schwellwertes nicht adäquat abbildet, woraus eine Unterschätzung der Lebensdauer resultieren kann. Weitere Ansätze von (Erdogan und Ratwani, 1970) oder (Forman und Mettu, 1990) bieten die Möglichkeit, die Rissfortschrittskurve vollständig abzubilden, einschließlich der Grenzbereiche I und III.

Die Rissfortschrittsgleichung nach Paris-Erdogan stellt trotz ihrer Einschränkungen eine ausreichende Näherung dar, wenn ein Großteil der Rissfortschrittslebensdauer vom stabilen Rissfortschritt in Bereich II dominiert wird und die äußeren Grenzbereiche der Rissfortschrittskurve nur einen geringen Anteil einnehmen. Dies gilt speziell für Schweißverbindungen, in denen die beträchtliche Größe rissartiger Diskontinuitäten dazu führt, dass das Risswachstum in Bereich I nahezu

vernachlässigbar wird. Dadurch entfällt der Großteil des Rissfortschritts auf die Phase des stabilen Risswachstums im Bereich II (Acevedo, 2011).

#### **2.4.3.5 Bruchmechanische Kennwerte**

Rissfortschrittskurven können für verschiedene Werkstoffe, Spannungsverhältnisse, Temperaturen und korrosive Medien mithilfe von bruchmechanischen Proben versuchstechnisch bestimmt werden. Eine für diesen Zweck häufig verwendete Probenform ist die CT-Probe, deren Prüfung nach ASTM E647-23 durchgeführt wird. Aus solchen experimentell gewonnenen Daten lassen sich bruchmechanische Parameter ableiten, die in Rissfortschrittsberechnungen verwendet werden können.

Liegen keine spezifisch ermittelten Kennwerte vor, kann auf empfohlene Werte aus der Literatur zurückgegriffen werden. Sammlungen von entsprechenden Kennwerten finden sich unter anderem in den Regelwerken (Berger et al., 2018; BS 7910; DNVGL-RP-C210; DVS-Merkblatt 2401; Hobbacher, 2016). Speziell für den Offshore-Sektor bezieht sich DNVGL-RP-C203 auf die in DNVGL-RP-C210 enthaltenen bruchmechanischen Kennwerte zur Verwendung bei der Rissfortschrittsanalyse von stählernen Bauteilen. Es wird dabei davon ausgegangen, dass die meisten Ermüdungsrisse an den Schweißnähten beginnen und in den Grundwerkstoff hineinwachsen.

Die in dieser Arbeit durchgeführten bruchmechanischen Berechnungen dienen der Ermittlung der Rissfortschrittslebensdauer von Probekörpern aus Ermüdungsversuchsserien. In diesem Zusammenhang werden zunächst keine Anforderungen an ein Sicherheitsniveau gestellt. Aus diesem Grund werden die in Tabelle 2.6 aufgeführten Kennwerte für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  verwendet.

Tabelle 2.6: Rissfortschrittskennwerte in Abhängigkeit der Umgebungsbedingung gemäß DNVGL-RP-C210 für  $P_U = 50\%$  (Werte für  $da/dN$  in  $[\text{mm}/\text{LZ}]$  und  $\Delta K$  in  $[\text{N}/\text{mm}^{3/2}]$ )

Umgebung	Potenzielle Rissstelle	C $[\text{N}/\text{mm}^{3/2}]$	m [-]
Luft	Grundwerkstoff und Schweißgut	$1,83 \cdot 10^{-13}$	3
Meerwasser	Grundwerkstoff und Schweißgut	$8,35 \cdot 10^{-13}$	3

Entsprechend dieser Kennwerte ergeben sich Rissfortschrittskurven, die einen kontinuierlichen Kurvenverlauf aufweisen. Zwar wird im Fall von Meerwasser eine erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit infolge von Korrosionsermüdung durch den Kennwert C berücksichtigt, jedoch keine frequenzabhängige Region II der Rissfortschrittskurve erfasst (vgl. Abschnitt 2.3.4.2). Dementsprechend gilt diese Kurve für eine theoretisch extrem niedrige Beanspruchungsfrequenz, wonach konservative Rissfortschrittslebensdauern für eine auf der sicheren Seite liegende Bauteilauslegung ermittelt werden können. Bewertet man jedoch die Ergebnisse von Korrosionsermüdungsversuchen im Hinblick auf die Verteilung der Lebensdauerphasen, so ergeben sich mit zunehmender Prüffrequenz größere Abweichungen. Dies kann die Prognosegüte von bruchmechanischen Modellen beeinträchtigen, die folglich keine hinreichend genaue Abschätzung der Rissfortschrittsphase liefern.

Eine Alternative zu aufwendigen Experimenten zur Ermittlung frequenzabhängiger Rissfortschrittskurven bei Korrosionsermüdung bietet der Ansatz von (Jakubowski, 2017) nach Gl. (2.21):

$$\frac{da}{dN_f} = \frac{da}{dN_{\text{Luft}}} \cdot 0,1^k \cdot f^{-k} \cdot \left( \frac{\Delta K}{\Delta K_{\text{II-III}}} \right)^{-n} \quad (2.21)$$

mit:  $n = 1,2$

$k = 0,33$  (Mittelwert versuchsbasiert für Stähle mit  $f_y < 500$  MPa)

$\Delta K_{\text{II-III}} = 2766 \text{ N}/\text{mm}^{3/2}$

Mit dieser Gleichung ist es möglich, die frequenzabhängige Rissfortschrittsgeschwindigkeit von Korrosionsermüdungsrissen für die Region II auf der Grund-



lage der Rissfortschrittsrate an Luft zu berechnen. Die Gleichung enthält die Konstanten  $n$  und  $\Delta K_{II-III}$  sowie den Exponenten  $k$ , der den Einfluss aus variierenden Beanspruchungsfrequenzen berücksichtigt. Durch die Kenntnis der Wachstumsrate in Region II der Rissfortschrittskurve können die zugehörigen Rissfortschrittskennwerte ermittelt und innerhalb der Rissfortschrittsberechnung für den Fall der Korrosionsermüdung adäquat berücksichtigt werden.

#### 2.4.3.6 Berücksichtigung von Rissschließeffekten

Die Erkenntnisse zum Rissschließen gehen auf Untersuchungen von (Elber, 1970) zurück. Er stellte fest, dass ein Ermüdungsriss nur während eines Teils des Belastungszyklus vollständig geöffnet ist und selbst bei Zugbelastung in der Belastungsphase bis zu einem bestimmten Lastniveau geschlossen bleibt. In der Entlastungsphase schließt sich der Riss wiederum, noch bevor das Lastminimum erreicht ist. Infolgedessen ist nicht die gesamte Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  in Bezug auf die Rissausbreitung schädigungsrelevant. Vielmehr trägt ausschließlich der effektive zyklische Spannungsintensitätsfaktor  $K_{eff}$  in der eigentlichen Öffnungsphase zur Rissausbreitung bei (Kuna, 2008), wonach der Spannungsintensitätsfaktor für Rissöffnen  $K_{op}$  die Grenze zwischen dem geöffneten und dem geschlossenen Riss markiert, vgl. Abbildung 2.32.

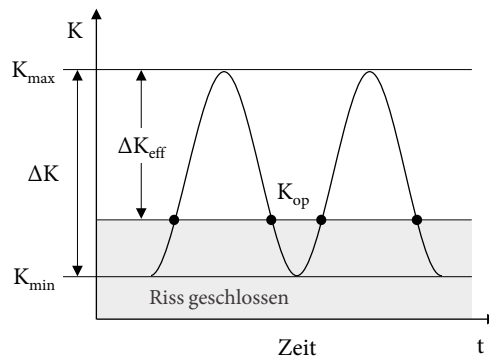


Abbildung 2.32: Rissschließeffekt mit effektivem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $K_{eff}$  und dem Spannungsintensitätsfaktor für Rissöffnen  $K_{op}$ , nach (Kuna, 2008)

Die Höhe des effektive Spannungsintensitätsfaktors ergibt sich nach Gl. (2.22) bzw. Gl. (2.23) demzufolge aus dem maximalen Spannungsintensitätsfaktor abzüglich dem Spannungsintensitätsfaktor für Rissöffnen, sofern dieser größer ist als der minimale Spannungsintensitätsfaktor:

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{op}} \quad \text{wenn } K_{\text{op}} > K_{\text{min}} \quad (2.22)$$

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} - K_{\text{min}} \quad \text{wenn } K_{\text{op}} \leq K_{\text{min}} \quad (2.23)$$

Der Spannungsintensitätsfaktor für Rissöffnen steht im Zusammenhang mit einer der wesentlichsten Ursachen für das Rissschließen, dem plastizitätsinduzierten Rissschließen: Während des Ermüdungsrisswachstums bilden sich sowohl an der Rissspitze als auch entlang der Rissflanken am Ermüdungsriss kontinuierlich plastisch verformte Zonen aus, die einen vorzeitigen Kontakt der Rissufer hervorrufen (Sander, 2018). Liegen darüber hinaus Druckeigenspannungen im Bereich des Ermüdungsrisses vor, die z. B. durch ein Behandlungsverfahren eingebracht werden, wird das Rissschließen zusätzlich begünstigt und die effektiven Spannungsintensitätsfaktoren werden dadurch verringert (Schütz, 1997).

Bruchmechanisch können oberflächennah induzierte Druckeigenspannungen und daraus resultierende Rissschließeffekte, die sich in der frühen Phase des Risswachstums reduzierend auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit auswirken, nach einem von (Walbridge und Nussbaumer, 2006) vorgestellten Ansatz erfasst werden. Diese werden gemeinsam mit plastizitätsinduzierten Rissschließeffekten im Spannungsintensitätsfaktor für Rissöffnen gemäß Gl. (2.24) berücksichtigt:

$$K_{\text{op}} = -(K_{\text{res}} + K_{\text{pl}}) \quad (2.24)$$

Hierbei kann die Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors für die Plastizierungen an der Rissspitze  $K_{\text{pl}}$  basierend auf Gl. (2.25) empirisch nach (Bremen, 1989) erfolgen:

$$K_{\text{pl}} = -\text{MIN}\left(\frac{0,2}{1 - R_{\text{eff}}}; 0,28\right) \cdot (K_{\text{max}} + K_{\text{res}}) \quad (2.25)$$

Das effektive Spannungsverhältnis  $R_{\text{eff}}$  wird nach Gl. (2.26) dabei auf folgende Weise berechnet:

$$R_{\text{eff}} = \frac{K_{\text{min}} + K_{\text{res}}}{K_{\text{max}} + K_{\text{res}}} \quad (2.26)$$

Die Eigenspannungszustände fließen mithilfe des zugehörigen Spannungsintensitätsfaktors  $K_{\text{res}}$  ein. Dieser wird basierend auf einem Tiefenverlauf der Eigenspannungen in Richtung des Rissfortschritts, zugehörig zum jeweiligen Rissinkrement, bestimmt. Eine zu diesem Zweck häufig verwendete Berechnungsmethode stellt die Gewichtsfunktion nach (Shen et al., 1991) dar, (vgl. Abschnitt 2.4.3.2). Unter Verwendung eines Eigenspannungstiefenverlaufs  $\sigma^{\text{ES}}(x)$  kann die Berechnung von  $K_{\text{res}}$  in folgender modifizierter Form nach Gl. (2.27) erfolgen:

$$K_{\text{res}} = \int_0^a \sigma^{\text{ES}}(x) \cdot m(x, a) \, dx \quad (2.27)$$

Schließlich werden die Effekte des Risschließens bei der Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer berücksichtigt, indem gemäß Gl. (2.28) anstelle des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors  $K$  der effektive Spannungsintensitätsfaktor  $K_{\text{eff}}$  verwendet wird:

$$N_p = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C \cdot \Delta K_{\text{eff}}^m} \quad (2.28)$$

#### 2.4.3.7 Berücksichtigung der Rissgeometrie

Innerhalb von LEBM-Berechnungen werden der Ermüdungsriss und sein Wachstum anhand von diskretisierten Geometrieparametern erfasst. Dabei wird die Rissfortschrittslebensdauer  $N_p$  zwischen der Anfangsrisstiefe  $a_0$  und der finalen Risstiefe  $a_f$  berechnet. Die Form, die der Riss zwischen diesen Integrationsgrenzen annimmt, wird im Falle eines halbelliptischen Oberflächenrisses durch den Quotienten aus der Risstiefe  $a$  und der halben Risslänge  $c$  beschrieben (s. Abbildung 2.33), dem so genannten  $a/c$ -Verhältnis oder Halbachsenverhältnis.

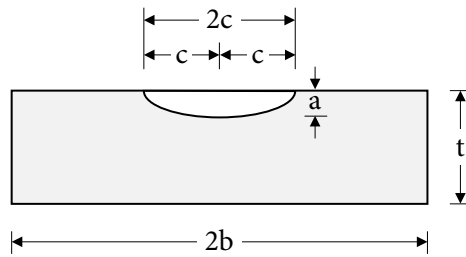


Abbildung 2.33: Halbelliptischer Oberflächenriss in einer endlichen Platte mit Risstiefe  $a$  und Risslänge  $2c$

### Anfangsrisstiefe

Eine wesentliche Einflussgröße bei der Rissfortschrittsberechnung ist zunächst die Wahl einer geeigneten Anfangsrisstiefe. Sie stellt die geometrische Grenze zwischen dem Kurz- und dem Langrisswachstum dar, also die Abgrenzung zwischen technischer Risseinleitung und technischem Rissfortschritt. Sie ist eine konzeptionelle Eingangsgröße der LEBM, da dieser Übergang in der Realität fließend verläuft (Kitagawa und Takahashi, 1976; Stephens et al., 2000).

In der Praxis ist es üblich, die Entstehung eines ausbreitungsfähigen Risses und damit die verwendete Anfangsrisstiefe auf die Auflösungsgrenze der zerstörungsfreien Prüfverfahren (ZfP) zu beziehen (Suresh, 1998). Hierzu gibt die FKM-Richtlinie (Berger et al., 2018) Anhaltswerte für die Risserkennbarkeit durch ZfP, die in Bezug auf die Risstiefe zwischen 0,1 mm und 1,0 mm und hinsichtlich der Risslänge von 1,0 mm bis 2,0 mm variieren. Liegt eine konkrete Rissgröße als Ergebnis einer zerstörungsfreien Prüfung vor, so kann diese explizit als Anfangsrisstiefe zur Berechnung der Restlebensdauer dienen (Radaj und Vormwald, 2007).

Gemäß der FKM-Richtlinie (Berger et al., 2018) ist das K-Konzept speziell zur Charakterisierung des Wachstums von Makrorissen – also von langen Rissen – geeignet. Diese gilt es getrennt zu mikrostrukturell kurzen Rissen zu bewerten, die im Allgemeinen Abmessungen kleiner als 0,5 mm aufweisen. Dies begründet sich dadurch, dass die Anwendung des linear-elastischen Spannungsintensitätsfaktors bei kurzen Rissen zu einer Überschätzung der Lebensdauer führen kann, da solche Mikrorisse bei gleicher zyklischer Beanspruchung schneller wachsen als Makrorisse. Daher wird nach der FKM-Richtlinie die Anwendung der LEBM auf Basis

des Spannungsintensitätsfaktors zur Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer für Makrorisse mit einer Anfangsrisstiefe von mindestens 0,5 mm empfohlen. Ebenso wird nach DNVGL-RP-C203 diese Tiefe für Oberflächenrisse am Schweißnahtübergang angeraten, sofern keine genaueren Angaben zur Rissgröße vorliegen.

### **Rissgeometrieentwicklung – Rissform und Halbachsenverhältnis**

Ein wesentlicher Bestandteil für eine verlässliche Rissfortschrittsanalyse ist eine zutreffende Berücksichtigung der Rissform (Radaj et al., 2006). Diese geht als idealisierter Geometrieparameter anhand des  $a/c$ -Verhältnisses in die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors ein und beeinflusst maßgeblich das Ergebnis der Rissfortschrittslebensdauer.

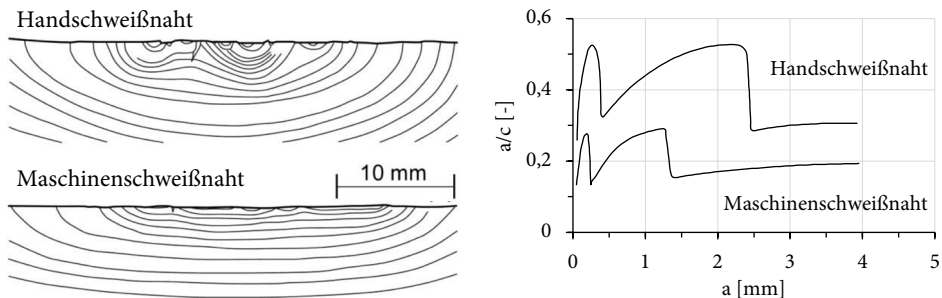
Für Oberflächenrisse, die im mittleren Bereich des Schweißnahtübergangs auftreten, wird die komplexe Risskontur für gewöhnlich als halbelliptisch mit variablem  $a/c$ -Verhältnis angenähert. Dabei wird das anfängliche Halbachsenverhältnis für Schweißverbindungen zu  $a/c = 0,1 - 0,5$  angenommen (Radaj, 1990). Der Rissfortschritt kann berechnet werden, indem dieser entweder getrennt für die Oberfläche und für den tiefsten Punkt des Risses bestimmt wird oder indem die Entwicklung des Halbachsenverhältnisses mit der Risstiefe als Zwangsbedingung vorgegeben wird, wodurch die Berechnung am Oberflächenpunkt entfällt. Ein stark vereinfachter Ansatz ist die Annahme eines durchgängig konstanten  $a/c$ -Verhältnisses. Da sich dieses Verhältnis jedoch in der Realität mit dem Wachstum des Risses ändert, ist dieser Ansatz für reale Anwendungen nicht geeignet (Zerbst und Madia, 2022). Daher wurden u.a. von (Engesvik und Moan, 1983; Bell und Vosikovskiy, 1992) analytische Ansätze für Schweißverbindungen entwickelt, um die sich ändernden Halbachsenverhältnisse über die Risstiefe abschätzen und rechnerisch berücksichtigen zu können, wenn auch mit einer starken Vereinfachung der realen Gegebenheiten (Zerbst, 2015).

Insbesondere bei Schweißnähten ist die Rissbildung durch das Zusammenwachsen von annähernd kreisförmigen Mikrorissen gekennzeichnet (Radaj und Vormwald, 2007). Breite Rissfronten, die sich über die gesamte Schweißnahtlänge erstrecken, wurden unter anderem von (Weich, 2009) festgestellt. Basierend auf Bruchflächenanalysen in Kombination mit thermographischen Untersuchungen

nach einer von (Medgenberg, 2007) entwickelten Methode zur Rissfrüherkennung zeigte sich an unbehandelten Stumpfnähten, dass derartige Rissfronten eine Folge von vielen Anrissen sind, die entlang des gesamten Schweißnahtübergangs entstehen und bereits oberflächennah zusammenwachsen. So bilden diese frühzeitig den zum Versagen führenden Riss.

Dieses Phänomen wird als Risskoaleszenz bezeichnet, wobei das Zusammenwachsen koplanarer Risse durch einen umhüllenden Einzelriss approximiert werden kann, wenn spezifische Interaktions- bzw. Wechselwirkungskriterien erfüllt sind (s. DVS-Merkblatt 2401 oder Berger et al., 2018). Vereinfachend werden für Schweißnähte ersatzweise lange Rissfronten mit geringem  $a/c$ -Verhältnis empfohlen, anstatt die Koaleszenzereignisse zu modellieren (Radaj et al., 2006).

Die ausgeprägte Risskoaleszenz an Schweißverbindungen ist auf die geometrische Unregelmäßigkeit der Schweißnähte zurückzuführen. Diese Unregelmäßigkeiten beeinflussen die Entwicklung des  $a/c$ -Verhältnisses und sind, wie von (Otegui et al., 1991) festgestellt wurde, vom Fertigungsverfahren abhängig, vgl. Abbildung 2.34a. Gegenüber Handschweißnähten weisen Maschinenschweißnähte eine gleichmäßigere Nahtgeometrie auf, wodurch die Anzahl an Rissinitiierungsstellen bzw. Arrestorten über die Schweißnaht hinweg homogener verteilt sind (Zerbst et al., 2019). Dies wirkt sich, wie in Abbildung 2.34b zu sehen, auf die Entwicklung der Rissgeometrie in Tiefenrichtung aus.



(a) Rissform in Abhängigkeit des Fertigungsverfahrens

(b) Entwicklung der Rissgeometrie, auf Basis der Daten von (Otegui et al., 1991)

Abbildung 2.34: Entwicklung der Rissgeometrie in Tiefenrichtung, nach (Zerbst, 2015)

**Finale Risstiefe (Endrisstiefe)**

Die finale Risstiefe  $a_f$  definiert die obere Integrationsgrenze und damit den Zeitpunkt, an dem die Berechnung der Restlebensdauer des Bauteils endet. Diese maximal zulässige Risstiefe kann nach dem British Standard BS 7608 in Bezug auf verschiedene Versagensmodi festgelegt werden. Ein gängiges Kriterium zur Festlegung der Endrisstiefe ist die Gleichsetzung mit dem instabilen Bruch, der bei Erreichen des kritischen Spannungsintensitätsfaktors  $K_c$  einsetzt. Nach (Radaj et al., 2006) kann in vielen Anwendungsfällen ersatzweise eine Oberflächenrisstiefe von der Hälfte oder zwei Dritteln der Wanddicke als Grenzrisstiefe angesetzt werden. Gemäß dem DVS-Merkblatt 2401 sind entsprechende Vereinfachungen im Berechnungsablauf durchaus üblich. Obwohl auf der Grundlage dieses Ansatzes konservative Rissfortschrittslebensdauern ermittelt werden, ist der Einfluss auf das Berechnungsergebnis oftmals vernachlässigbar. Dies wird darauf zurückgeführt, dass zum Ende der Lebensdauer eine stark beschleunigte Rissfortschrittsrate vorliegt und die abschließenden Stadien des Risswachstums daher nur einen geringen Anteil der verbleibenden Lebensdauer in Anspruch nehmen.





# 3 Experimentelle Untersuchungen am Konstruktionsdetail Quersteife

Aktuell existieren für die Praxis keine Regelungen, die einen planmäßigen Einsatz HFH-behandelter Schweißnähte in korrosiver Umgebung zulassen. Der zuvor dargestellte Kenntnisstand zeigt, dass dies in erster Linie auf eine äußerst limitierte experimentelle Datenbasis zurückzuführen ist. Für eine umfassende Beurteilung der Wirksamkeit der HFH-Verfahren bei Korrosionseinfluss werden daher weitere experimentelle Untersuchungsergebnisse benötigt.

Eine wesentliche Grundlage zur Erweiterung der Datenlage und zur Entwicklung abgesicherter Bemessungsempfehlungen bilden die Korrosionsermüdungsversuche des Forschungsprojektes HFH-Korrosion „Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses“ von (Ummenhofer et al., 2018). Die in dem Forschungsprojekt durchgeführten Versuche am Konstruktionsdetail Quersteife werden in diesem Kapitel vorgestellt und um weiterführende, auf den Erkenntnissen des genannten Projektes aufbauende Untersuchungen ergänzt. In diesem Zusammenhang werden Auszüge bisheriger Veröffentlichungen zur Vollständigkeit erneut vorgestellt.

## 3.1 Berücksichtigung korrosiver Einflüsse

Die Methodik der Korrosionsermüdungsversuche wird in Abbildung 3.1 dargestellt. Um die Korrosionseinflüsse aufzuzeigen, finden drei experimentelle Methoden Anwendung. Ergänzend zu den im Forschungsprojekt (Ummenhofer et al., 2018) eingesetzten Methoden der sequenziellen und simultanen Korrosion M1 wird eine Kombination dieser Varianten (simultane Korrosion M2) untersucht.

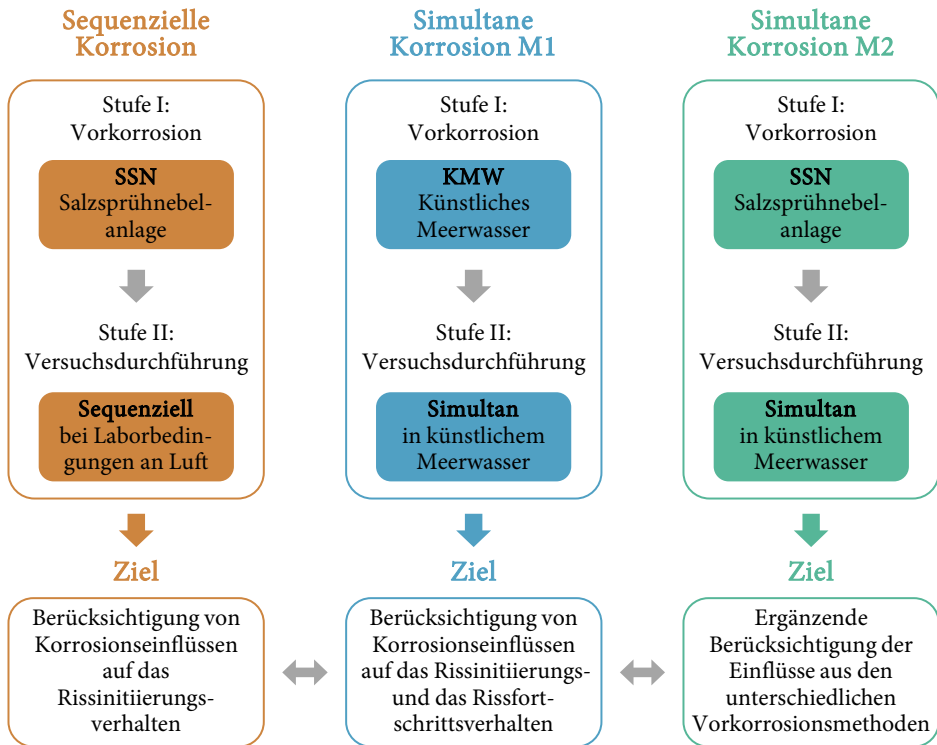


Abbildung 3.1: Methodik der Korrosionsermüdungsversuche, aufbauend auf (Ummenhofer et al., 2018)

In der ersten Stufe werden die Probekörper in der Salzsprühnebelanlage oder in künstlichem Meerwasser vorkorrodieren. Die konkrete Anwendung dieser Vorkorrosionsmethoden wird im weiteren Verlauf in Abschnitt 3.3.5 erläutert. In der zweiten Phase werden die Versuche wie in Abschnitt 3.5.1. beschrieben durchgeführt. Sequenzielle Versuche werden an Luft durchgeführt. Simultane Versuche finden hingegen in künstlichem Meerwasser statt, nachfolgend aus Gründen der besseren Lesbarkeit teils rein als Meerwasser bezeichnet.

Das Ziel ist es, das Ermüdungsverhalten unter Berücksichtigung zweier verschiedener Vorkorrosionsmethoden und getrennt für die Phasen der Rissinitiation sowie des Rissfortschritts zu untersuchen.

## 3.2 Versuchsprogramm

Tabelle 3.1 zeigt die durchgeführten Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche. Die Nomenklatur der jeweiligen Versuchsserie ergibt sich aus den Abkürzungen des Behandlungszustands, der Vorkorrosionsmethode, der Prüfumgebung und der Belastungsart.

Tabelle 3.1: Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche am geschweißten Konstruktionsdetail Quersteife; Werkstoff S355J2+N;  $t = 25$  mm;  $R = 0,1$ ;  $f_{\text{KMW}} = 1$  Hz

Nomenklatur der Versuchsserie	Behandlungszustand	Vorkorrosionsmethode	Prüfumgebung	Belastungsart
AW SSN B*	AW	SSN	Luft	Biegung
AW KMW B	AW	KMW	KMW	Biegung
HFH unkor B*	HFH	-	Luft	Biegung
HFH SSN Ax	HFH	SSN	Luft	Axialer Zug
HFH SSN B*	HFH	SSN	Luft	Biegung
HFH KMW B*	HFH	KMW	KMW	Biegung
HFH SSN KMW B*	HFH	SSN	KMW	Biegung

\* durch Rastlinienuntersuchungen begleitet, vgl. Abschnitt 3.6

Das Versuchsprogramm beinhaltet insgesamt 77 Probekörper des Konstruktionsdetails Quersteife. Innerhalb definierter Serien werden die Einstufenversuche durch Rastlinienuntersuchungen begleitet. Die Versuche werden zugschwellend mit einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  am Werkstoff S355J2+N mit einer Blechdicke von  $t = 25$  mm durchgeführt. Für die simultan in Meerwasser durchgeführten Versuche wird eine Prüffrequenz von 1 Hz festgelegt, um korrosive Einflüsse auf den Rissfortschritt zu berücksichtigen, vgl. Abschnitt 2.3.4.2. Da bei Versuchen an Luft kein nennenswerter Frequenzeinfluss besteht, werden sequenzielle Versuche bei erhöhter Frequenz durchgeführt.

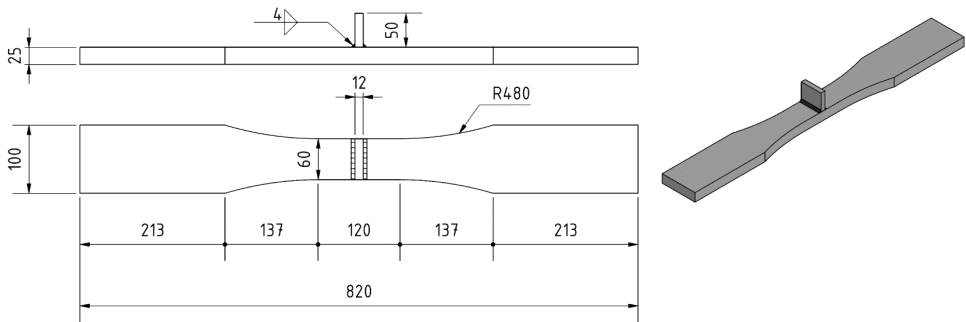
Die Versuchsserien AW SSN B und AW KMW B betrachten Probekörper im unbehandelten Zustand. Durch die Anwendung der sequenziellen Korrosion an der einen und der simultanen Korrosion an der anderen Serie lassen sich die beiden Methoden, unabhängig etwaiger sich aus der Nachbehandlung ergebenden

Effekte, gegenüberstellen. Vergleicht man anschließend diese beiden mit den Serien HFH SSN B und HFH KMW B, ist es möglich, das Potenzial der HFH-Nachbehandlung bei Anwendung in korrosiver Umgebung zu beurteilen. Die Serie HFH SSN KMW B liefert weitere Erkenntnisse über die Einflüsse der beiden Vorkorrosionsmethoden. Die Probekörper der Serie HFH SSN Ax werden unter axialer Zugbelastung geprüft. Indem die Ergebnisse dieser Serie den unter Biegebelastung durchgeführten Versuchsserien gegenübergestellt werden, werden Einflüsse aus der Belastungsart aufgezeigt. Um eine Referenz zu schaffen und somit eine bessere Einordnung der Versuche unter Korrosionseinfluss zu ermöglichen, wird das Versuchsprogramm um die Serie HFH unkor B mit unkorrodierten Probekörpern ergänzt.

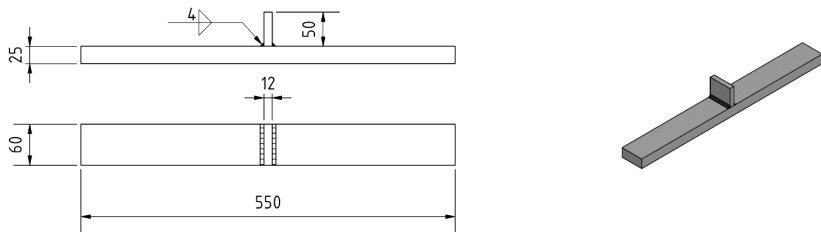
## **3.3 Fertigung und Vorbereitung der Probekörper**

### **3.3.1 Probekörpergeometrie**

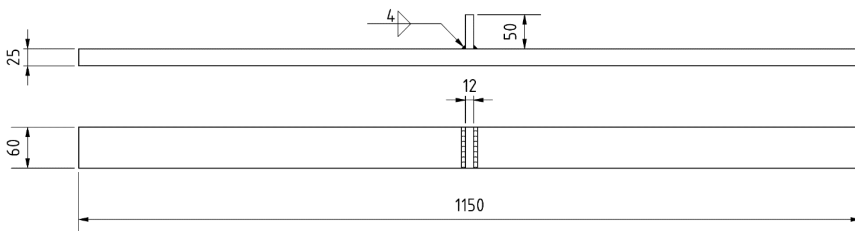
Die Abmessungen der Probekörper des Konstruktionsdetails Quersteife mit einseitig aufgeschweißter Steife werden in Abbildung 3.2 gezeigt. Bei deren Konzeption ist zu beachten, dass durch die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit am Nahtübergang erhöht wird. Da axial belastete Probekörper in der Zugprüfmaschine eingespannt werden, liegen neben den Lastspannungen zusätzliche lokale Spannungen an der Einspannstelle vor. Wenn Prüf- und Einspannquerschnitt konstante Abmessungen aufweisen, könnte sich das Ermüdungsversagen in den nicht untersuchungsrelevanten Bereich der Einspannung verlagern. Die in Anhang B aufgeführten Untersuchungen aus der Literatur belegen jedoch, dass dies bisher nur in Einzelfällen bei untaillierten Probekörpern der Quersteife aus normalfestem Werkstoff auftrat. Dennoch könnte ein zusätzlicher Korrosionseinfluss ein derartiges Versagensverhalten aufgrund korrodierter Einspannflächen begünstigen. Inwieweit dies möglich ist, war im Vorfeld an die Versuchsdurchführung nicht abschätzbar. Daher wird in diesen Bereichen ein vergrößerter Querschnitt durch Taillierung angeordnet, um einem ungewollten Ermüdungsversagen an der Probekörpereinspannung vorzubeugen. Diese Notwendigkeit entfällt für die Probekörper der Ermüdungsversuche, die unter Biegebelastung geprüft werden.



(a) Probekörper für Ermüdungsversuche unter axialer Zugbelastung (Serie HFH SSN Ax)



(b) Probekörper für Ermüdungsversuche unter Biegebelastung (Serie HFH SSN B)



(c) Probekörper für Ermüdungsversuche unter Biegebelastung (übrige Serien)

Abbildung 3.2: Probekörperabmessungen in [mm] des geschweißten Konstruktionsdetails Quersteife

### 3.3.2 Werkstoff

Die experimentellen Untersuchungen werden am Werkstoff S355J2+N (1.0577) nach DIN EN 10025-2 durchgeführt. In Anhang E ist das zugehörige Abnahmeprüfzeugnis 3.1 des Herstellers nach DIN EN 10204 enthalten. Das Grundblech wird als Stahltafel mit Nenndicke 25 mm im Format 6000 mm x 2500 mm von der

Dillinger Hütte zur Verfügung gestellt. Die Walzrichtung entspricht der Längsrichtung der Blechtafel (größere Abmessung). Die mechanischen Eigenschaften des Werkstoffs sind in Tabelle 3.2 angegeben. Diese erfüllen die Mindestanforderungen nach DIN EN 10025-2.

Tabelle 3.2: Mechanische Eigenschaften des verwendeten Grundwerkstoffs mit Blechdicke  $t = 25$  mm, gemäß dem Abnahmeprüfzeugnis des Herstellers

Werkstoff	Norm	Streckgrenze [MPa]	Zugfestigkeit [MPa]	Bruchdehnung [%]	Kerbschlagarbeit bei -20°C [J]
S355J2+N	DIN EN 10025-2	369	549	33	225

Die chemische Zusammensetzung des Werkstoffs wird in Tabelle 3.3 den zulässigen Grenzwerten der DIN EN 10025-2 für Erzeugnisdicken zwischen 16 mm und 40 mm gegenübergestellt. Es ist ersichtlich, dass die normativen Vorgaben an die chemische Zusammensetzung eingehalten werden.

Tabelle 3.3: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs S355J2+N; Masseanteile der Schmelzanalyse in [%] aus dem Abnahmeprüfzeugnis des Herstellers und für die Grenzwerte nach DIN EN 10025-2

Bezug	C	Si	Mn	P	S	Cu	Mo	Ni	Cr	V	Al-T
Werkstoff der Untersuchungen	0,162	0,534	1,56	0,012	0,0007	0,028	0,011	0,024	0,041	0,001	0,045
Grenzwerte nach Norm	0,200	0,550	1,60	0,025	0,0250	0,550	-	-	-	-	-

### 3.3.3 Fertigung der geschweißten Probekörper

Die schweißtechnische Fertigung erfolgt bei der Firma Schachtbau Nordhausen GmbH. Zunächst werden aus der Blechtafel kleinere Formate herausgetrennt, um die Handhabbarkeit zu verbessern. Dazu wird die Blechtafel in Längs- und damit Walzrichtung in Abhängigkeit der jeweiligen Probekörperlänge geteilt. Weiter

wird ein halbierender Trennschnitt in der Breite ausgeführt, wodurch zwei Abschnitte mit einer jeweiligen Breite von 1250 mm entstehen.

Im Vorfeld an den Schweißvorgang wird die Oberfläche des Grundblechs im zu verschweißenden Bereich abgeschliffen, um den Grundwerkstoff frei zu legen. Anschließend werden die Steifen quer zur Walzrichtung mittig auf dem Grundblech ausgerichtet und angeheftet.

Die Doppelkehlnähte werden in Horizontalposition mit einem vorgesehenen a-Maß von 4 mm und einem vorgesehenen Nahtanstiegswinkel von  $45^\circ$  in einer Schweißlage hergestellt. Als Schweißprozess wird das Metall-Aktivgasschweißen (MAG, 135) nach DIN EN ISO 4063 eingesetzt. Die verwendeten Schweißparameter sind in Tabelle 3.4 aufgeführt und der ausführlichen Schweißanweisung (WPS) aus Anhang F entnommen. Der Schweißprozess verläuft vollmechanisiert. Dazu wird der Schweißbrenner an einen Fahrwagen (Schweißtraktor) montiert und mit definierter Verfahrgeschwindigkeit über das Werkstück geführt. Als Schweißzusatzwerkstoff wird G 50 5 M G4Si1 nach DIN EN ISO 14341 verwendet.

Tabelle 3.4: Schweißparameter

Lage	Prozess nach DIN EN ISO 4063	Elektroden- durchmesser [mm]	Strom- stärke [A]	Lichtbogen- spannung [V]	Strom- art	Draht- vorschub [m/min]	Schweißge- schwindigkeit [cm/min]	Eff. Wärme- einbringung* [kJ/cm]
1	v135	1,2	280 - 300	31 - 33	DC / +	10 - 11	40 - 45	9,8 - 12,6

\* Grenzwerte der effektiven Wärmeeinbringung bei Annahme eines thermischen Wirkungsgrads von 0,85

Die verschweißten Bleche werden zur Firma WJW GmbH geliefert, um die einzelnen Probekörper durch Wasserstrahlschnitte aus den Blechen herauszutrennen. Die Trennung erfolgt per Standardschnitt, nur zwischen den Kehl Nähten wird im Bereich der Steife ein Qualitätsschnitt ausgeführt. Um Schweißnahtansatzstellen an den Probekörpern zu vermeiden, werden Streifen mit einer Breite von mindestens 10 mm ausgehend von den Blechenden abgetrennt.

### 3.3.4 HFH-Behandlung und Kantennachbearbeitung

Es folgt die manuelle Nachbehandlung der Schweißnahtübergänge durch Anwendung der beiden HFH-Verfahren HiFIT und PIT, jeweils durch qualifiziertes Fachpersonal der Gerätehersteller (vgl. Abbildung 3.3). Beim HiFIT-Verfahren wird ein Pin mit Radius 1,5 mm eingesetzt. Für das PIT-Verfahren wird ein Pin mit Radius 2,0 mm verwendet. Die Nachbehandlung wird ausschließlich am ermüdungskritischen Nahtübergang zwischen Grundblech und Kehlnaht durchgeführt.



(a) HiFIT-Verfahren



(b) PIT-Verfahren

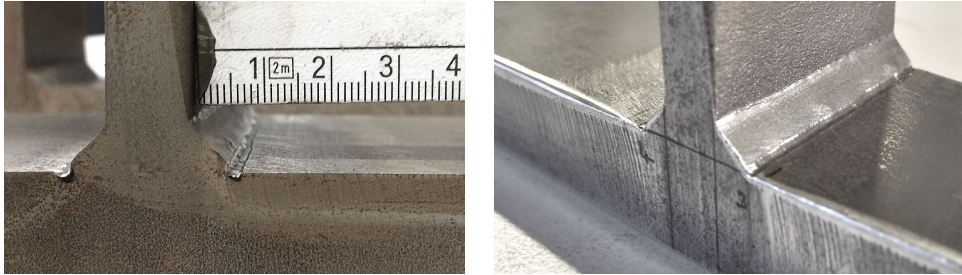
Abbildung 3.3: Manuelle HFH-Behandlung der Probekörper

Die Abbildung 3.4a zeigt das Behandlungsergebnis nach HFH-Anwendung. Im Anschluss an die HFH-Behandlung werden die erzeugten Behandlungsspuren durch den jeweiligen Bediener im Hinblick auf eine vollständige Behandlung des Nahtübergangs visuell überprüft. Bei Bedarf wird der Behandlungsprozess wiederholt, sodass keine Restkerbe verbleibt. Im Rahmen der HiFIT-Behandlung wird zusätzlich eine Tiefenlehre eingesetzt, um die Eindringtiefe zu überprüfen.

An den Enden der Schweißnahtübergänge ergibt sich durch das Hämmern ein Grat, welcher mithilfe einer Feile händisch entfernt wird. Um einen fertigungs- bzw. nachbehandlungsbedingten Ermüdungsrissausgang ausgehend von den Schnittkanten oder Schnittflächen zu vermeiden, werden diese mit einer Fächer-



scheibe mechanisch beschliffen, vgl. Abbildung 3.4b. Im Bereich des nachbehandelten Übergangs erfolgt das Beschleifen händisch mithilfe eines Vlieses.



(a) Behandlungsspur mit Grat an der Schnittkante

(b) Probekörper nach Kantenbearbeitung

Abbildung 3.4: HFH-behandelte und nachbearbeitete Probekörper

Um korrosionsbedingten Ermüdungsrisse an den Schnittkanten und Schnittflächen entgegenzuwirken, werden diese im Bereich des Prüfquerschnitts beschichtet, wodurch eine örtliche Werkstoffschädigung infolge der Vorkorrosion verzögert wird. Die Beschichtung wird mit dem Lackmarker Edding 751 vorgenommen, da dieser innerhalb von Voruntersuchungen des KIT die höchste Korrosionsbeständigkeit im Vergleich zur Verwendung von Zinkstaubfarbe, Zinkspray und Zaponlack-Spray aufwies, vgl. (Ummenhofer et al., 2018).

### 3.3.5 Anwendung von Labormethoden zur Vorkorrosion

#### 3.3.5.1 Auslagerung in Salzsprühnebel

Die neutrale Salzsprühnebelprüfung nach DIN EN ISO 9227 erfolgt in der Korrosionskammer des KIT (s. Abbildung 3.5). Unter Berücksichtigung der normativen Vorgaben wird die Salzsprühnebelkammer zuvor an Referenzproben kalibriert, vgl. (Ummenhofer et al., 2018). Die Probekörper der vorgesehenen Versuchsserien werden auf Ständern aus Polypropylen platziert. Basierend auf Ergebnissen zu korrosionsbedingten Rauheitserhöhungen und Abrostungen aus Voruntersuchungen mit variierenden Prüfdauern, wird die Auslagerungsdauer in der Salzsprühnebelkammer auf 240 Stunden, gleich 10 Tage, festgelegt.



Abbildung 3.5: Exemplarischer Aufbau in der Salzsprühnebelkammer, aus (Ummenhofer et al., 2018)

### 3.3.5.2 Auslagerung in künstlichem Meerwasser

Die Vorkorrosion durch Auslagerung in künstlichem Meerwasser wird an der Hochschule München vorgenommen. Angemischt wird das Meerwasser auf Basis des Regelwerks ASTM D1141-98 ohne die Zugabe von Schwermetallen. Die Probekörper werden in einem Becken aus nichtrostendem Stahl platziert, wobei sich der Prüfquerschnitt vollständig unterhalb der Wasseroberfläche befindet, vgl. Abbildung 3.6a.



(a) Ausgelagerte Probekörper



(b) Entnahme nach Auslagerungsende

Abbildung 3.6: Verwendung von künstlichem Meerwasser zur Vorkorrosion, aus (Ummenhofer et al., 2018)

Die konstante Qualität des Meerwassers wird durch ein Mess- und Regelsystem gewährleistet, das im Rahmen von Vorversuchen an Kleinteilproben validiert wird, vgl. (Ummenhofer et al., 2018). Die Tabelle 3.5 fasst Grenzwerte der Überwachungsparameter zusammen, die in Anlehnung an die Untersuchungen von (Leeuwen, 1981; Oberparleiter, 1986) festgelegt werden und gibt Aufschluss über die jeweilige Mess- und Regelungsart.

Tabelle 3.5: Definierte Überwachungsparameter für künstliches Meerwasser nach ASTM D1141-98, in Anlehnung an (Leeuwen, 1981; Oberparleiter, 1986)

Überwachungsparameter	Grenzwerte	Messung	Regelung
Sauerstoffgehalt	92 - 95 %	Sonde	Automatisch
Salzgehalt	32 - 37 mg/l	Sonde	Manuell
pH-Wert	7,8 - 8,2	Sonde	Manuell
Temperatur	22 ± 2°C	Sonde	Entfällt (Grenzwerteinhaltung)
Chlorgehalt	18 - 21 mg/l	Labor	Entfällt (Grenzwerteinhaltung)
HCO <sub>3</sub>	0,08 - 0,25 mg/l	Labor	Entfällt (Grenzwerteinhaltung)

Der Grenzwertbereich des Sauerstoffgehalts wird mithilfe einer Sonde in Echtzeit überwacht und die Grenzwerteinhaltung durch automatische Sauerstoffzufuhr sichergestellt. Dazu werden Luftausströmer in einem Raster von ca. 150 x 150 mm am Boden des Auslagerungsbeckens befestigt. Durch eine Pumpe wird das Becken stetig mit der benötigten Menge an Luft versorgt, was zudem die Wasserbewegung und damit die Durchmischung des Korrosionsmediums begünstigt. Veränderungen des Salzgehalts und des pH-Werts sind auf Wasserverdunstungen zurückzuführen. Zeigt eine Sonde eine Grenzwertüberschreitung einer der beiden Überwachungsparameter an, wird diese durch manuelle Zugabe von chemisch reinem Wasser ausgeglichen. Der Salzgehalt wird bei Unterschreitung des Grenzwertbereichs durch Zugabe von Natriumchlorid erhöht. Ist eine Erhöhung des pH-Werts notwendig, so wird Natriumhydroxid zugegeben. Die Vorkorrosion der Probekörper wird im Temperaturbereich zwischen 20 und 24°C durchgeführt. Der Chlorgehalt und die Konzentration an Hydrogencarbonat (HCO<sub>3</sub>) werden durch periodische Entnahmen von Wasserproben und deren anschließende Untersuchung im Labor für Bauchemie der Hochschule München überprüft. Es wird

festgestellt, dass die Grenzwerte durchweg eingehalten werden. Somit entfällt die Notwendigkeit einer Regelung zur Korrektur der Parameter Chlorgehalt und  $\text{HCO}_3$ . Trübt sich das Korrosionsmedium erkennbar, wird es zwischen den Auslagerungs- bzw. Prüfzeiten durch neu angemischtes Meerwasser ausgetauscht.

Um eine, unabhängig von der Vorkorrosionsmethode, möglichst einheitliche Ausgangslage mit dem Fokus auf vergleichbare Randschichtzustände im HFH-behandelten Schweißnahtübergang zu schaffen, wird ein Auslagerungszeitraum von 720 Stunden, gleich 30 Tagen, gewählt. Erkenntnisse aus den Voruntersuchungen an Kleinteilproben zeigen, dass sich bei dieser Auslagerungsdauer der mittlere Oberflächenabtrag dem der 10-tägigen Salzsprühnebelprüfung annähert (Ummenhofer et al., 2018).

Nach Auslagerungsende werden die Probekörper aus dem Becken entnommen, das in Abbildung 3.6b dargestellte Korrosionsprodukt entfernt und die Oberflächen mit dem Lösungsmittel Aceton gereinigt. Vor der weiteren Verwendung werden die Probekörper für mindestens 10 Tage unter Laborbedingungen gelagert (Weinert et al., 2021b).

### 3.4 Probekörpercharakterisierung

Die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails Quersteife wird von verschiedenen Faktoren beeinflusst, wie in Kapitel 2 beschrieben. In diesem Abschnitt werden die geometrischen Einflüsse unter Berücksichtigung des Behandlungszustands betrachtet. Um deren Auswirkung auf die experimentell ermittelten Ermüdungsfestigkeiten abschätzen zu können, werden zugehörige Geometrieparameter durch Probekörpervermessungen erfasst. Zudem wird untersucht, ob und inwiefern geometrische Veränderungen infolge der Vorkorrosion auftreten. Die Schweißnahtgeometrie und der Winkelversatz werden im unbehandelten und unkorrodierten Ausgangszustand herangezogen, um fertigungsspezifische Qualitätsanforderungen nach DIN EN ISO 5817 zu überprüfen.

Ein allgemeiner Überblick über die Probekörpercharakterisierung wird in Abbildung 3.7 gegeben.

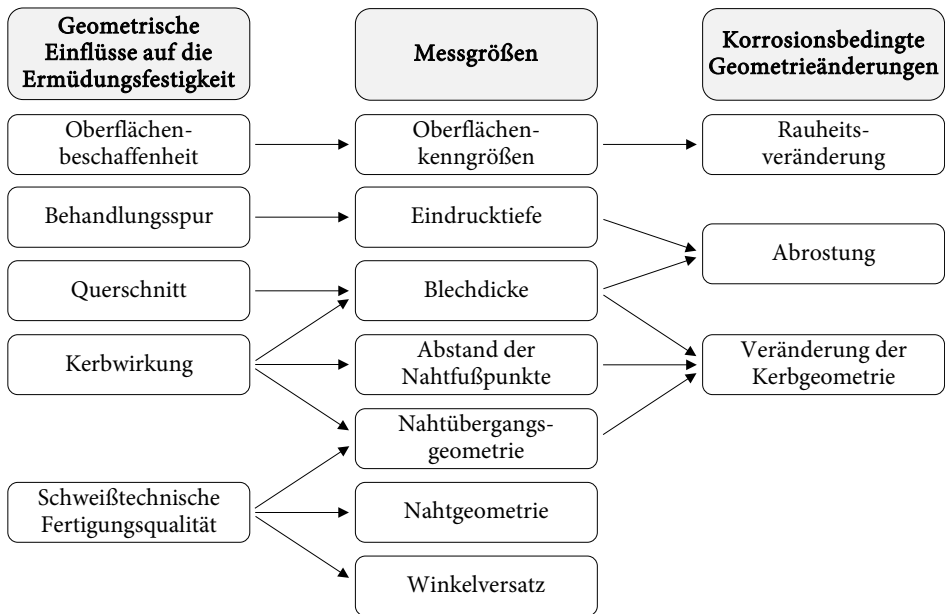


Abbildung 3.7: Probekörpercharakterisierung gemäß den geometrischen Einflüssen auf die Ermüdungsfestigkeit und unter Berücksichtigung von Korrosionseinflüssen

Die auf Basis der Probekörpercharakterisierung gewonnenen Geometriedaten werden darüber hinaus wie folgt genutzt:

- Verwendung als Eingangsgrößen für weiterführende analytische und numerische Berechnungen in den Abschnitten 4.2 und 4.3.
- Ableitung eines Geltungsbereichs der ermittelten Ermüdungsfestigkeiten.

### 3.4.1 Messablauf und Umgang mit den Messdaten

#### 3.4.1.1 Messzeitpunkte

Aus Abbildung 3.8 lässt sich entnehmen, zu welchen Zeitpunkten die Messungen im unkorrodierten bzw. korrodierten Zustand durchgeführt werden. Die Messungen an den unkorrodierten Probekörpern erfolgen im Anschluss an die Probekörperfertigung und die HFH-Behandlung. Die erfassten Messdaten dienen einerseits zur Charakterisierung des Ausgangszustands, andererseits kann durch diese

überprüft werden, ob die Qualitätsanforderungen an die schweißtechnische Fertigung eingehalten werden. Weiterhin kann das Behandlungsergebnis auf Basis der erfassten HFH-Spur geometrisch abgeschätzt werden. Mit Ausnahme von Nahtgeometrie und Winkelversatz werden die Messgrößen nach der Vorkorrosion erneut erfasst, um korrosionsbedingte Veränderungen zu analysieren. Vor jeder Messung werden die zu vermessenden Bereiche sorgfältig mit Aceton gereinigt. Nach vollständiger Charakterisierung stehen die Probekörper für die Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche zur Verfügung.

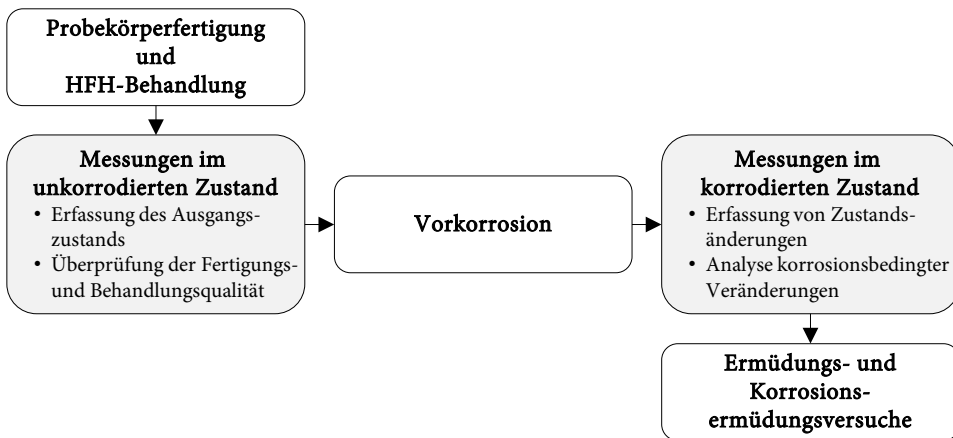


Abbildung 3.8: Zeitpunkt und Intention der Messungen

### 3.4.1.2 Auswertung der Messdaten

Zur Visualisierung der Lage und der Streuung der Messdaten werden Boxplots genutzt. Abbildung 3.9 erläutert den in dieser Arbeit verwendeten Boxplot-Aufbau nach (Rooch, 2014). Äußerste Extremwerte nach oben oder nach unten werden als Maximum respektive Minimum definiert.

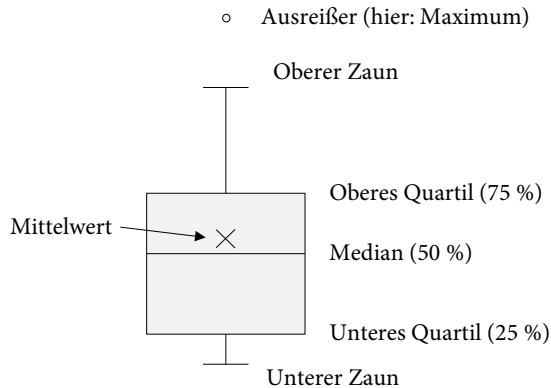


Abbildung 3.9: Erläuterung des Boxplot, in Anlehnung an die textliche Beschreibung von (Roach, 2014)

Ergänzend werden Ergebnisse der deskriptiven Statistik in einer Tabelle zusammengefasst, wobei folgende statistische Kennwerte angegeben werden:

- Mittelwert  $\mu$  oder Median  $\eta$  bei schiefer Verteilung von Messdaten
- Standardabweichung  $\sigma$
- Variationskoeffizient  $V$
- Minimum: Min
- Maximum: Max

### 3.4.2 Sichtprüfung und Mikroskopie der Oberfläche

Abbildung 3.10 zeigt die Oberflächenzustände HFH-behandelter Probekörper vor und im Anschluss an die korrosive Auslagerung. Infolge der Vorkorrosion ergeben sich deutlich erkennbare Oberflächenveränderungen, primär im geschliffenen Bereich nahe des Schweißnahtübergangs. Bei rein visueller Betrachtung scheint die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel inhomogene Oberflächenveränderungen hervorzurufen, vgl. Abbildung 3.10b. Anhand 20-fach vergrößerter Oberflächenaufnahmen zeigt sich, dass Teile der metallischen Oberfläche nahezu unkorrodiert erhalten bleiben, wohingegen in angrenzenden Bereichen Vertiefungen entstehen. Nach KMW-Auslagerung scheint die Oberfläche gleichmäßiger korrodiert zu sein,

jedoch sind auch hier Oberflächenveränderungen erkennbar, vgl. Abbildung 3.10c. Erhebliche korrosionsbedingte Veränderungen der Grundblech- oder Nahtübergangsgeometrie sind durch rein optische Betrachtung nicht feststellbar (Weinert et al., 2021b).

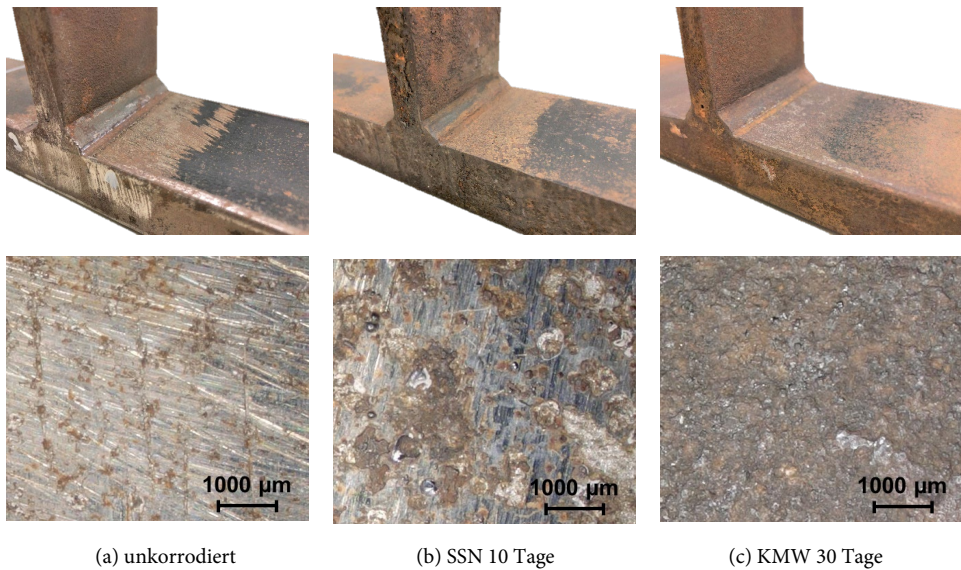


Abbildung 3.10: HFH-behandelte Probekörper in Abhängigkeit des Oberflächenzustands und zugehörige mikroskopische Aufnahmen (20x) nahe des Schweißnahtübergangs, aus (Weinert et al., 2021b)

### 3.4.3 Oberflächenbeschaffenheit

Um eine quantitative Beurteilung der korrosionsbedingten Oberflächenveränderungen infolge der eingesetzten Vorkorrosionsmethoden vornehmen zu können, werden Oberflächenrauheiten aufgenommen und ausgewertet.

#### 3.4.3.1 Erfassung der Oberflächenrauheit

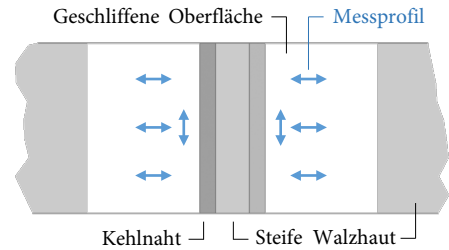
Es werden die in Abschnitt 2.1.5.1 erläuterten Rauheitskenngrößen  $R_a$ ,  $R_z$  und  $R_{max}$  auf Basis des Tastschnittverfahrens nach DIN EN ISO 4288 bestimmt. Dazu wird, wie in Abbildung 3.11a dargestellt, ein mobiles Rauheitsmessgerät eingesetzt. Die Messungen werden in Probekörperlängs- und -querrichtung im Bereich



des freigelegten Grundwerkstoffs, nahe des Schweißnahtübergangs, durchgeführt (Abbildung 3.11b). Für jeden Oberflächenzustand werden mindestens 72 Messprofile erfasst und die Rauheitskenngrößen geräteseitig ermittelt.



(a) Rauheitsmessung



(b) Messstellen nahe dem Nahtübergang (Draufsicht), in Anlehnung an (Weinert et al., 2021b)

Abbildung 3.11: Bestimmung der Rauheitskenngrößen durch das Tastschnittverfahren nach DIN EN ISO 4288

### 3.4.3.2 Ergebnisse zur Oberflächenrauheit

Die Auswertung der Rauheitskenngrößen wird in Abbildung 3.12 grafisch dargestellt. In Tabelle 3.6 werden die statistischen Ergebnisse zusammengefasst.

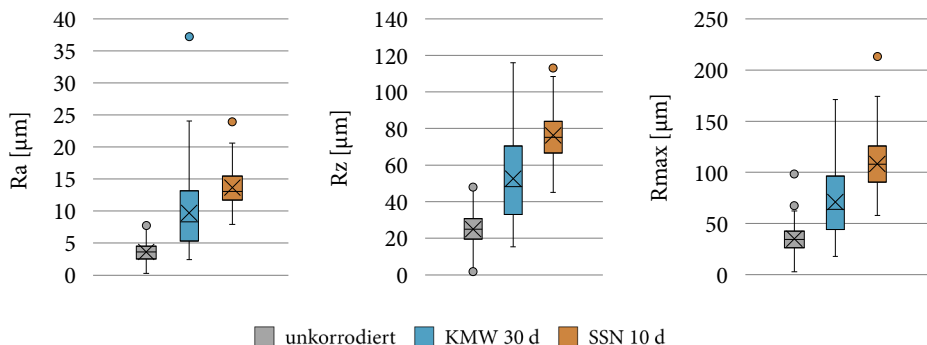


Abbildung 3.12: Rauheitskenngrößen in Abhängigkeit des Oberflächenzustands, in Anlehnung an (Weinert et al., 2021b)

Tabelle 3.6: Statistische Ergebnisse der Rauheitsmessungen

<b>Rauheits- kenngröße</b>	<b>Oberflächen- zustand</b>	<b><math>\mu</math></b> [ $\mu\text{m}$ ]	<b><math>\sigma</math></b> [ $\mu\text{m}$ ]	<b>V</b> [%]	<b>Min</b> [ $\mu\text{m}$ ]	<b>Max</b> [ $\mu\text{m}$ ]
Ra	unkorrodiert	3,6	1,7	47	0,3	8,0
	KMW 30 d	9,7	5,9	61	2,4	37,2
	SSN 10 d	13,6	3,0	22	7,9	23,9
Rz	unkorrodiert	24,9	10,3	41	1,8	48,0
	KMW 30 d	52,5	24,0	46	15,4	116,0
	SSN 10 d	76,3	14,6	19	45,1	116,6
Rmax	unkorrodiert	35,1	14,6	42	3,0	98,3
	KMW 30 d	71,2	32,9	46	18,0	171,1
	SSN 10 d	108,0	27,2	25	57,9	213,1

Bezugnehmend auf das Regelwerk ASME B46.1 ist die vorliegende Oberflächenqualität im unkorrodierten Ausgangszustand primär dem oberen Rauheitsbereich ( $1,6 \mu\text{m} < \text{Ra} < 6,3 \mu\text{m}$ ) und damit einer grob geschliffenen Oberfläche zuzuordnen.

Im Vergleich zum unkorrodierten Ausgangszustand ist festzustellen, dass beide Methoden der Laborkorrosion zu einer signifikanten Erhöhung der betrachteten Rauheitskenngrößen führen. Die Vorkorrosion durch KMW führt zu mittleren Rauheitswerten, die um das ca. 2,0- bis 2,7-fache über den Rauheiten der unkorrodierten Oberfläche liegen. Infolge der Korrosion durch SSN ergeben sich mittlere Rauheitserhöhungen um das ca. 3,1- bis 3,8-fache (Weinert et al., 2021b).

Die grafisch dargestellte Verteilung der Messdaten in Abbildung 3.12 lässt vermuten, dass die Oberflächenrauheiten nach korrosiver Auslagerung im Vergleich zum unkorrodierten Oberflächenzustand einer stärkeren Streuung unterliegen. Zieht man den in Tabelle 3.6 gelisteten Variationskoeffizienten heran, bestätigt sich dies für die KMW-Auslagerung. Im Gegensatz dazu ergeben sich durch SSN Auslagerung geringere Variationskoeffizienten der Oberflächenrauheiten, die sogar deutlich unterhalb der Werte des unkorrodierten Oberflächenzustands liegen. Somit können durch den Salzsprühnebeltest hohe und reproduzierbare Rauheitswerte innerhalb eines vergleichsweise kurzen Zeitrahmens erzeugt werden (Gkatzogiannis et al., 2019; Weinert et al., 2021b).

Um die korrosionsbedingten Oberflächenveränderungen zu verdeutlichen, werden – ergänzend zur statistischen Auswertung – in Abbildung 3.13 exemplarische Rauheitsprofile für den Zustand der Oberfläche am unkorrodierten Probekörper sowie nach Auslagerung im Meerwasser bzw. im Anschluss an die Salzsprühnebelprüfung dargestellt. Der Einfluss beider Vorkorrosionsmethoden auf die Oberflächenrauheit ist im Vergleich zum unkorrodierten Zustand deutlich erkennbar. Dieser äußert sich in Form von größeren Profilspitzen und Profiltälern, wobei die Salzsprühnebelauslagerung stärkere Ausprägungen verursacht. Somit kann die in Abschnitt 3.4.2 erläuterte mikroskopische Beobachtung von auftretenden Vertiefungen messtechnisch bestätigt werden.

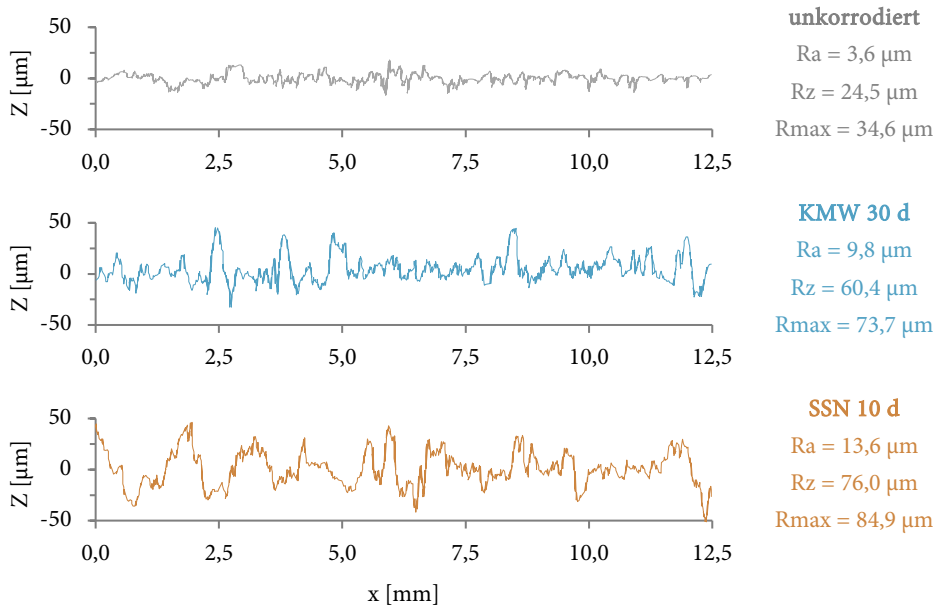


Abbildung 3.13: Exemplarische Rauheitsprofile in Abhängigkeit des Oberflächenzustands

### 3.4.4 Lokale Schweißnahtübergangsgeometrie

Gemäß Abschnitt 2.1.3 wird die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Verbindungen maßgeblich durch die Kerbe am Schweißnahtübergang beeinflusst und ist

demzufolge von den vorliegenden geometrischen Nahtübergangsparametern abhängig. Um deren Einfluss auf die Kerbwirkung im Rahmen numerischer Untersuchungen berücksichtigen zu können, wird nachfolgend die lokale Nahtübergangsgeometrie erfasst und ausgewertet.

Die Geometrieparameter des Schweißnahtübergangs sind in Abbildung 3.14 dargestellt. Neben dem Nahtübergangsradius  $\rho$  und dem Nahtanstiegswinkel  $\theta$  wird der Parameter  $e$  vermessen – der im unbehandelten Zustand die Tiefe der Einbrandkerbe darstellt (Abbildung 3.14a) und im HFH-behandelten Zustand die Eindringtiefe der Behandlungsspur beschreibt (Abbildung 3.14b).

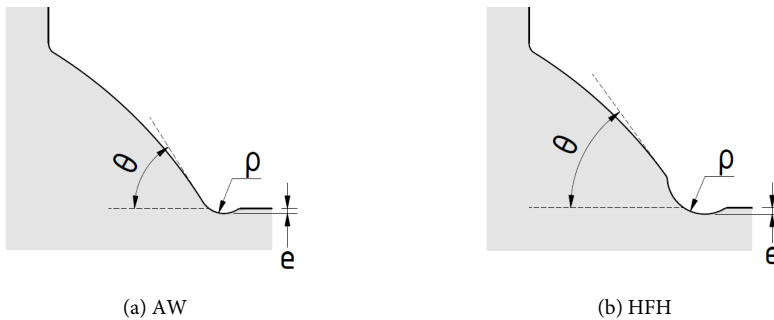


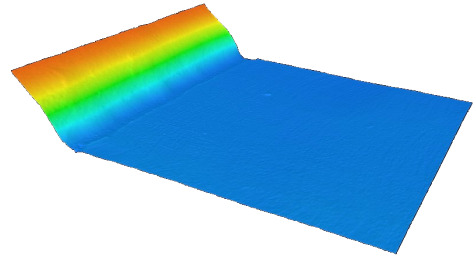
Abbildung 3.14: Geometrieparameter des Schweißnahtübergangs

#### 3.4.4.1 Erfassung der lokalen Schweißnahtübergangsgeometrie

Die Vermessung erfolgt mit dem Laser-Profilesensor Keyence LJ-V7080, dessen Spezifikationen in (Weinert et al., 2021b) beschrieben sind oder dem Datenblatt des Herstellers (KEYENCE Corporation, 2017) entnommen werden können. Abbildung 3.15a zeigt den Laser während des Messvorgangs. Eine kontinuierliche Profilerfassung wird durch die Montage des Profilsensors an ein Linearachsensystem realisiert, wobei die Verfahrensgeschwindigkeit auf 1 mm/s und die Messfrequenz auf 200 Hz eingestellt wird. Auf diese Weise wird der Schweißnahtübergang vollständig aufgenommen, vgl. Abbildung 3.15b.



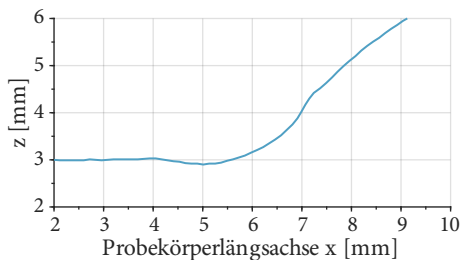
(a) Messung mit dem Laser-Profilsensor



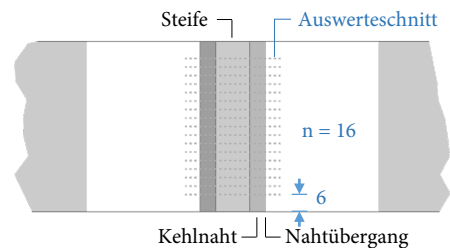
(b) 3D-Scan des Nahtübergangs (HFH)

Abbildung 3.15: Vermessung der Nahtübergangsgeometrie

Die Geometrieparameter des Schweißnahtübergangs werden mit der dem Laser-Profilsensor zugehörigen Gerätesoftware (KEYENCE Corporation, 2015) manuell ausgewertet. Dazu werden anhand von Auswerteschnitten 2D-Profile extrahiert, vgl. Abbildung 3.16a. Die Aufteilung der 16 Auswerteschnitte je Schweißnahtübergang kann der Abbildung 3.16b entnommen werden.



(a) 2D-Auswerteprofil des Nahtübergangs, hier im HFH-behandelten Zustand



(b) Lage der 2D-Auswerteschnitte (Draufsicht), in Anlehnung an (Weinert et al., 2021b)

Abbildung 3.16: Auswertung der Nahtübergangsgeometrie

Die Auswertung erfolgt stichprobenartig an jeweils mindestens drei Schweißnahtübergängen von Probekörpern im unbehandelten Zustand sowie im HFH-behandelten Zustand. Letztere werden aufgrund unterschiedlicher Pinradien getrennt betrachtet.

### 3.4.4.2 Ergebnisse der lokalen Schweißnahtübergangsgeometrie

#### Nahtübergangsradius

Die grafische Auswertung zum Nahtübergangsradius findet sich in Abbildung 3.17. Darauffolgend werden die zugehörigen statistischen Ergebnisse in Tabelle 3.7 zusammengefasst.

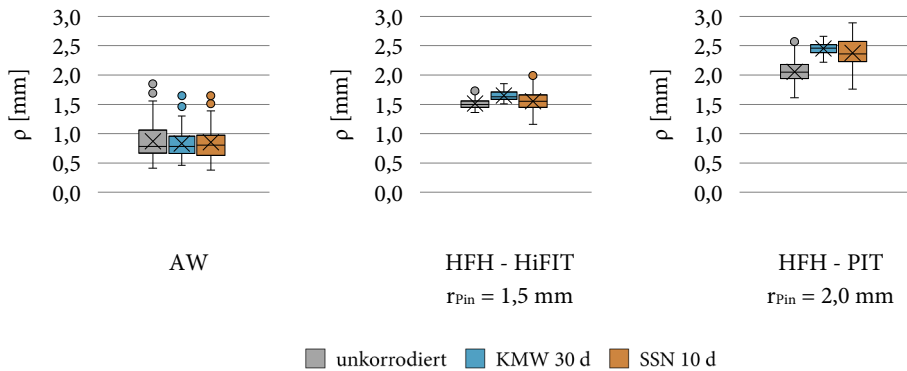


Abbildung 3.17: Nahtübergangsradius  $\rho$  in Abhängigkeit des Behandlungs- und des Oberflächenzustands, Grafiken für HFH-Behandlung in Anlehnung an (Weinert et al., 2021b)

Tabelle 3.7: Statistische Ergebnisse zum Nahtübergangsradius  $\rho$

Behandlungs- zustand	Oberflächen- zustand	$\mu$ [mm]	$\sigma$ [mm]	V [%]	Min [mm]	Max [mm]
AW	unkorrodiert	0,87	0,33	38	0,41	1,85
	KMW 30 d	0,83	0,24	29	0,46	1,65
	SSN 10 d	0,85	0,29	34	0,38	1,65
HFH - HiFIT $r_{Pin} = 1,5$ mm	unkorrodiert	1,51	0,09	6	1,36	1,79
	KMW 30 d	1,65	0,08	5	1,51	1,85
	SSN 10 d	1,55	0,16	10	1,16	1,99
HFH - PIT $r_{Pin} = 2,0$ mm	unkorrodiert	2,05	0,19	9	1,61	2,57
	KMW 30 d	2,45	0,10	4	2,22	2,66
	SSN 10 d	2,38	0,26	11	1,76	2,89

Im Ausgangszustand ergibt sich der mittlere Nahtübergangsradius zu 0,87 mm. Infolge der HFH-Behandlung werden größere Nahtübergangsradien erzeugt, deren Mittelwerte 1,51 mm und 2,05 mm betragen – damit liegen diese im Bereich des jeweils verwendeten Pinradius (Weinert et al., 2021b). Eine deutliche Streuung ergibt sich für die Nahtübergangsradien im unbehandelten Zustand, wohingegen nach Anwendung der HFH-Verfahren geringere Streuungen festzustellen sind.

Für unbehandelte Nahtübergänge ist kein maßgeblicher Einfluss aus der Vorkorrosion auf den Nahtübergangsradius erkennbar. Es ergeben sich etwas geringere Mittelwerte, allerdings bleibt die Lage der Mediane nahezu unverändert. Im Gegensatz dazu ergeben sich für den HFH-behandelten Zustand erhöhte Radien, die auf eine Ausrundung des Nahtübergangs infolge des Korrosionseinflusses schließen lassen. Dieser Effekt ist für beide Arten der Vorkorrosion festzustellen, zeigt sich jedoch deutlicher bei Verwendung des größeren Pinradius und nach Auslagerung in Meerwasser (Weinert et al., 2021b).

### Einbrand- und Eindringtiefe

Die Auswertungen zu Einbrand- und Eindringtiefe werden in Abbildung 3.18 grafisch dargestellt. Die Tabelle 3.8 zeigt die zugehörigen statistischen Ergebnisse.

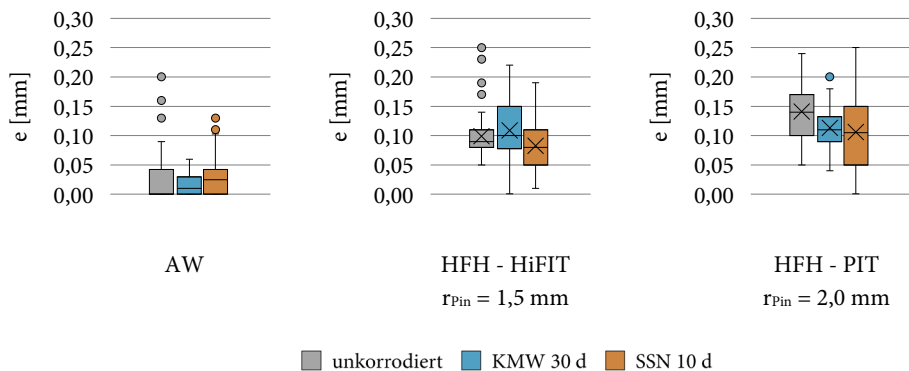


Abbildung 3.18: Einbrand- und Eindringtiefe  $e$  in Abhängigkeit des Behandlungs- und des Oberflächenzustands, Grafiken für HFH-Behandlung in Anlehnung an (Weinert et al., 2021b)

Tabelle 3.8: Statistische Ergebnisse zu Einbrand- und Eindringtiefe  $e$ 

Behandlungs- zustand	Oberflächen- zustand	$\eta \mid \mu$	$\sigma$	V	Min	Max
		AW   HFH [mm]	[mm]	[%]	[mm]	[mm]
AW	unkorrodiert	0,00	-	-	0,00	0,21
	KMW 30 d	0,01	-	-	0,00	0,06
	SSN 10 d	0,03	-	-	0,00	0,13
HFH - HiFIT $r_{\text{pin}} = 1,5 \text{ mm}$	unkorrodiert	0,10	0,03	30	0,05	0,25
	KMW 30 d	0,11	0,05	45	0,00	0,22
	SSN 10 d	0,08	0,04	50	0,01	0,19
HFH - PIT $r_{\text{pin}} = 2,0 \text{ mm}$	unkorrodiert	0,14	0,05	36	0,05	0,24
	KMW 30 d	0,11	0,04	36	0,04	0,20
	SSN 10 d	0,11	0,07	64	0,00	0,25

Aufgrund der schiefen Verteilung der Messdaten wird bei unbehandelten Schweißnahtübergängen auf die Berechnung der Streuungsmaße verzichtet und als Lagemaß der Median anstatt dem Mittelwert in Tabelle 3.8 verwendet. Die Messwerte, die an unbehandelten und unkorrodierten Schweißnahtübergängen erhoben werden, lassen erkennen, dass in über 50 % der Fälle keine Einbrandkerbe vorliegt. Entsprechend nimmt der Median den Wert null an. Die infolge der HFH-Anwendung zurückbleibenden Eindringtiefen betragen für die unkorrodierten Oberflächenzustände im Mittel 0,10 mm und 0,14 mm (Weinert et al., 2021b). In diesen Fällen ist eine deutliche Streuung der Messwerte festzustellen.

Betrachtet man die statistischen Ergebnisse, so zeigt sich eine Tendenz zur Abnahme der Eindringtiefen infolge der Vorkorrosion – eine Ausnahme bilden die Schweißnahtübergänge, die nach der Behandlung mit Pinradius 1,5 mm der Vorkorrosion durch Meerwasser ausgesetzt sind. An den HFH-behandelten Probekörpern beträgt die Abnahme bezogen auf die Mittelwerte bis zu 0,03 mm. In vereinzelten Fällen ist nach der Vorkorrosion kein Eindruck mehr feststellbar. Im Gegensatz dazu nehmen die Mediane der Einbrandtiefen des unbehandelten Zustands durch Vorkorrosion zu.

Anhand der Variationskoeffizienten ist festzustellen, dass die Vorkorrosion überwiegend zu einer Zunahme der Streuung führt, wobei die größten Streuungen für die Salzsprühnebel-Korrosion ermittelt werden.



## Nahtanstiegswinkel

Die Auswertungen zum Nahtanstiegswinkel werden in Abbildung 3.19 grafisch dargestellt. Darauffolgend werden die zugehörigen statistischen Ergebnisse in Tabelle 3.9 zusammengefasst.

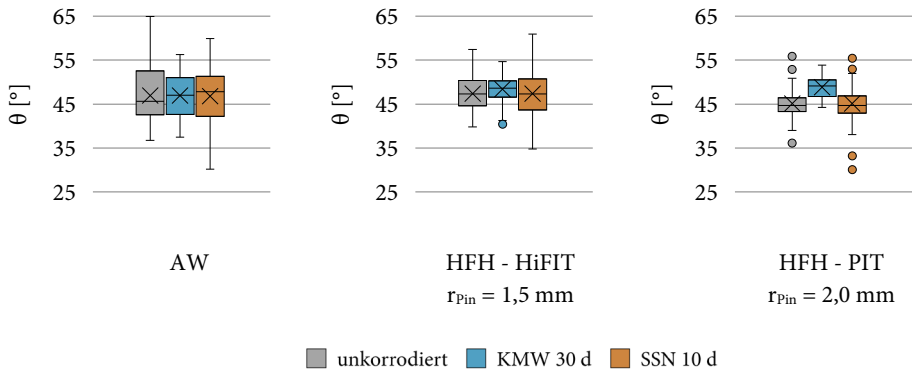


Abbildung 3.19: Nahtanstiegswinkel  $\theta$  in Abhängigkeit des Behandlungs- und des Oberflächenzustands

Tabelle 3.9: Statistische Ergebnisse zum Nahtanstiegswinkel  $\theta$

Behandlungs- zustand	Oberflächen- zustand	$\mu$ [°]	$\sigma$ [°]	V [%]	Min [°]	Max [°]
AW	unkorrodiert	46,91	5,97	13	36,78	64,88
	KMW 30 d	46,93	4,66	10	37,51	56,22
	SSN 10 d	46,76	6,24	13	30,20	59,85
HFH - HiFIT $r_{Pin} = 1,5 \text{ mm}$	unkorrodiert	47,38	4,11	9	39,78	57,44
	KMW 30 d	48,37	3,06	6	40,41	54,64
	SSN 10 d	47,37	5,03	11	34,78	60,88
HFH - PIT $r_{Pin} = 2,0 \text{ mm}$	unkorrodiert	45,08	2,95	7	36,11	55,86
	KMW 30 d	48,80	2,17	4	44,25	53,83
	SSN 10 d	45,13	3,90	9	30,10	57,17

Die Ergebnisse zum Nahtanstiegswinkel im unkorrodierten und unbehandelten Zustand zeigen, dass die mittleren Werte nur geringfügig oberhalb des im Rahmen der Fertigung definierten Winkels von  $45^\circ$  liegen. Im Vergleich zu den HFH-

behandelten Schweißnahtübergängen ergeben sich für die Mittelwerte nur unerhebliche Abweichungen zueinander. Etwas niedrigere Werte der Variationskoeffizienten und damit geringere Streuungen sind nach der HFH-Behandlung festzustellen. Infolge der Vorkorrosion sind keine signifikanten Veränderungen des Nahtanstiegswinkels erkennbar. Lediglich für die Probekörper im HFH-behandelten Zustand mit Pinradius 2,0 mm, die im Meerwasser vorkorrodieren, ist eine geringe Erhöhung des Mittelwerts, um maximal  $3,72^\circ$  festzustellen.

### 3.4.5 Blechdicke und Abstand der Schweißnahtfußpunkte

Die Vermessung der Blechdicke im unkorrodierten sowie im korrodierten Zustand dient dazu, das Maß der Abrostung infolge der eingesetzten Vorkorrosionsmethoden quantifizieren zu können. Diese Ergebnisse ermöglichen es einzuschätzen, inwiefern korrosionsbedingte Querschnittsveränderungen auftreten. Des Weiteren wird der Abstand der Schweißnahtfußpunkte gemessen, da dieser bei dem geschweißten Konstruktionsdetail Quersteife die Kerbwirkung am Nahtübergang beeinflusst, vgl. Abschnitt 2.1.4. Die Definition der beiden Parameter kann Abbildung 3.20 entnommen werden.

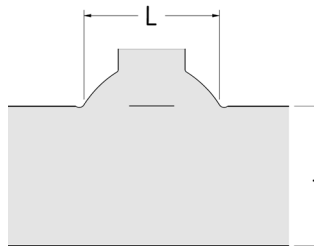


Abbildung 3.20: Blechdicke  $t$  und Abstand der Nahtfußpunkte  $L$

#### 3.4.5.1 Messdatenerfassung

Die in Abschnitt 3.4.4.1 beschriebene Methode wird ebenso zur Vermessung und Auswertung der Blechdicke und des Abstands der Nahtfußpunkte verwendet.

Die Schnitte zur Auswertung der Blechdicke sind in Abbildung 3.21a dargestellt. Die Auswertung erfolgt auf Basis von 2D-Profilen der Probekörperseiten, die im geschliffenen Bereich nahe den Schweißnahtübergängen aufgenommen werden. Je Oberflächenzustand werden der Auswertung 90 Profile zugrunde gelegt.

Zur Auswertung des Abstands der Nahtfußpunkte wird der Bereich zwischen den beiden Kehlnähten mit dem Laser-Profilsensor erfasst, vgl. Abbildung 3.21b. Für jeden Oberflächenzustand werden 48 Profile von unbehandelten Probekörpern ausgewertet.

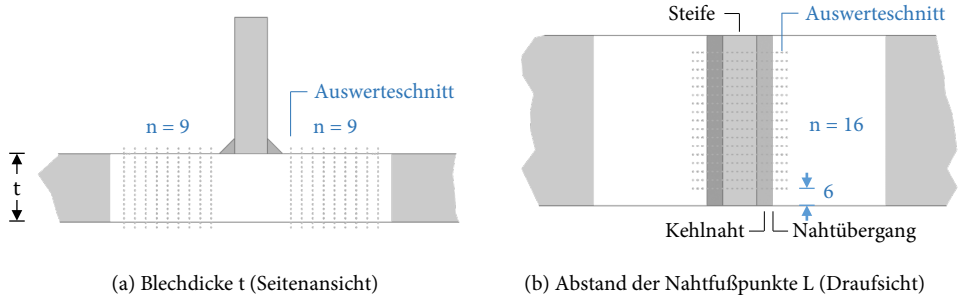


Abbildung 3.21: Lage der 2D-Auswerteschnitte

#### 3.4.5.2 Ergebnisse zur Blechdicke und zum Abstand der Schweißnahtfußpunkte

Die grafischen Ergebnisse zur Blechdicke und zum Abstand der Nahtfußpunkte lassen sich Abbildung 3.22 entnehmen. Die entsprechenden Ergebniswerte werden in Tabelle 3.10 zusammengefasst.

Im unkorrodierten Ausgangszustand beträgt der Mittelwert der Blechdicke 25,10 mm. Nach Auslagerung in künstlichem Meerwasser ergibt sich ein Mittelwert von 24,99 mm. Im Anschluss an die Salzsprühnebelprüfung liegt der Mittelwert bei 25,00 mm. Folglich werden durch beide Vorkorrosionsmethoden mittlere Blechdickenreduktionen hervorgerufen, die mit 0,11 mm und 0,10 mm vergleichbar sind. Für die Annahme einer gleichmäßigen Abrostung auf Unter- und Oberseite des Grundblechs ergibt sich ein mittlerer Oberflächenabtrag von ca. 0,05 mm.

Anhand der Variationskoeffizienten ist ersichtlich, dass sich die Streuung der Messdaten im Zuge dessen nicht ändert.

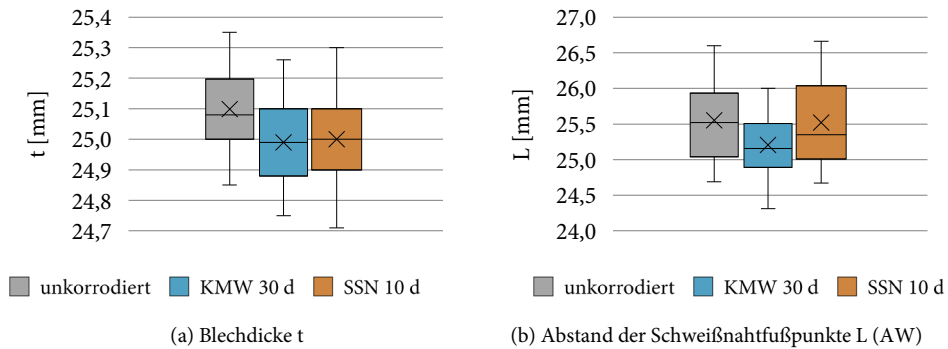


Abbildung 3.22: Ergebnisse der Probekörpergeometrie in Abhängigkeit des Oberflächenzustands

Tabelle 3.10: Statistische Ergebnisse der Probekörpergeometrie

Geometrie- parameter	Oberflächen- zustand	$\mu$ [mm]	$\sigma$ [mm]	V [%]	Min [mm]	Max [mm]
Blechdicke t	unkorrodiert	25,10	0,12	0,5	24,85	25,35
	KMW 30 d	24,99	0,13	0,5	24,75	25,26
	SSN 10 d	25,00	0,12	0,5	24,71	25,30
Abstand der Schweiß- nahtfußpunkte L (AW)	unkorrodiert	25,55	0,58	2,3	24,69	26,60
	KMW 30 d	25,20	0,42	1,7	24,31	26,00
	SSN 10 d	25,52	0,60	2,4	24,67	26,66

Der Abstand der Schweißnahtfußpunkte ergibt sich im unkorrodierten Zustand im Mittel zu 25,55 mm. Bezogen auf diesen Referenzzustand weichen die Ergebnisse der in Salzsprühnebel ausgelagerten Probekörper kaum ab. Eine mittlere Reduktion von 0,35 mm ergibt sich an Probekörpern nach der Auslagerung in künstlichem Meerwasser. Bezüglich der Streuung ist anhand der Variationskoeffizienten festzustellen, dass die maximale Abweichung 0,6 % beträgt. Insofern sind keine relevanten Unterschiede zwischen dem unkorrodierten und den korrodierten Oberflächenzuständen festzustellen.

### 3.4.6 Überprüfung der schweißtechnischen Fertigungsqualität

Wie in Abschnitt 2.1.6 beschrieben, werden Schmelzschweißverbindungen in Abhängigkeit von fertigungsbedingt auftretenden Fehlern oder Unregelmäßigkeiten in Bewertungsgruppen eingeteilt. Dabei werden nach DIN EN ISO 5817 hohe Anforderungen an die Ausführungsqualität der Schweißnähte von ermüdungsbeanspruchten Schweißverbindungen gestellt. Zudem gelten bei Ermüdungsbeanspruchung die zusätzlichen Anforderungen des Anhang C der DIN EN ISO 5817. Werden diese zusätzlichen Anforderungen eingehalten, so wird die Bewertungsgruppe um die Angabe der erreichbaren Schwingfestigkeitsklasse bzw. Kerbfallklasse ergänzt.

Nach DIN EN 1993-1-9 wird das geschweißte Konstruktionsdetail der unbelasteten Quersteife dem Kerbfall 80 zugeordnet. Demzufolge sind gemäß DIN EN ISO 5817 die Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten der Bewertungsgruppe B90 einzuhalten. Ob diese an den Kehlnahtverbindungen der Probekörper erfüllt werden oder ob ein Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit aufgrund vorhandener Unregelmäßigkeiten zu erwarten ist, wird nachfolgend überprüft. Untersuchungsgegenstand bilden die unbehandelten Probekörper im unkorrodierten Zustand.

Dazu werden Messwerte in Abhängigkeit der Unregelmäßigkeiten erhoben und deren Extremwerte bestimmt. Diese werden den normativen Grenzwerten der Bewertungsgruppe B90 in Tabelle 3.11 gegenübergestellt, wobei festgestellt werden kann, dass die Anforderungen der Bewertungsgruppe B90 eingehalten werden.

Tabelle 3.11: Überprüfung der Grenzen für Unregelmäßigkeiten zur Einordnung in die Bewertungsgruppe B90 nach DIN EN ISO 5817; Grenzwerte für  $t \geq 0,5$  mm bzw.  $t > 3$  mm (Nr. 1.7, 1.20, 3.2 und 4.1)

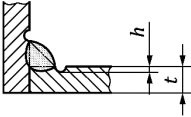
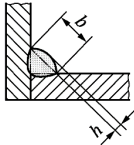
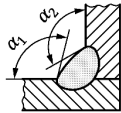
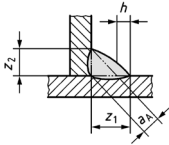
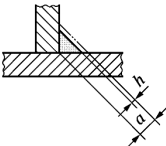
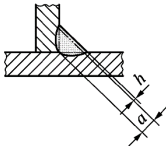
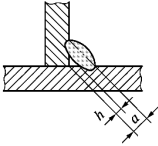
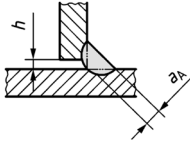
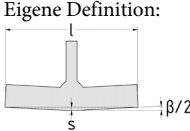
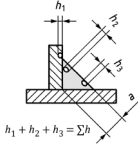
Nr.	Benennung der Unregelmäßigkeit	Bemerkungen	Grenzwert	Messwert (Extremwert)
1 Oberflächenunregelmäßigkeiten				
1.7	Nicht durchlaufende Einbrandkerbe (kurze Unregelmäßigkeit)		$h \leq 0,05 t = 1,25$ mm; aber max. 0,5 mm	$h_{\max} = 0,21$ mm
1.10	Zu große Nahtüberhöhung (Kehlnaht)		$h \leq 0,1 b + 1$ mm = 1,80 mm; aber max. 3 mm	$h_{\max} = 0,36$ mm
1.12	Schroffer Nahtübergang (fehlerhaftes Nahtprofil)	 $\alpha_1 \geq \alpha$ und $\alpha_2 \geq \alpha$	$\alpha \geq 110,00^\circ$	$\alpha_{\min} = 115,12^\circ$
1.16	Übermäßige Ungleichschenkligkeit bei Kehlnähten		$h \leq 0,15 a_A + 1,5$ mm = 2,10 mm	$h_{\max} = 1,35$ mm
1.20	Zu kleine Kehlnahtdicke		Nicht zulässig hier: $a \geq 4,00$ mm	$a_{\min} = 4,10$ mm
1.21	Zu große Kehlnahtdicke		$h \leq 0,15 a + 1$ mm = 1,60 mm; aber max. 3 mm	$h_{\max} = 1,24$ mm

Tabelle 3.11 (Fortsetzung): Überprüfung der Grenzen für Unregelmäßigkeiten zur Einordnung in die Bewertungsgruppe B90 nach DIN EN ISO 5817; Grenzwerte für  $t \geq 0,5$  mm bzw.  $t > 3$  mm (Nr. 1.7, 1.20, 3.2 und 4.1)

Nr.	Benennung der Unregelmäßigkeit	Bemerkungen	Grenzwert	Messwert (Extremwert)
2 Innere Unregelmäßigkeiten				
2.13	Ungenügender Wurzeleinbrand		Nicht zulässig	Nicht vorhanden
3 Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie				
3.2	Schlechte Passung bei Kehlnähten		$h \leq 0,1 a_A + 0,5$ mm = 0,90 mm; aber max. 2 mm	$h_{\max} = 0,17$ mm
3.3	Winkelversatz	Eigene Definition: 	$\beta \leq 1,00^\circ$	$\beta_{\max} = 0,06^\circ$
4 Mehrfachunregelmäßigkeiten				
4.1	Mehrfachunregelmäßigkeiten in beliebigem Querschnitt, die den Querschnitt verringern		$\Sigma h$ $\leq 0,2 t = 5,0$ mm oder $\leq 0,2 a = 0,8$ mm	$\Sigma h_{\max} = 0,57$ mm

Ergänzend werden die eingesetzten Messmethoden erläutert:

- Die Oberflächenunregelmäßigkeiten der nicht durchlaufenden Einbrandkerbe (Nr. 1.7) und des schroffen Nahtübergangs (Nr. 1.12) werden anhand der Ergebnisse aus der Laser-Vermessung zur lokalen Nahtübergangsgeometrie geprüft, siehe Abschnitt 3.4.4.2.

- Die weiteren Überprüfungen zu Oberflächenunregelmäßigkeiten betreffen die Nahtgeometrie (Nr. 1.10, 1.16, 1.20 und 1.21). Hierfür wird auf die Messergebnisse aus der Masterarbeit von (Löschner, 2016) zurückgegriffen. Dessen Ergebnisse basieren auf Aufnahmen der Kehlnähte, die mit einem telezentrischen Objektiv an den Schnittkanten der Probekörper verzerrungsfrei aufgenommen und computergestützt vermessen werden.
- Es werden stichprobenartig Makroschliffbilder angefertigt, um innere Unregelmäßigkeiten wie ungenügende Durchschweißung (Nr. 2.13) sowie Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie wie schlechte Passung bei Kehlnähten (Nr. 3.2) zu überprüfen. Ein exemplarischer Makroschliff ist in Abbildung 3.23 dargestellt.

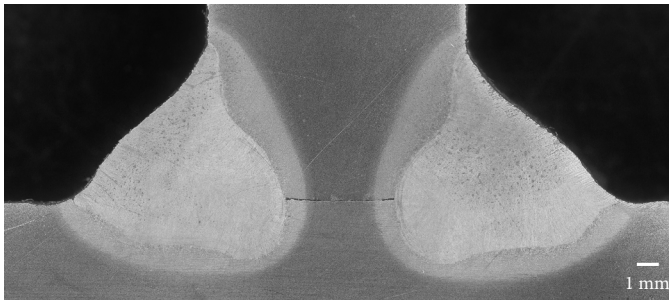


Abbildung 3.23: Makroschliffbild

- Inwiefern ein Verzug aus dem Schweißprozess vorliegt, wird anhand des Winkelversatzes (Nr. 3.3) überprüft. Diese Messungen werden im Rahmen der Masterarbeit von (Löschner, 2016) durchgeführt. Hierzu wird, bezogen auf eine definierte Länge, das Stichmaß der Verformung in Probenmitte gemessen und daraus der Winkel bestimmt (s. Tabelle 3.11).
- Die Mehrfachunregelmäßigkeiten in beliebigem Querschnitt (Nr. 4.1) setzen sich aus den Unregelmäßigkeiten nicht durchlaufende Einbrandkerbe (Nr. 1.7), zu große Kehlnahtdicke (Nr. 1.21) und Pore (Nr. 2.3) zusammen. Da die angefertigten Makroschliffe keine innenliegenden Poren aufweisen, werden diese bei der Betrachtung der Mehrfachunregelmäßigkeiten nicht berücksichtigt.



### 3.4.7 Zusammenfassung

Im Rahmen der Probekörpercharakterisierung erfolgen Messungen zur Erfassung der Oberflächenrauheit, der lokalen Schweißnahtübergangsgeometrie, der Blechdicke und des Abstands der Schweißnahtfußpunkte. Die Messungen werden an unkorrodierten sowie an korrodierten Probekörpern durchgeführt, um korrosionsbedingte Geometrieänderungen zu bestimmen. Zudem wird die Fertigungsqualität nach DIN EN ISO 5817 im Ausgangszustand überprüft. Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefasst werden:

#### **Oberflächenbeschaffenheit**

- Ausgehend vom unkorrodierten Oberflächenzustand führen beide Vorkorrosionsmethoden zu einer deutlichen Erhöhung der Rauheitskenngrößen  $R_a$ ,  $R_z$  und  $R_{max}$ .
- Die Vorkorrosion in künstlichem Meerwasser mit anschließender Probekörperlagerung unter Laboratmosphäre erhöht die Kenngrößen um das ca. 2,0- bis 2,7-fache.
- Die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel erhöht die Kenngrößen um das ca. 3,1- bis 3,8-fache, bei geringerer Streuung.
- Auf der korrodierten Stahloberfläche äußern sich die Oberflächenveränderung in Form von Vertiefungen.

#### **Lokale Schweißnahtübergangsgeometrie**

##### *Nahtübergangsradius*

- Durch die HFH-Behandlung wird der Nahtübergangsradius erwartungsgemäß vergrößert und nähert sich im Mittel dem jeweiligen Pinradius an.
- Im Anschluss an die Vorkorrosion werden für den HFH-behandelten Zustand erhöhte Radien ermittelt, die auf eine Ausrundung des Nahtübergangs infolge des Korrosionseinflusses schließen lassen.
- Ein größerer Radius im unkorrodierten Ausgangszustand, der aus einer Behandlung mit größerem Pinradius resultiert, scheint die korrosionsbedingte Ausrundung zu begünstigen.

- Im unbehandelten Zustand ist kein wesentlicher Einfluss aus der Vorkorrosion auf den Nahtübergangsradius festzustellen.

#### *Einbrand- und Eindrucktiefe*

- Die durch die HFH-Anwendung zurückbleibenden, mittleren Eindrucktiefen betragen für die unkorrodierten Oberflächenzustände 0,10 mm nach HiFIT-Behandlung und 0,14 mm nach PIT-Behandlung.
- Es zeigt sich eine Tendenz zur Abnahme der Eindrucktiefen durch Vorkorrosion. Bezogen auf die Mittelwerte beträgt diese bis zu 0,03 mm. In vereinzelten Fällen ist nach der Vorkorrosion kein Eindruck mehr feststellbar.
- Im Gegensatz zum HFH-behandelten Zustand nehmen die Mediane der Einbrandtiefe an unbehandelten Schweißnahtübergängen nach Anwendung der Vorkorrosionsmethoden um bis zu 0,03 mm zu.

#### *Nahtanstiegswinkel*

- Die gemessenen Nahtanstiegswinkel weichen im Mittel nur geringfügig von dem im Rahmen der Fertigung definierten Winkel von 45° ab.
- Weder HFH-Behandlung noch Vorkorrosion verursachen relevante Änderungen des Nahtanstiegswinkels.

### **Blechdicke und Abstand der Schweißnahtfußpunkte**

#### *Blechdicke*

- Infolge der Vorkorrosion werden mittlere Reduktionen der Blechdicke hervorgerufen, die mit 0,10 mm und 0,11 mm in einer vergleichbaren Größenordnung zueinander liegen.
- Bei Annahme einer gleichmäßigen Abrostung auf Unter- und Oberseite des Grundblechs ergibt sich daraus ein mittlerer Oberflächenabtrag von ungefähr 0,05 mm.

#### *Abstand der Schweißnahtfußpunkte*

- Der Abstand der Schweißnahtfußpunkte ergibt sich im unkorrodierten Zustand im Mittel zu 25,55 mm.

- Bezogen auf den Ausgangszustand weichen die Ergebnisse der in Salzsprühnebel ausgelagerten Probekörper kaum ab.
- Eine mittlere Reduktion von 0,35 mm ergibt sich an Probekörpern nach der Auslagerung in künstlichem Meerwasser.

#### **Überprüfung der schweißtechnischen Fertigungsqualität**

- Die Anforderungen an die Bewertungsgruppe B90 werden an den Probekörpern der Versuchsserien eingehalten.
- Im Zuge der durchgeführten Messungen zum Winkelversatz wird ein äußerst geringer schweißbedingter Verzug von maximal  $0,06^\circ$  festgestellt.

## **3.5 Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche**

Im Folgenden werden die Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche vorgestellt. Die Korrosionsermüdungsversuche erfolgen auf Basis der in Abschnitt 3.1 beschriebenen Methoden – mit der Intention, die Korrosionseinflüsse getrennt für die Phasen der Rissentstehung und des Rissfortschritts zu untersuchen. Für einen konkreten Überblick über das Versuchsprogramm wird auf den Abschnitt 3.2 verwiesen. Diesem Abschnitt ist ebenfalls zu entnehmen, dass die Einstufenversuche zugschwellend bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  mit sinusförmiger Kraft-Zeit-Funktion durchgeführt werden. Alle Korrosionsermüdungsversuche erfolgen an vorkorrodierten Probekörpern, die Labormethoden zur Vorkorrosion werden in Abschnitt 3.3.5 erläutert.

### **3.5.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung**

#### **3.5.1.1 Ermüdungsversuche an Luft**

Die Ermüdungsversuche an HFH-behandelten und durch Salzsprühnebelprüfung vorkorrodierten Probekörpern der Serien HFH SSN Ax und HFH SSN B werden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) durchgeführt. Die Versuche an Probekörpern unter axialer Zugbelastung erfolgen bei einer Prüffrequenz von 4 Hz in einer Prüfmaschine der Fa.

Losenhausen ( $F_{\max} = 1 \text{ MN}$ ). Für die Ermüdungsversuche unter Vierpunktbiegung kommen Prüfmaschinen der Fa. Instron ( $F_{\max} = 250 \text{ kN}$ ) und der Fa. Losenhausen ( $F_{\max} = 200 \text{ kN}$ ) zum Einsatz, wobei die Prüffrequenzen zwischen 3 bis 4 Hz betragen. Für die Darstellung der Versuchsaufbauten wird auf den Abschlussbericht des Forschungsprojektes (Ummenhofer et al., 2018) verwiesen.

Ergänzende Ermüdungsversuche an Luft werden im Anschluss an das Forschungsprojekt am Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München durchgeführt. Die Versuchsdurchführung an Probekörpern der Versuchsserien AW SSN B und HFH unkor B erfolgt unter Biegebelastung in einem Säulenprüfstand der Fa. Schenck mit einem Linearzylinder der Fa. Inova des Typs AH ( $F_{\max} = 63 \text{ kN}$ ) bei Prüffrequenzen zwischen 2 bis 4 Hz, vgl. Abbildung 3.24.

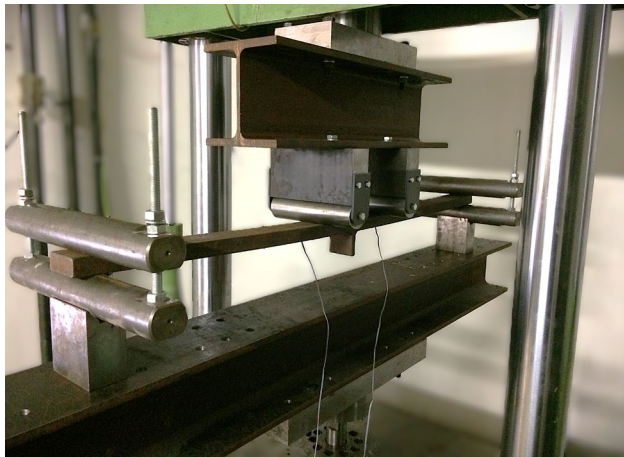


Abbildung 3.24: Versuchsaufbau zur Durchführung von Ermüdungsversuchen unter Vierpunktbiegung

Die Biegebelastung wird im Vierpunktbiegeversuch aufgebracht. Demzufolge wird ein konstantes Moment und folglich eine konstante Biegespannung im untersuchungsrelevanten Schweißnahtübergangsbereich hervorgerufen. Der Abstand zwischen Auflager und Lasteinleitung beträgt dabei 470 mm und der Abstand zwischen den Lasteinleitungsrollen 160 mm.

### 3.5.1.2 Ermüdungsversuche in künstlichem Meerwasser

Die simultanen Ermüdungsversuche im korrosiven Medium werden am Labor für Stahl- und Leichtmetallbau der Hochschule München durchgeführt. Die Abbildung 3.25 zeigt den dazu verwendeten Versuchsaufbau.

Die vorkorrodierten Probekörper werden in einer Prüfwanne aus nichtrostendem Stahl geprüft, die mit künstlichem Meerwasser befüllt ist. Gelagert werden die Probekörper mithilfe eines Auflagergestells, das innerhalb der Prüfwanne positioniert ist. Während der Prüfung befinden sich die untersuchungsrelevanten Schweißnahtbereiche ständig unterhalb der Wasseroberfläche.

Zur Einhaltung der Grenzwerte und zur Gewährleistung einer stabilen Qualität des Meerwassers wird bei der Durchführung der simultanen Ermüdungsversuche das in Abschnitt 3.3.5.2 beschriebene und vorab validierte Mess- und Regelsystem verwendet.

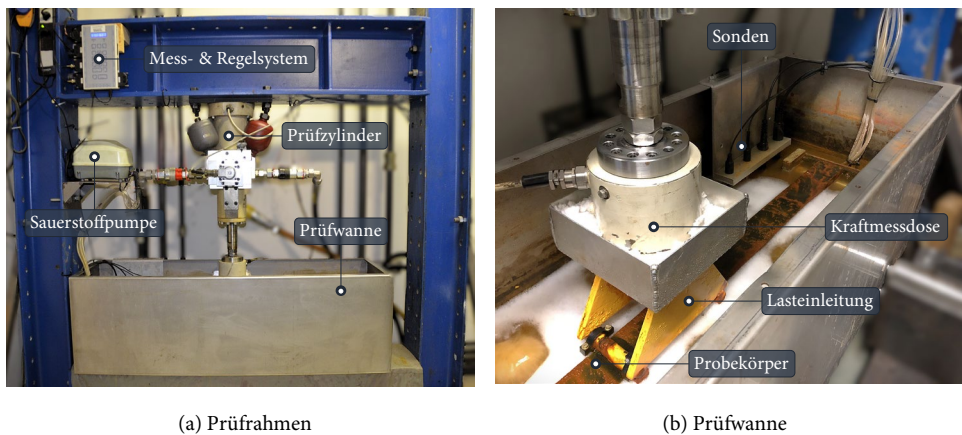


Abbildung 3.25: Versuchsaufbau zur Durchführung von Ermüdungsversuchen in künstlichem Meerwasser

Somit wird eine Sauerstoffsättigung zwischen 92 und 95 % während der Versuchsdurchführung sichergestellt. Die zyklische Belastung erfolgt bei den Ermüdungsversuchen in Meerwasser im Vierpunktbiegeversuch. Dazu wird ein servohydraulischer Prüfzylinder der Fa. Schenck ( $F_{\max} = 10 \text{ kN}$ ) verwendet, der an

einem Stahlprüfrahmen montiert ist. Alle simultanen Ermüdungsversuche an den Probekörpern der Serien AW KMW B, HFH KMW B und HFH SSN KMW B werden bei einer Prüffrequenz von 1 Hz durchgeführt. Ebenso wie bei den Ermüdungsversuchen an Luft beträgt der Abstand zwischen Auflager und Lasteinleitung 470 mm und der Abstand zwischen den Lasteinleitungsrollen 160 mm.

### **3.5.1.3 Abbruchkriterien**

Für die Versuchsserien, die unter Biegebelastung an der Hochschule München geprüft werden, wird das Versuchsende mit dem vollständigen Ermüdungsversagen des Probekörpers gleichgesetzt. Aufgrund des daher stark fortgeschrittenen Ermüdungsrisswachstums ergibt sich ein derart hoher Steifigkeitsabfall, der es nicht erlaubt, durch den Prüfzylinder weitere Ermüdungsbelastung auf den Probekörper aufzubringen. Dieses Versagensszenario entspricht bei Nahtübergangsversagen (NÜ) einer Zunahme des Prüfmaschinenwegs zwischen 3,0 bis 5,0 mm. Bei Grundwerkstoffversagen (GW) fällt die Wegzunahme mit 1,0 bis 3,0 mm geringer aus. Nach Versuchsende erfolgt der Probekörperausbau und der verbleibende Restquerschnitt wird spröde gebrochen. Für das Versagen im Nahtübergang kann so festgestellt werden, dass der Anteil der Ermüdungsbruchfläche ca. 50 % bis 60 % des Grundblechquerschnitts beträgt. Bei den Versuchen der Serien HFH SSN Ax und HFH SSN B wird am KIT als Abbruchkriterium eine Zunahme des Prüfmaschinenwegs von 0,5 mm definiert, wodurch vergleichbare Ermüdungsbruchflächen erzielt werden.

## **3.5.2 Versuchsergebnisse**

Die Versuchsserien werden nachfolgend getrennt nach dem Behandlungszustand vorgestellt. Die vollständigen Versuchsergebnisse sind in Anhang A enthalten.

### **3.5.2.1 Darstellung und Auswertung der Versuchsergebnisse**

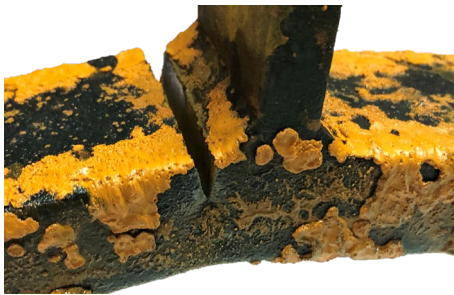
Die Versuchsergebnisse werden anhand von Wöhlerdiagrammen dargestellt. Die diesen zugrunde liegenden Versuchsdaten beziehen sich auf die Bruchschwingspielzahlen der zuvor beschriebenen Abbruchkriterien. Grundwerkstoffrisse, Durchläufer und Versuche, deren Beanspruchungsniveau nach Durchlauf hochgesetzt (HG) werden, sind entsprechend der Legendenbeschreibung gekenn-

zeichnet. Die statistische Auswertung erfolgt durch lineare Regression innerhalb des Zeitfestigkeitsbereichs auf Basis von Nennspannungen, wobei die charakteristische Wöhlerlinie dem Prognoseintervall entspricht, wie es in (Euler und Kuhlmann, 2014) beschrieben ist, (vgl. Abschnitt 2.4.1.2). Innerhalb der Diagramme werden die Wöhlerlinien als Mittelwertkurve ( $P_{\bar{u}} = 50\%$ ) und Fraktilkurve ( $P_{\bar{u}} = 95\%$ ) angegeben. Den experimentellen Wöhlerlinien werden Bemessungswöhlerlinien (s. Abschnitt 2.4.1.3) gegenübergestellt, die das untersuchte Kerbdetail in Abhängigkeit des Behandlungszustands und der Umgebungsbedingung einstufen.

### 3.5.2.2 Versuchsserien un behandelter Probekörper

#### Versagensmodus

Es kann festgestellt werden, dass das Versagen an un behandelten Probekörpern beider Versuchsserien AW SSN B und AW KWM B ausschließlich im Schweißnahtübergang auftritt. Die Abbildung 3.26 zeigt diese Versagensart exemplarisch an einem Probekörper unmittelbar nach der simultanen Prüfung im Meerwasser.



(a) Seitenansicht des Probekörpers



(b) Draufsicht auf den gerissenen Nahtübergang

Abbildung 3.26: Nahtübergangversagen des un behandelten Probekörpers AW KWM B 9

#### Nennspannungswöhlerlinien

Die Versuchsergebnisse der Serien an un behandelten Probekörpern werden im Wöhlerdiagramm in Abbildung 3.27 gezeigt.

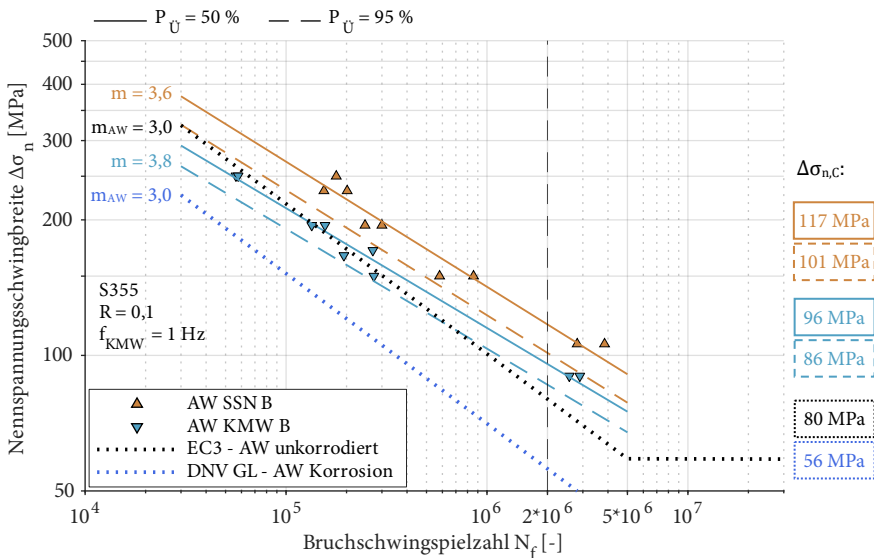


Abbildung 3.27: Nennspannungswöhlerlinien für biegebeanspruchte Quersteifen im unbehandelten Zustand unter sequenzieller und simultaner Korrosion M1

Zunächst wird auf die Serie AW SSN B eingegangen. Die Versuche dieser Serie berücksichtigen Korrosionseinflüsse auf die Rissentstehungsphase. Es kann festgestellt werden, dass die erzielten Ermüdungslebensdauern oberhalb der Bemessungswöhlerlinie für unbehandelte und unkorrodierte Quersteifen nach DIN EN 1993-1-9 liegen. Die Wöhlerlinie weist eine frei berechnete Neigung von  $m = 3,6$  auf. Im Vergleich zu den Regelwerken, die für die Bemessungswöhlerlinien des Kerbdetails eine Neigung von  $m_{AW} = 3$  im Zeitfestigkeitsbereich angeben, fällt die Neigung somit flacher aus. Der Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit ergibt sich zu 117 MPa und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit beträgt 101 MPa. Bezugnehmend auf den Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9 liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit um 26 % über dem Bemessungswert. Noch deutlicher wird der Bemessungswert von 56 MPa für unbehandelte Quersteifen bei freier Korrosion nach DNVGL-RP-C203 überschritten, wobei die charakteristische Ermüdungsfestigkeit um 80 % über dem Bemessungswert liegt.

Vergleichend wird die Versuchsserie AW KMW B betrachtet. Diese berücksichtigt Einflüsse aus Korrosion auf die Rissentstehung sowie auf den Rissfortschritt. Im



Gegensatz zur Serie AW SSN B zeigt sich, dass die Lebensdauern dieser Probekörper auf vergleichbaren Beanspruchungsniveaus kürzer ausfallen. Bei der Serie AW KMW B wird eine Neigung von  $m = 3,8$  ermittelt. Damit fällt diese im Gegensatz zur Serie AW SSN B geringfügig flacher aus. Der Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit ergibt sich zu 96 MPa und liegt damit um 18 % unterhalb des Wertes, der bei der Serie AW SSN B ermittelt wird. Der Unterschied zwischen den charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten liegt mit 15 % in einer ähnlichen Größenordnung. Obwohl die charakteristische Ermüdungsfestigkeit mit 86 MPa um 8 % über dem Bemessungswert von 80 MPa nach DIN EN 1993-1-9 liegt, unterschreitet der Großteil der Datenpunkte die Bemessungswöhlerlinie, sodass die charakteristische Wöhlerlinie der Serie AW KMW B im oberen bis mittleren Zeitfestigkeitsbereich unterhalb dieser Bemessungswöhlerlinie liegt. Vergleicht man die Versuchsserie mit der Regelwerksangabe des DNVGL-RP-C203, welche korrosive Umgebungsbedingungen durch den Kerbfall 56 berücksichtigt, so befinden sich alle Ergebnisse oberhalb der Bemessungswöhlerlinie und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Versuchsserie liegt um 54 % über dem Bemessungswert.

### 3.5.2.3 Versuchsserien HFH-behandelter Probekörper

#### Versagensmodus

Bei den Probekörpern der Versuchsserien, die an Luft geprüft werden, tritt das Versagen primär im Nahtübergang auf (Abbildung 3.28). Eine Ausnahme bildet ein Probekörper der Serie HFH SSN Ax.

Bei Probekörpern, die simultan in künstlichem Meerwasser geprüft werden, tritt neben Nahtübergangs- auch Grundwerkstoffversagen auf, vgl. Abbildung 3.29. So bilden sich an drei von 17 Probekörpern der Serie HFH KMW B Risse im Grundwerkstoff. Noch häufiger ist dies bei der Serie HFH SSN KMW B zu beobachten, aus der vier von zehn Probekörpern im Grundwerkstoff versagen.

Durch Farbeindringprüfungen kann festgestellt werden, dass keine Rissbildung im HFH-behandelten Schweißnahtübergang vorliegt. Insofern werden die Lebensdauern durch den korrodierten Grundwerkstoff begrenzt. Die Ergebnisse werden in die Auswertung einbezogen, repräsentieren damit jedoch die untere Grenze zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit (Ummerhofer et al., 2018).



(a) Seitenansicht des Probekörpers



(b) Draufsicht auf den gerissenen Nahtübergang

Abbildung 3.28: Nahtübergangsversagen des HFH-behandelten Probekörpers HFH SSN KMW B 3



(a) Seitenansicht des Probekörpers



(b) Draufsicht auf den gerissenen Grundwerkstoff

Abbildung 3.29: Grundwerkstoffversagen des HFH-behandelten Probekörpers HFH KMW B 12, aus (Ummenhofer et al., 2018)

### **Nennspannungswöhlerlinien vorkorrodierter Probekörper bei Prüfung an Luft**

Die Ergebnisse der Versuchsserien HFH SSN Ax und HFH SSN B sind in Abbildung 3.30 dargestellt und berücksichtigen den Korrosionseinfluss auf die Rissentstehung. Diese werden der Versuchsserie HFH unkor B gegenübergestellt.

Zunächst kann für die Referenzserie an HFH-behandelten und unkorrodierten Probekörpern der Serie HFH unkor B festgestellt werden, dass alle Ergebnisse der unter Biegung geprüften Serie deutlich oberhalb des Kerbfalls 140 für HFH-behan-

derte Quersteifen nach DAST-Richtlinie 026 liegen. Es zeigt sich eine starke Streuung der Ergebnisse, zugleich werden äußerst hohe Ermüdungslebensdauern erzielt. Dies äußert sich speziell an einem Probekörper, der nach zweimaligem Hochsetzen des Beanspruchungsniveaus bereits  $1,2 \cdot 10^7$  Schwingspiele erfahren hat. Das Versagen tritt trotz der hohen Spannungsschwingbreite von 300 MPa erst nach 917.300 Schwingspielen ein. Aufgrund starker Streuung in Kombination mit einer begrenzten Versuchsanzahl liefert die statistische Auswertung kein schlüssiges Ergebnis. Daher können keine Wöhlerlinien für diese Serie generiert werden.

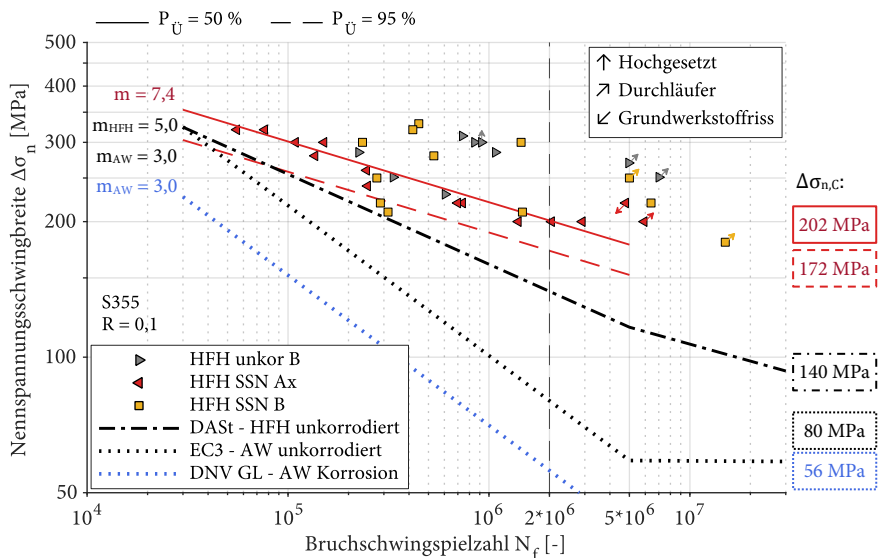


Abbildung 3.30: Nennspannungswöhlerlinien für Quersteifen im HFH-behandelten Zustand unter sequenzieller Korrosion

Eine ähnliche Situation ergibt sich bei der Serie HFH SSN B, die anhand der Vorkorrosion durch Salzsprühnebel und Prüfung an Luft Korrosionseinflüsse auf die Rissentstehung von HFH-behandelten Probekörpern berücksichtigt. Obwohl eine größere Versuchsanzahl vorliegt, können aufgrund der stark streuenden Ergebnisse auch für diese Serie keine Wöhlerlinien ermittelt werden. Es werden zwar Ermüdungslebensdauern erreicht, die nahe der unkorrodierten Serie

HFH unkor B liegen, ebenso ergeben sich auf vergleichbaren Beanspruchungsniveaus deutlich reduzierte Lebensdauern. Obgleich sich zwei der Ergebnisse diesbezüglich deutlich der Bemessungswöhlerlinie annähern, befinden sich alle Ergebnisse oberhalb der Bemessungswöhlerlinie nach DASt-Richtlinie 026.

Im Gegensatz zu den beiden biegebeanspruchten Versuchsserien tritt bei den Probekörpern der Serie HFH SSN Ax eine geringere Streuung auf, die eine statistische Auswertung ermöglicht. Daraus ergibt sich die freie Neigung der Wöhlerlinie zu  $m = 7,4$ . Damit fällt die Neigung im Vergleich zur Regelwerksvorgabe nach DASt-Richtlinie 026 mit  $m_{\text{HFH}} = 5,0$  flacher aus. Der Mittelwert der Ermüdungsfestigkeit beträgt 202 MPa. Der charakteristische Wert der Ermüdungsfestigkeit ergibt sich zu 172 MPa und liegt damit 23 % oberhalb des Kerbfalls 140 nach DASt-Richtlinie 026.

#### **Nennspannungswöhlerlinien vorkorrodiertes Probekörper bei Prüfung in KMW**

Die Abbildung 3.31 zeigt die Versuchsergebnisse der Serien HFH KMW B und HFH SSN KMW B. Für beide Serien erfolgt die Versuchsdurchführung unter Biegebelastung simultan im Meerwasser. Entsprechend wird der Einfluss aus Korrosion auf die Rissentstehung sowie auf den Rissfortschritt berücksichtigt. Wiederrum wird die Referenzserie HFH unkor B gegenübergestellt.

Ebenso wie für die bereits im vorhergehenden Unterabschnitt beschriebene Serie HFH unkor B ergeben sich starke Streuungen der Ermüdungslebensdauern. Eine sinnvolle statistische Auswertung der Serien HFH KMW B und HFH SSN KMW B ist jedoch möglich.

Anhand der statistischen Auswertung wird bei der Serie HFH KMW B die Neigung  $m = 4,6$  ermittelt, welche im Vergleich zur Neigung  $m_{\text{HFH}} = 5$  für HFH-behandelte Kerbdetails nach DASt-Richtlinie 026 etwas steiler ausfällt. Die mittlere Ermüdungsfestigkeit ergibt sich zu 171 MPa und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit beträgt 127 MPa. Bezogen auf die charakteristische Ermüdungsfestigkeit wird die Bemessungswöhlerlinie des Kerbfalls 140 nach DASt-Richtlinie 026 um 9 % unterschritten. Gleichwohl ist festzustellen, dass alle Versuchsergebnisse oberhalb der Bemessungswöhlerlinie der DASt-Richtlinie 026

liegen. Allerdings befinden sich diese im Gegensatz zu den Ergebnissen der Serie HFH unkor B größtenteils weitaus näher an der Bemessungswöhlerlinie.

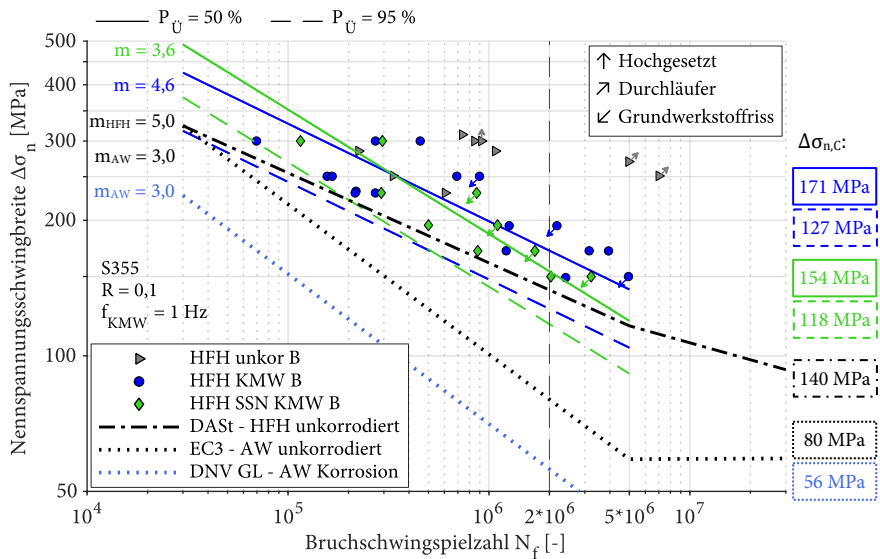


Abbildung 3.31: Nennspannungswöhlerlinien für biegebeanspruchte Quersteifen im HFH-behandelten Zustand unter simultaner Korrosion M1 und M2

Dies gilt gleichermaßen für die Serie HFH SSN KMW B. Jedoch wird für diese eine steilere Neigung von  $m = 3,6$  ermittelt. Es ergibt sich eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 154 MPa und eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 118 MPa, welche um 16 % unterhalb des Kerbfalls 140 nach DAST-Richtlinie 026 liegt.

Vergleicht man die erzielten Ermüdungslebensdauern beider Serien HFH KMW B und HFH SSN KMW B im mittleren bis unteren Zeitfestigkeitsbereich, so ist erkennbar, dass durch Salzsprühnebel vorkorrodierte Probekörper tendenziell geringere Bruchschwingspielzahlen aufweisen.

### 3.5.3 Zusammenfassung

Abschnitt 3.5 beinhaltet die Einstufenversuche an unkorrodierten und korrodierten Probekörpern (S355J2+N;  $t = 25 \text{ mm}$ ), vgl. Versuchsprogramm in Abschnitt 3.2. Diese erfolgen unter zugschwellender Beanspruchung ( $R = 0,1$ ). Korrosive Einflüsse auf die Rissentstehung und auf den Rissfortschritt werden gemäß Abschnitt 3.1 experimentell berücksichtigt. Die Versuche werden bei freier Neigung auf Basis von Nennspannungen ausgewertet. Den Ergebnissen werden die Bemessungswöhlerlinien für den unbehandelten und unkorrodierten Zustand nach DIN EN 1993-1-9 mit Kerbfall 80 und für freie Korrosion nach DNVGL-RP-C203 mit Kerbfall 56 gegenübergestellt. Serien mit HFH-behandelten Probekörpern werden mit dem Kerbfall 140 nach DAST-Richtlinie 026 verglichen.

#### Versuchsserien unbehandelter Probekörper

Untersucht werden durch Salzsprühnebel vorkorrodierte und an Luft geprüfte Probekörper sowie durch künstliches Meerwasser vorkorrodierte und simultan im Meerwasser geprüfte Probekörper. Dabei ergeben sich folgende Ergebnisse:

##### *Versagensmodus*

- Alle unbehandelten Probekörper versagen im Schweißnahtübergang.

##### *Ermüdungslebensdauer*

- Simultan im Meerwasser geprüfte Probekörper weisen gegenüber vorkorrodierten Probekörpern an Luft geringere Bruchschwingspielzahlen auf.
- Die Wöhlerlinie des Kerbfalls 80 (unkorrodiert) wird von vorkorrodierten Probekörpern bei Versuchen an Luft überschritten, bei Versuchen im Meerwasser hingegen überwiegend unterschritten.
- Alle unbehandelten Probekörper liegen oberhalb der Bemessungswöhlerlinie des Kerbfalls 56 (freie Korrosion).

##### *Wöhlerlinie und Ermüdungsfestigkeit*

- Es werden mit  $m = 3,6$  und  $m = 3,8$  flachere Wöhlerlinienneigungen im Vergleich zur geregelten Neigung von  $m_{AW} = 3,0$  ermittelt.

- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit vorkorrodiierter Probekörper liegt bei Versuchen an Luft um 26 % über dem Kerbfall 80 (unkorrodiert) und um 80 % über dem Kerbfall 56 (freie Korrosion).
- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit vorkorrodiierter Probekörper liegt bei Versuchen in Meerwasser um 8 % über dem Kerbfall 80 (unkorrodiert) und um 54 % über dem Kerbfall 56 (freie Korrosion).
- Die Versuche in Meerwasser führen zu einer um 18 % ( $P_{\bar{u}} = 50 \%$ ) und 15 % ( $P_{\bar{u}} = 95 \%$ ) geringeren Ermüdungsfestigkeit als die Versuche an Luft.

### **Versuchsserien HFH-behandelter Probekörper**

Neben unkorrodierten Probekörpern werden durch Salzsprühnebel vorkorrodierte und an Luft geprüfte Probekörper (sequenzielle Korrosion) sowie durch künstliches Meerwasser vorkorrodierte und simultan im Meerwasser geprüfte Probekörper (simultane Korrosion M1) untersucht. Eine weitere Serie umfasst die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel mit anschließender Prüfung in Meerwasser (simultane Korrosion M2). Vorrangig erfolgen die Versuche unter Biegebelastung. Eine Serie mit vorkorrodierten Probekörpern wird an Luft unter axialer Zugbelastung geprüft. Zusammengefasst ergeben sich folgende Ergebnisse:

#### *Versagensmodus*

- An Luft geprüfte Probekörper versagen im HFH-behandelten Zustand bis auf eine Ausnahme im Schweißnahtübergang.
- Bei HFH-behandelten Probekörpern, die im Meerwasser geprüft werden, tritt neben Nahtübergangs- ebenfalls Grundwerkstoffversagen auf – am häufigsten nach der Vorkorrosion im Salzsprühnebel.
- Im Fall von Grundwerkstoffversagen werden gleichzeitig auftretende Risse im HFH-behandelten Schweißnahtübergang ausgeschlossen. Es wird daher angenommen, dass der korrodierte Grundwerkstoff die erreichbare Lebensdauer begrenzt und diese im Rahmen der Auswertung die untere Grenze zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit repräsentiert.

### *Ermüdungslebensdauer*

- Die Bruchschwingspielzahlen aller Versuchsserien mit HFH-behandelten Probekörpern liegen auch bei Korrosionseinfluss oberhalb der Bemessungswöhlerlinie des Kerbfalls 140.
- Eine signifikante Streuung der Lebensdauern HFH-behandelter Probekörper ist bei Biegebelastung festzustellen. Im Gegensatz dazu fallen diese bei axialer Zugbelastung deutlich geringer aus. Insbesondere die Kombination aus Biegebelastung und Vorkorrosion durch Salzsprühnebel führt zu einer starken Streuung der Bruchschwingspielzahlen.
- Im Meerwasser geprüfte Probekörper weisen im mittleren bis unteren Zeitfestigkeitsbereich ( $N > 5 \cdot 10^5$  Schwingspiele) geringere Bruchschwingspielzahlen auf, wenn die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel vorgenommen wird.

### *Wöhlerlinie und Ermüdungsfestigkeit*

- Aufgrund stark streuender Bruchschwingspielzahlen für die an Luft durchgeführten Biegeversuche ist für diese keine sinnvolle statistische Auswertung möglich.
- Bei axialer Zugbelastung wird mit  $m = 7,4$  eine flachere Neigung im Vergleich zu  $m_{\text{HFH}} = 5,0$  nach DAST-Richtlinie 026 ermittelt. Bei den Serien mit biegebeanspruchten Probekörpern, die im Meerwasser geprüft werden, ergeben sich hingegen mit  $m = 3,6$  und  $m = 4,6$  steilere Neigungen.
- Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der bei axialer Zugbelastung durchgeführten sequenziellen Versuche mit Vorkorrosion durch Salzsprühnebel liegt um 23 % über dem Kerbfall 140.
- Für die simultan im Meerwasser durchgeführten Versuche werden charakteristische Ermüdungsfestigkeitswerte ermittelt, die um 9 und 16 % unterhalb des Kerbfalls 140 liegen.



## 3.6 Untersuchung des Ermüdungsrissverhaltens

Begleitend zu den Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuchen wird das Rastlinienverfahren eingesetzt, mit dem Ziel, die Rissentstehung und das Risswachstum an den unbehandelten sowie HFH-behandelten Schweißnahtübergängen genauer analysieren und beurteilen zu können. Fokus liegt besonders auf der Untersuchung des Einflusses aus simultan einwirkender, korrosiver Umgebung auf den Rissfortschritt im HFH-behandelten Zustand.

### 3.6.1 Anwendung des Rastlinienverfahrens

#### 3.6.1.1 Entstehungsprinzip von Rastlinien

Rastlinien (engl. beach marks), auch Rastmarken genannt, treten als linienförmige Verfärbungen auf den Bruchflächen ermüdungsbeanspruchter Bauteile auf. Sie entstehen in der Phase des stabilen Risswachstums durch Belastungsänderungen. Variiert die Belastungshöhe, so verändert sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Bei verringerter Belastung verlangsamt sich der Rissfortschritt, wodurch eine unterschiedlich starke Oxidation im Rissspitzenbereich auftritt (Bargel und Schulze, 2018). Als Folge bleiben dunkle Verfärbungen, die Rastlinien, zurück. Sie markieren die Rissfront, zugehörig zum Ereignis mit geringer Belastungshöhe. Helle Bereiche auf der Bruchfläche von Stahlbauteilen weisen hingegen auf höhere Belastungen mit beschleunigter Rissfortschrittsgeschwindigkeit hin (Richard und Sander, 2012). Neben geänderten Rissfortschrittsraten können Rastlinien des Weiteren durch einzelne Überlasten (Richard und Sander, 2012) oder infolge zeitweiser Unterbrechung der Ermüdungsbelastung entstehen (Bürgel et al., 2014).

#### 3.6.1.2 Versuchsdurchführung zur Erzeugung von Rastlinien

In dieser Arbeit wird beim Rastlinienverfahren das Prinzip der Rissfrontmarkierung genutzt. Durch gezieltes Einstreuen so genannter Markierungszyklen wird das Risswachstum auf den Bruchflächen von Probekörpern als Folge einer blockweisen Änderung der Belastungshöhe visualisiert. Die erzeugten Rastlinien ermöglichen die Untersuchungen des Rissentstehungs- und Rissfortschrittsverhaltens.

Gemäß der gängigen Praxis in Forschungsarbeiten zu Schweißverbindungen werden Probekörper in einem zweistufigen Blocklastprogramm geprüft. Die zugehörige Beanspruchungsfolge mit Blöcken von jeweils 10.000 Schwingspielen ist in Abbildung 3.32 schematisch dargestellt. Die Oberspannung wird während des Versuchs konstant gehalten, um Einflüsse aus Lastfolgeeffekten zu minimieren, vgl. (Weich, 2009). Die Erzeugung von Rastlinien erfolgt im Markierungszyklus. Dafür wird die Beanspruchungsschwingbreite in diesem Zyklus halbiert, um eine reduzierte Rissfortschrittsgeschwindigkeit hervorzurufen.

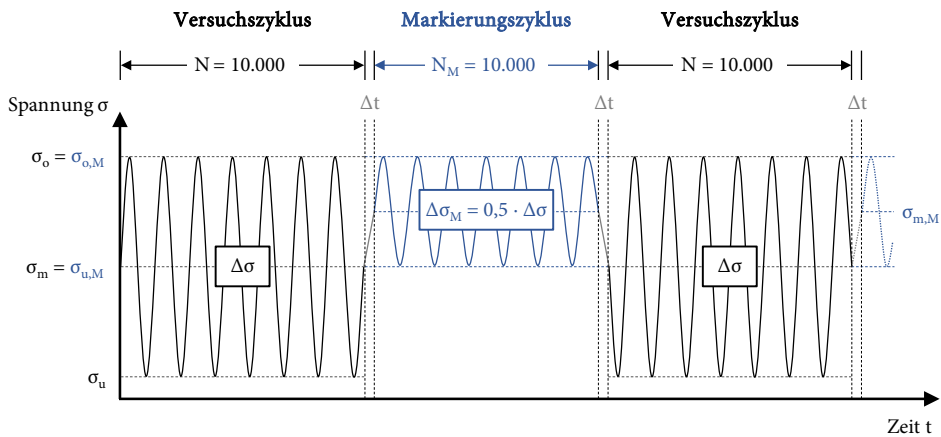


Abbildung 3.32: Schematische Beanspruchungsfolge zur Erzeugung von Rastlinien im Markierungszyklus in Anlehnung an (Dürr, 2007; Weich, 2009)

Den Rastlinienuntersuchungen werden die in Abschnitt 3.2 beschriebenen Parameter der Einstufenversuche zugrunde gelegt. So erfolgt die Versuchsdurchführung innerhalb der Versuchszyklen bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$ . Die Prüffrequenz für simultane Versuche in künstlichem Meerwasser beträgt  $f_{KMW} = 1$  Hz. Im Rahmen der Rastlinienversuche erfolgt die Beanspruchung ausschließlich unter Vierpunktbiegung.

### 3.6.2 Erfassung und Beschreibung der Bruchflächen

Nach Versuchsende werden die Probekörper auf einer elektrohydraulischen Horizontalpresse mit Biegevorrichtung vollständig gebrochen. Anschließend werden ebene Abschnitte der Bruchflächen durch einen Sägeschnitt von den Teilsegmenten der Probekörper getrennt. Die Bilderfassung der Ermüdungsbruchflächen erfolgt unter Verwendung des Digitalmikroskops Keyence VHX 5000 mit dem Objektiv VH Z-20R. Die Einzelbilder werden in 50-facher Vergrößerung mithilfe eines motorisierten Objektisches automatisiert aufgenommen und zu einem Gesamtbild zusammengesetzt, vgl. Abbildung 3.33.

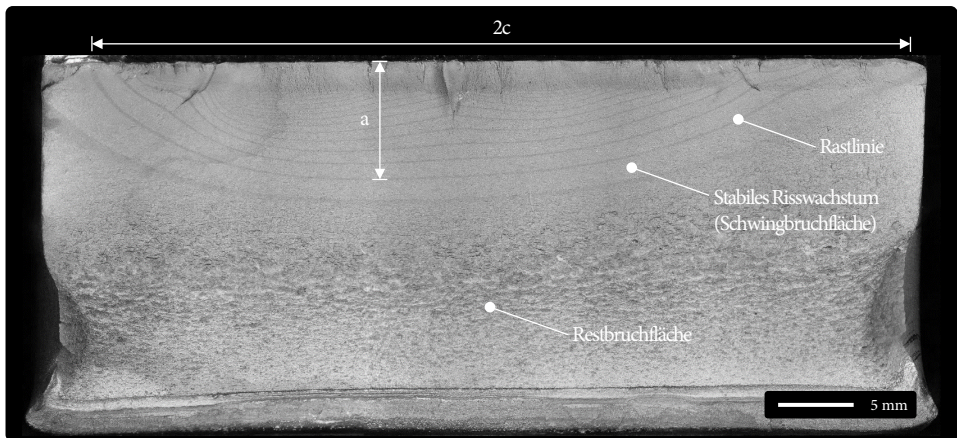


Abbildung 3.33: Ermüdungsbruchfläche mit visuell erkennbaren Rastlinien und den Rissgeometrieparametern

Ausgehend von Anrissen im Nahtübergangsbereich zeichnen sich die Rastlinien auf der Ermüdungsbruchfläche ab und visualisieren das Fortschreiten der Rissfront in Tiefenrichtung. Es ist deutlich erkennbar, dass mit zunehmender Risstiefe die Abstände zwischen den Markierungen zunehmen.

Die begrenzte Ausdehnung der einzelnen Rastlinien lässt darauf schließen, dass der Rissfortschritt während der Markierungszyklen minimiert werden konnte und bestätigt damit die Wahl der eingestreuten Markierungszyklen. Lediglich für die jeweils tiefste Rastlinie, die durch den letzten Markierungsblock entsteht, ist

eine etwas stärkere Ausdehnung feststellbar. Diese ist durch die stark erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit in dieser Risstiefe zu erklären.

Die hellen Bereiche zwischen den Rastlinien repräsentieren die eigentlichen Schwingbruchflächen, die in den Versuchszyklen entstehen. Makroskopisch betrachtet beschreibt die feinstrukturierte, glatte Bruchfläche dabei die Phase des stabilen Rissfortschritts bis über die tiefste Rastlinie hinaus.

Unterhalb der tiefsten Rastlinie ist in Abhängigkeit des Beanspruchungsniveaus und der Größe des verbleibenden Restquerschnitts eine gewisse Anzahl an Versuchszyklen ertragbar und noch dem stabilen Rissfortschritt zuzuordnen, bis der Rissfortschritt instabil wird. Dieser Übergangsbereich äußert sich auf dem Bruchbild der hier untersuchten Probekörper durch eine visuell erkennbare Vergrößerung der Bruchoberfläche. Anschließend tritt der Restbruch ein, der sich als stark aufgeraute Bruchfläche deutlich hervorhebt.

### **3.6.3 Vermessung und Auswertung**

Die Erfassung der Rissgeometrie erfolgt 2D-CAD basiert mit der Software AutoCAD 2021. Die Gesamtaufnahmen der Bruchflächen werden maßstäblich importiert und die Rastlinien in ihrer Mittelachse unter Verwendung einer Spline-Angleichung detailliert nachgebildet. Tieferliegende Rastlinien sind deutlich ausgeprägt und können lückenlos erfasst werden. Mit abnehmendem Oberflächenabstand erschwert sich die Erkennung der Rastlinienmarkierungen. Um die Ermittlung der Rissgeometriedaten zu optimieren, werden in diesen Fällen die nachfolgenden Bearbeitungen, einzeln oder in Kombination, zur Verbesserung der Bildinformationen vorgenommen:

- Nachträgliche Bearbeitung durch Belichtungs-, Farb- und Kontrastkorrekturen.
- Verwendung eines Invertierungsfilters (Umkehrung heller und dunkler Töne in Bildern, hier mithilfe des Rasterwerkzeugs von AutoCAD 2021).
- Ergänzende Rastlinienauswertung der gegenüberliegenden Bruchfläche und Überlagerung der erfassten Rastlinien beider Bruchflächen.

Mithilfe der ergänzenden Bearbeitungsschritte ist es im Rahmen dieser Arbeit möglich, die Datenlage von bereits in (Ummenhofer et al., 2018) untersuchten Probekörpern um Rastlinien mit Risstiefen kleiner 2 mm zu erweitern. Die vollständige Erfassung der Rissform in oberflächennahen Bereichen nahe den Anrissorten ist dennoch nicht in jedem Fall möglich. Jedoch können in diesen Bereichen Rastlinien als Teilsegmente der Rissfront aufgenommen werden – was zumindest Aufschluss über die dortige Risstiefenentwicklung gibt, solange die Zuordnung der Rastlinienabfolge möglich ist.

Basierend auf der Bruchschwingenspielzahl des zum Versagen führenden Risses werden durch Rückwärtszählung die Versuchszyklen den jeweiligen Rastlinien und damit der entsprechenden Risstiefe zugeordnet. Mithilfe von Schwingenspielzahl und Risstiefe wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  berechnet. Ausgehend von der Endrisstiefe wird diese auf die mittlere Risstiefe  $a_m$ , zweier aufeinander folgender Risstiefen bezogen. Dabei kann die mittlere Risstiefe  $a_m$  anhand von Gl. (3.1) ermittelt werden:

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

Die zugehörige Rissfortschrittsgeschwindigkeit wird nach Gl. (3.2) berechnet:

$$\frac{da}{dN}(a_m) = \frac{a_j - a_{j-1}}{N_j - N_{j-1}} \quad (3.2)$$

Zudem wird für vollständig erfassbare Risse, die nicht über die Breite des Probekörpers hinaus und somit nicht an der Flanke der Probekörper in Tiefenrichtung wachsen, die Oberflächenrisslänge  $2c$  gemessen (s. Abbildung 3.33). Auch wenn die eigentliche Rissfront eine deutlich komplexere Geometrie aufweist, kann unter der Annahme einer halb elliptischen Rissform mit der Risstiefe  $a$  und der halben Risslänge  $c$  das Halbachsenverhältnis  $a/c$  gebildet werden und eine vereinfachte Beschreibung der Rissgeometrie erfolgen.

### 3.6.4 Ergebnisse der Rastlinienuntersuchungen

#### 3.6.4.1 Übersicht

Die Tabelle 3.12 gibt einen Überblick über die untersuchten Probekörper und die Versuchsparameter. Zudem fasst sie die Ergebnisse der Rastlinienuntersuchungen zusammen. Unter Vernachlässigung der Schwingenspielzahlen der Markierungszyklen werden die experimentellen Lebensdauern für das Versagen  $N_f$ , für die Rissinitiierung mit Bezug auf die minimal detektierbare Risstiefe  $N_{i(a_{\min})}$  und für den Rissfortschritt  $N_p$  sowie das Lebensdauerverhältnis  $N_{i(a_{\min})}/N_f$  angegeben.

Tabelle 3.12: Ergebnisse der Rastlinienuntersuchungen (Biegebeanspruchung;  $R = 0,1$ ;  $f_{\text{KMW}} = 1 \text{ Hz}$ )

Probekörper	Behandlung	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$N_f$ [-]	$N_{i(a_{\min})}$ [-]	$N_p$ [-]	$N_{i(a_{\min})}/N_f$ [%]	$a_{\min}$ [mm]
AW SSN B 05	-	232	154.319	114.000	40.319	74	2,71
AW SSN B 08	-	150	856.965	728.000	128.965	85	3,97
AW SSN B 09	-	250	177.073	90.000	87.073	51	0,55
HFH unkor B 01*	PIT	310	736.675	664.000	72.675	90	3,01
HFH unkor B 07	HiFIT	251	333.236	100.000	233.236	30	0,79
HFH SSN B 05	PIT	330	447.360	280.000	167.360	63	1,71
HFH SSN B 11	HiFIT	300	234.731	110.000	124.731	47	0,83
HFH KMW B 07	HiFIT	232	217.885	160.000	57.885	73	2,55
HFH KMW B 14*	PIT	300	454.381	420.000	34.381	92	3,55
HFH KMW B 17	HiFIT	230	215.838	130.000	85.838	56	0,72
HFH SSN KMW B 05	HiFIT	230	291.050	205.000	86.050	70	1,36

\* zusätzlicher Eckriss

#### 3.6.4.2 Bruchflächen und Entwicklung der Rissgeometrie

Ein Auszug von Bruchbildern für Probekörper der Versuchsserien wird in Abbildung 3.34 gezeigt. Zum Versagen führende Anrisse entstehen im Rahmen der Rastlinienuntersuchungen ausschließlich im untersuchungsrelevanten Schweiß-

nahtübergang. Ausgehend von den Anrissen im Nahtübergang visualisieren die Rastlinien die Rissausbreitung in Tiefenrichtung.

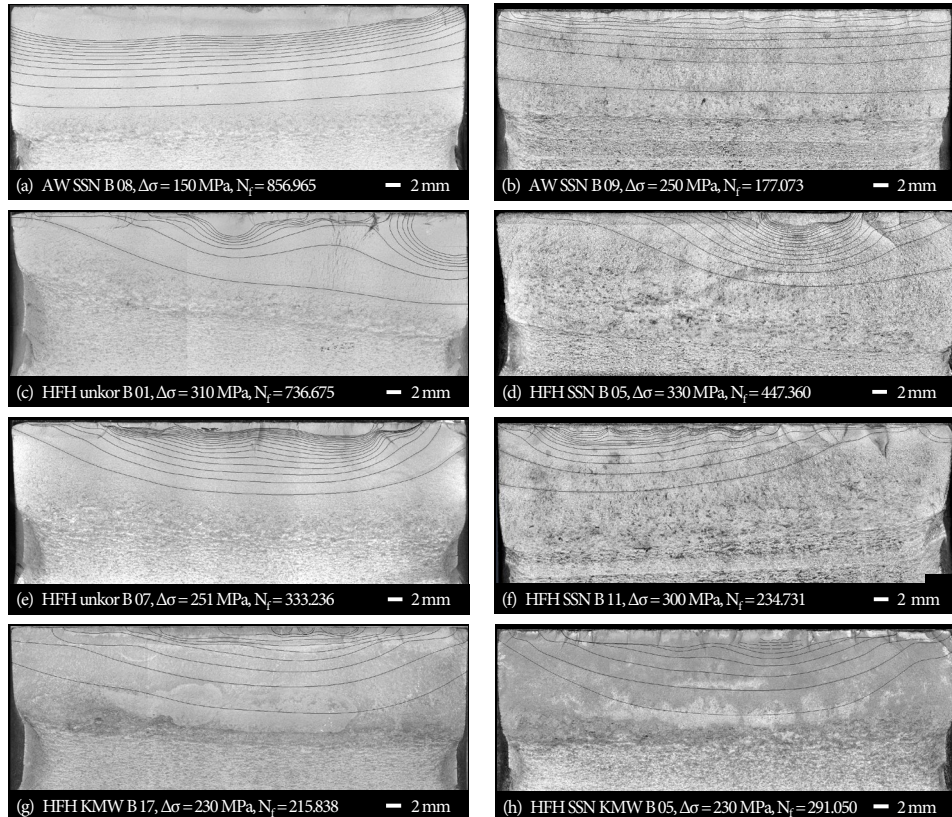


Abbildung 3.34: Bruchflächen mit erzeugten Rastlinien (verdeutlicht durch schwarze CAD-Linien)

In Abbildung 3.35 sind die ermittelten Halbachsenverhältnisse über die Risstiefe aufgetragen, um die Entwicklung der Rissform quantitativ zu beschreiben.

Wie in Abbildung 3.34a und b zu sehen, ergeben sich für die an Luft geprüften, unbehandelten Probekörper der Serie AW SSN B äußerst breite Risse. Aufgrund der begrenzten Probekörperbreite erreichen diese bereits in geringen Risstiefen die Seitenkanten und wachsen anschließend näherungsweise parallel zur Ober-

fläche in Tiefenrichtung weiter. Daher beschränkt sich die Auswertung der Halbachsenverhältnisse in Abbildung 3.35 auf zwei Risse des Probekörpers AW SSN B 09.

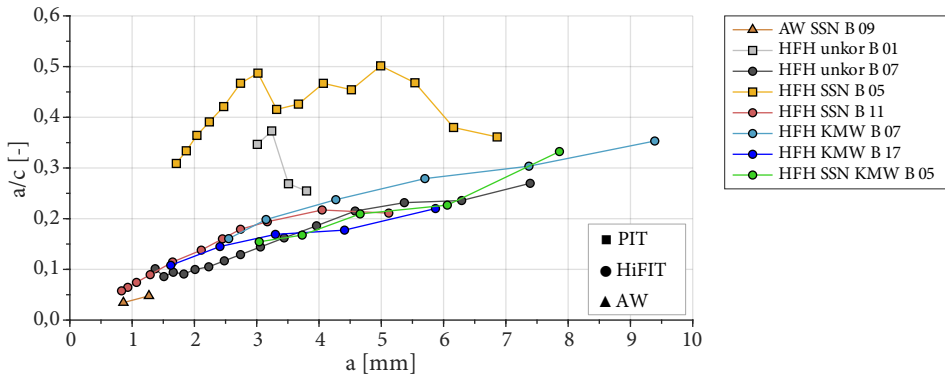


Abbildung 3.35: Veränderung des Halbachsenverhältnisses über die Risstiefe

Gemäß den Ausführungen in Abschnitt 2.4.3.7 ist davon auszugehen, dass derart breite Rissfronten aus Koaleszenzereignissen vieler oberflächennaher Anrisse resultieren, die entlang des gesamten Schweißnahtübergangs entstehen. Ein solches Schädigungsverhalten ist mit den Ergebnissen von (Dürr, 2007) vergleichbar, der an unkorrodierten Schweißnahtübergängen von unbehandelten Quersteifen breite Risse mit  $a/c$ -Verhältnissen  $< 0,1$  beobachtet. Im genannten Fall handelt es sich ebenso wie bei den hier untersuchten Probekörpern um vollmechanisiert geschweißte Kehlnähte. Es ist daher anzunehmen, dass primär die Verwendung von Maschinenschweißnähten ursächlich für die breiten Rissfronten mit geringen Halbachsenverhältnissen ist. Dies begründet sich nach (Zerbst, 2015) durch eine homogene Verteilung der Anrissorte aufgrund einer fertigungsbedingt einheitlichen Geometrie des Schweißnahtübergangs. Dieser Argumentation folgend, wird nicht von einem maßgeblich veränderten Rissverhalten infolge der Vorkorrosion durch Salzsprühnebel ausgegangen.

Zu den unbehandelten Probekörpern abweichende Rissformen können an HFH-behandelten Probekörpern festgestellt werden, vgl. Abbildung 3.34c-h. Die Risse



erreichen erst wesentlich später die Probekörperkanten, wodurch eine umfassendere Auswertung der Risserweiterung möglich ist, vgl. Abbildung 3.35. Folglich beeinflusst der Behandlungszustand die Entwicklung der Rissgeometrie. Im unbehandelten Zustand verbreitern sich die Risse, während die Risse im HFH-behandelten Zustand stärker in die Tiefe wachsen. Demnach ergeben sich größere Halbachsenverhältnisse im HFH-Zustand gegenüber dem AW-Zustand. Diesbezüglich vergleichbare Ergebnisse liegen von (Yuan und Sumi, 2015) vor. Mithilfe von rechnerischen Rissfortschrittsanalysen ermittelten sie im UIT-Zustand größere  $a/c$ -Verhältnisse als im AW-Zustand und begründeten diese Abweichungen mit den eingebrachten Druckeigenstressungen in Kombination mit einer geringeren Spannungskonzentration in oberflächennahen Bereichen.

Für die hier untersuchten HFH-behandelten Probekörper kann darüber hinaus festgestellt werden, dass sich die Rissformen zudem in Abhängigkeit des Behandlungsverfahrens unterscheiden. Die Bruchflächen der HiFIT-behandelten Probekörper (Abbildung 3.34e-h) weisen anfänglich breite Risse infolge wiederholter Koaleszenzereignisse auf. Daraufhin steigt das Halbachsenverhältnis mit zunehmender Risstiefe näherungsweise konstant an, vgl. Abbildung 3.35. Dies gilt für den unkorrodierten Probekörper und ebenso für alle korrodierten Probekörper, unabhängig der Vorkorrosionsmethode und unabhängig davon, ob die Versuche an Luft oder in künstlichem Meerwasser durchgeführt werden. Insofern sind keine erheblichen Abweichungen zwischen der Rissgeometrieentwicklung an unkorrodierten und korrodierten Probekörpern festzustellen.

Auf den Bruchflächen der PIT-behandelten Probekörper (Abbildung 3.34c und d) werden hingegen vereinzelte Anrisse beobachtet, die frühzeitig einen zum Versagen führenden Riss bilden. In zwei von drei Fällen wird dieser Riss durch einen zusätzlichen Eckriss begleitet. Die Auswertung des Halbachsenverhältnisses beschränkt sich auf den maßgeblich zum Versagen führenden Riss im Bereich nahe der Probenmitte. Die entsprechenden Kurvenverläufe in Abbildung 3.35 zeichnen sich im Vergleich zu denen der HiFIT-behandelten Probekörper durch größere  $a/c$ -Verhältnisse und eine unstetigere Entwicklung aus. Ob bei PIT-behandelten Probekörpern ein Einfluss aus Korrosion auf die Risserweiterung vorhanden ist, kann nicht eindeutig beurteilt werden. Die Halbachsenverhältnisse des unkorrodierten Probekörpers liegen zwar unter denen des durch Salzsprühnebel korrodierten

Probekörpers, jedoch können für den Probekörper HFH unkor B 01 lediglich vier Ergebnisse für tief liegende Risse mit  $a > 3$  mm ermittelt werden. Da eine vergleichende Betrachtung nur bedingt möglich ist, kann diesbezüglich keine abschließende Bewertung erfolgen.

### 3.6.4.3 Minimal detektierbare Risstiefe und Lebensdaueranteile

Die minimal detektierbaren Risttiefen der zum Versagen führenden Risse und das zugehörige Verhältnis der Rissinitiierungsphase an der Gesamtlebensdauer werden in Tabelle 3.12 zusammengefasst. Eine grafische Darstellung dieser Ergebnisse erfolgt in Abbildung 3.36. Um die eigenen Versuchsergebnisse besser einordnen zu können, werden Referenzergebnisse aus Rastlinienuntersuchungen von weiteren Forschungsarbeiten zu geschweißten Konstruktionsdetails gegenübergestellt. Dabei wird das Parameterfeld in Hinblick auf das Spannungsverhältnis und den Werkstoff so gewählt, dass eine gute Vergleichbarkeit der Ergebnisse gewährleistet ist.

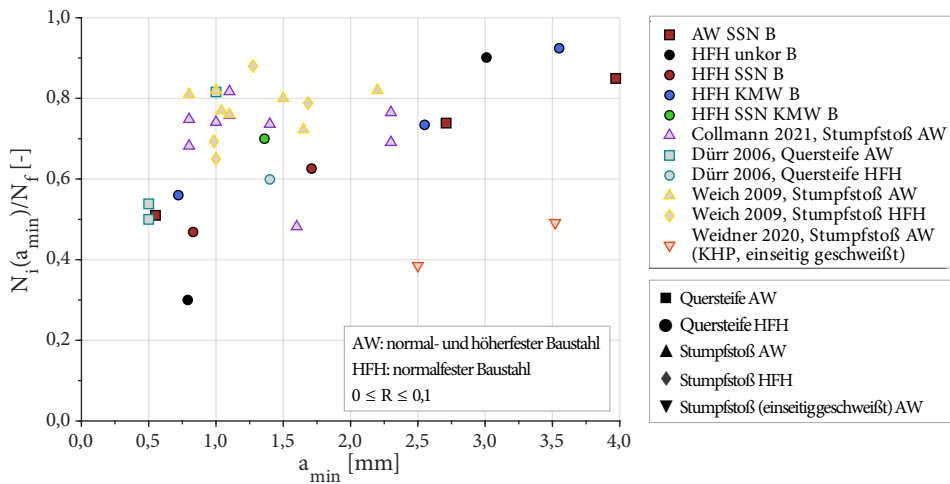


Abbildung 3.36: Verhältnis der Rissinitiierungsphase zur Gesamtlebensdauer in Abhängigkeit der minimal detektierbaren Risstiefe; Vergleich zu Literaturergebnissen für Makrorisse mit  $a_{min} \geq 0,5$  mm

Die Lebensdaueranteile der Rissentstehung bzw. des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer sind im Wesentlichen von der Kerbwirkung abhängig. Liegt eine hohe Kerbschärfe vor, so nimmt der Rissfortschritt einen signifikanten Anteil an der Lebensdauer ein, da die Rissbildung frühzeitig auftritt – wohingegen an schwach gekerbten Bauteilen die Anrisslebensdauer dominiert.

Verschiedene Referenzergebnisse für geschweißte Konstruktionsdetails bestätigen dies. Bei Betrachtung vergleichbarer Risstiefen zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse von (Weich, 2009) und (Collmann, 2021) an Querstumpfstößen mit verhältnismäßig milder Kerbwirkung in einer ähnlichen Größenordnung liegen. In beiden Fällen überwiegt der Anteil der Rissinitiierungsphase gegenüber der Rissfortschrittsphase deutlich. Im Gegensatz dazu stellt (Weidner, 2020) an einseitig geschweißten Stumpfstößen mit hoher Kerbschärfe im Nahtwurzelbereich fest, dass die Rissfortschrittsphase den maßgeblichen Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt. Die Ergebnisse von (Dürr, 2007) für das Konstruktionsdetail der Quersteife liegen dazwischen und weisen eine annähernd ausgewogene Verteilung zwischen Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase auf.

Für die eigenen Versuchsserien an Quersteifen betragen die minimal messbaren Risstiefen zwischen 0,55 mm und 3,97 mm und variieren somit stark. Die zugehörigen Anteile der Phase bis zum messbaren Anriss an der Gesamtlebensdauer weichen ebenso deutlich voneinander ab und liegen zwischen 30 % und 92 %. Dabei fällt der Anteil bei kleinen Werten von  $a_{\min}$  geringer aus. Bei Probekörpern, deren minimal detektierbare Risstiefen unterhalb von 1 mm liegen, beträgt die Lebensdauer bis zum messbaren Anriss zwischen 30 % und 56 % der Gesamtlebensdauer. Das Ergebnis des unbehandelten und an Luft geprüften Probekörpers liegt mit  $N_{i(a_{\min})}/N_f = 51$  % in einer ähnlichen Größenordnung zu den Ergebnissen unbehandelter Quersteifen von (Dürr 2007). Für den hier untersuchten HFH-behandelten und unkorrodierten Probekörper wird im Risstiefenbereich bis zu 1 mm eine kürzere Phase bis zum messbaren Anriss und damit eine längere Rissfortschrittsphase ermittelt. Das zugehörige Lebensdauerungsverhältnis beträgt  $N_{i(a_{\min})}/N_f = 30$  %. Im Vergleich dazu ergibt sich für den simultan im Meerwasser geprüften Probekörper, der auf einem ähnlich hohen Beanspruchungsniveau geprüft wird, eine um 26 % kürzere Rissfortschrittsphase.

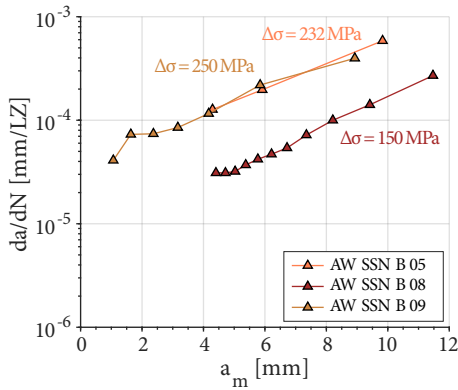
#### 3.6.4.4 Rissfortschrittsgeschwindigkeit und Risswachstum

##### Gesamtübersicht

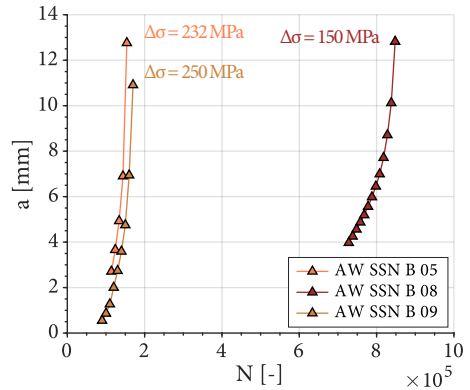
In Abbildung 3.37 werden die eigenen Ergebnisse zum Rissfortschrittsverhalten vorgestellt. Dazu wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  auf die mittlere Risstiefe  $a_m$  bezogen, vgl. Abschnitt 3.6.3. Des Weiteren wird das Risswachstum abgebildet, indem die Risstiefe  $a$  über die Schwingspielzahl  $N$  aufgetragen wird. Eingeteilt werden die Ergebnisse nach dem Behandlungszustand (AW/ HFH) und gemäß der Prüfumgebung (Luft/ KMW).

Die unbehandelten und durch Salzsprühnebel vorkorrodierten Probekörper der an Luft geprüften Serie AW SSN B weisen ein typisches Rissfortschrittsverhalten auf – so steigt mit zunehmender Risstiefe ebenso die Rissfortschrittsgeschwindigkeit an, vgl. Abbildung 3.37a. Weiterhin geht mit einer niedrigeren Beanspruchungshöhe eine geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeit einher. Das zugehörige Risswachstum ist in Abbildung 3.37b dargestellt.

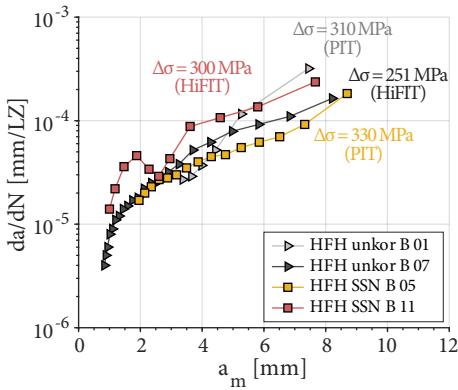
Die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten von HFH-behandelten und an Luft geprüften Probekörpern der Serien HFH unkor B und HFH SSN B werden in Abbildung 3.37c gezeigt. Im Vergleich zum unbehandelten Zustand treten vor allem in oberflächennahen Bereichen deutliche Verzögerungen auf, obwohl die Probekörper vorrangig auf höheren Beanspruchungsniveaus geprüft werden. Darüber hinaus fällt für den Probekörper HFH SSN B 11 ein Sprung im Kurvenverlauf auf. Anfänglich erhöht sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, nimmt jedoch ab einer Tiefe von ca. 2 mm abrupt ab. Anhand einer Bruchflächenbetrachtung (Abbildung 3.34f) lässt sich dies durch eine Vielzahl von frühzeitigen Koaleszenzereignissen erklären. Eine maßgebliche Auswirkung auf den Verlauf der zugehörigen Rissfortschrittslebensdauer in Abbildung 3.37d ist jedoch nicht erkennbar. Des Weiteren zeigt sich ein Einfluss aus dem Behandlungsverfahren. So werden an Probekörpern mit PIT-Behandlung ähnliche bis geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten im Vergleich zur HiFIT-Behandlung ermittelt – obwohl die PIT-behandelten Probekörper höhere Beanspruchungsniveaus erfahren. Ungeachtet des Behandlungsverfahrens weisen alle HFH-behandelten Probekörper in Abbildung 3.37d im Vergleich zu den unbehandelten Probekörpern in Abbildung 3.37b wesentlich längere Rissfortschrittslebensdauern auf.



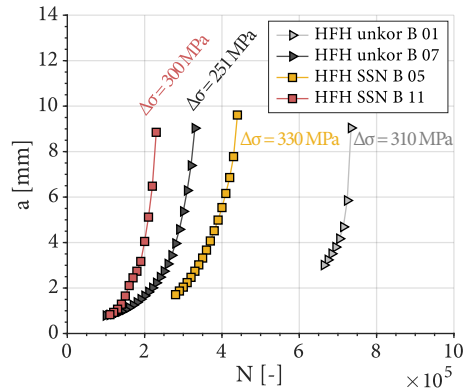
(a) AW an Luft: Rissfortschrittsgeschwindigkeit



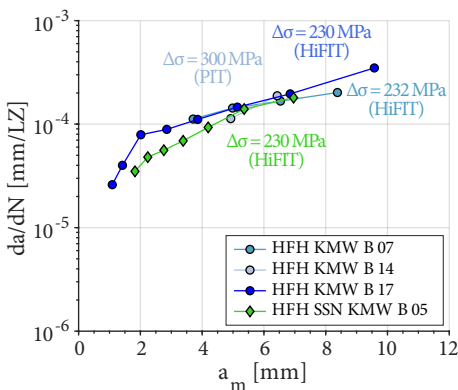
(b) AW an Luft: Risswachstum



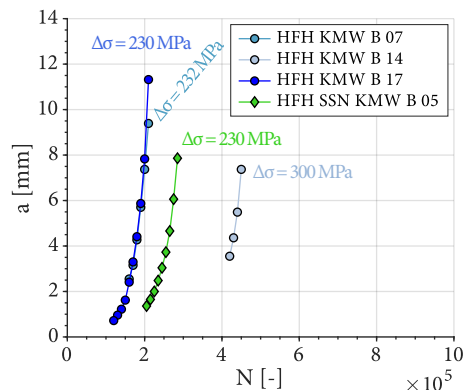
(c) HFH an Luft: Rissfortschrittsgeschwindigkeit



(d) HFH an Luft: Risswachstum



(e) HFH in KMW: Rissfortschrittsgeschwindigkeit



(f) HFH in KMW: Risswachstum

Abbildung 3.37: Rissfortschrittsverhalten unbehandelter und HFH-behandelter Probekörper bei Prüfung an Luft sowie HFH-behandelter Probekörper bei Prüfung in künstlichem Meerwasser

Die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten der HFH-behandelten Probekörper, die in künstlichem Meerwasser geprüft werden, sind in Abbildung 3.37e dargestellt. Gegenüber den an Luft geprüften HFH-Serien weisen diese höhere Rissfortschrittsraten auf und sind mit unbehandelten Probekörpern vergleichbar. Dies zeigt sich ebenfalls anhand der Verläufe des Risswachstums in Abbildung 3.37f.

Um Einflüsse aus dem Behandlungszustand und der Korrosion auf das Rissfortschrittsverhalten konkreter zu betrachten, werden nachfolgend ausgewählte Probekörper mit vergleichbaren Randbedingungen gegenübergestellt.

### **Einfluss aus dem Behandlungszustand und der Korrosion auf den Rissfortschritt**

Analysiert man das Rissfortschrittsverhalten von HFH-behandelten Schweißverbindungen, so sind die druckeigenbeanspruchten Bereiche nahe der Oberfläche von besonderem Interesse, vgl. Abschnitt 2.2.4.2. Aus diesem Grund wird in Abbildung 3.38 eine spezifische Auswahl zuvor vorgestellter Versuchsergebnisse mit minimal detektierbaren Risstiefen kleiner 1 mm gegenübergestellt. Darüber hinaus wird die Auswahl auf Probekörper beschränkt, die auf ähnlichen Beanspruchungsniveaus geprüft werden. Ebenso wie im vorherigen Abschnitt werden die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten herangezogen. Um die Vergleichbarkeit der Versuchsergebnisse zum Rissfortschritt zu verbessern, werden die Lebensdauern einheitlich, ausgehend von der tiefsten der minimal detektierbaren Risstiefen, aufgetragen. Die Ermittlung der Schwingspielzahl des modifizierten Ausgangspunkts erfolgt näherungsweise durch lineare Interpolation zwischen den beiden Risstiefen, die anhand der nächstgelegenen Rastlinien bekannt sind.

Betrachtet man in Abbildung 3.38a die an Luft geprüften Probekörper AW SSN B 09 und HFH unkor B 07, so sind im HFH-behandelten Zustand niedrigere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten festzustellen. Wie im vorherigen Abschnitt bereits erwähnt, treten im Vergleich zum unbehandelten Zustand signifikante Verzögerungen, vor allem in oberflächennahen Bereichen, auf. Bis in eine Risstiefe von ca. 2 mm sind die Verzögerungen besonders stark ausgeprägt und nehmen daraufhin mit zunehmendem Oberflächenabstand ab. Entsprechend ergibt sich in Abbildung 3.38b für den HFH-behandelten Zustand eine um 194 % längere Rissfortschrittslebensdauer, verglichen zum unbehandelten Zustand.

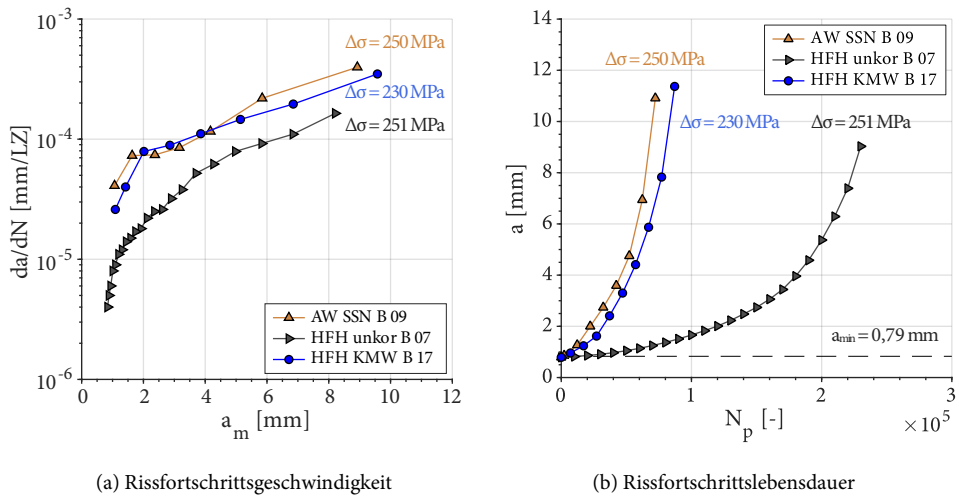


Abbildung 3.38: Rissfortschrittsverhalten in Abhängigkeit des Behandlungszustands und des Korrosionseinflusses für ausgewählte Probekörper mit  $a_{min} \leq 0,79$  mm

Des Weiteren wird der HFH-behandelte und in künstlichem Meerwasser geprüfte Probekörper HFH KMW B 17 näher betrachtet. Dieser weist im Vergleich zum HFH-behandelten und an Luft geprüften Probekörper HFH unkor B 07 höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten auf, vgl. Abbildung 3.38a. Im Hinblick auf das Risswachstum in Abbildung 3.38b äußert sich dies durch eine um 60 % verkürzte Rissfortschrittslebensdauer.

Zudem kann festgestellt werden, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten von HFH KMW B 17 in ähnlicher Größenordnung zum Probekörper AW SSN B 09 liegen, vgl. Abbildung 3.38a. Bis zu einer Risttiefe von ca. 2 mm unterschreiten diese allerdings noch die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten des unbehandelten und an Luft geprüften Probekörpers. Bezogen auf das Risswachstum in Abbildung 3.38b äußert sich dies durch eine um 17 % längere Rissfortschrittslebensdauer.

### 3.6.5 Zusammenfassung

Das Rastlinienverfahren wird zur Markierung der Rissfronten eingesetzt. Die erzeugten Rastlinien werden mikroskopisch erfasst, CAD basiert digitalisiert und vermessen. Die Rastlinienvermessung ermöglicht eine Analyse der Rissgeometrie-

entwicklung. In Kombination mit den aufgezeichneten Versuchsdaten kann zudem das Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsverhalten beurteilt werden. Die Ergebnisse können wie folgt zusammengefasst werden:

### **Rissgeometrieentwicklung**

- Die Entwicklung des Halbachsenverhältnisses zur Risstiefe unterscheidet sich je nach Behandlungszustand und Behandlungsverfahren.
- An unbehandelten Probekörpern ergeben sich äußerst breite Risse, welche bereits in geringen Tiefen die Seitenkanten erreichen. Der Einsatz von Maschinenschweißnähten wird als primäre Ursache für die breiten Rissfronten angesehen. Von einem signifikanten Einfluss der Vorkorrosion ist hingegen nicht auszugehen.
- HiFIT-behandelte Probekörper weisen anfänglich breite Risse infolge wiederholter Koaleszenzereignisse auf. Daraufhin steigt das Halbachsenverhältnis mit zunehmender Risstiefe näherungsweise konstant an. Deutliche Abweichungen zwischen der Rissgeometrieentwicklung unkorrodierter und korrodierter Probekörper sind nicht festzustellen.
- An PIT-behandelten Probekörpern werden vereinzelt Anrisse beobachtet, die frühzeitig einen zum Versagen führenden Riss bilden. Im Vergleich zu den HiFIT-behandelten Probekörpern ergeben sich größere a/c-Verhältnisse. Eine abschließende Bewertung zum Einfluss der Korrosion kann aufgrund der begrenzten Ergebnisse nicht vorgenommen werden.

### **Minimal detektierbare Risstiefe und Lebensdaueranteile**

- Die minimal detektierbaren Risttiefen  $a_{\min}$  variieren zwischen 0,55 mm und 3,97 mm. Die Anteile der Phase bis zum messbaren Anriss an der Gesamtlebensdauer liegen bei  $a_{\min} > 1$  mm zwischen 63 % und 92 %. Bei Probekörpern, deren minimal detektierbare Risttiefen unterhalb von 1 mm liegen, nehmen die Anteile der Phase bis zum messbaren Anriss zwischen 30 % bis 56 % der Gesamtlebensdauer ein.
- Im unbehandelten Zustand ergibt sich im Risstiefenbereich bis 1 mm ein Lebensdauerverhältnis von  $N_i(a_{\min})/N_f = 51$  %, das in einer ähnlicher Größenordnung zu den Ergebnissen an Quersteifen von (Dürr 2007) liegt.



- Bezogen auf den Risstiefenbereich bis 1 mm wird eine längere Rissfortschrittsphase für den HFH-behandelten und unkorrodierten Zustand ermittelt. Das Lebensdauerverhältnis beträgt in diesem Fall  $N_{i(a_{min})}/N_f = 30 \%$ .
- Die simultane Prüfung im Meerwasser von HFH-behandelten Probekörpern führt bei einer Risttiefe bis 1 mm zu einem Lebensdauerverhältnis von  $N_{i(a_{min})}/N_f = 56 \%$ . Verglichen zum unkorrodierten Zustand liegt damit eine um 26 % kürzere Rissfortschrittsphase vor.

### **Rissfortschrittsgeschwindigkeit und Risswachstum**

- Für die an Luft geprüften Probekörper sind im HFH-behandelten Zustand geringere Rissfortschrittsraten festzustellen als im unbehandelten Zustand.
- Im Vergleich zum unbehandelten Zustand treten an HFH-behandelten Probekörpern signifikant verzögerte Rissfortschrittsgeschwindigkeiten vor allem in oberflächennahen Bereichen auf. Bis in eine Risttiefe von ca. 2 mm sind diese besonders stark ausgeprägt, nehmen jedoch mit zunehmendem Oberflächenabstand ab.
- Es zeigt sich ein Einfluss aus dem Behandlungsverfahren auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Obwohl PIT-behandelte Probekörper höhere Beanspruchungsniveaus erfahren, werden ähnliche bis geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten im Vergleich zur HiFIT-Behandlung ermittelt.
- Unabhängig vom Behandlungsverfahren weisen HFH-behandelte Probekörper im Vergleich zu unbehandelten Probekörpern wesentlich längere Rissfortschrittslebensdauern bei Prüfung an Luft auf. In einem direkten Vergleich ergibt sich im HFH-behandelten Zustand eine um 194 % längere Rissfortschrittslebensdauer gegenüber dem unbehandelten Zustand.
- Im HFH-behandelten Zustand sind bei Prüfung in künstlichem Meerwasser erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeiten im Vergleich zur Prüfung an Luft festzustellen. Innerhalb einer direkten Gegenüberstellung äußert sich dies durch eine um 60 % verkürzte Rissfortschrittslebensdauer.
- Die Rissfortschrittsraten des HFH-behandelten und im Meerwasser geprüften Probekörpers sind vergleichbar mit denen des unbehandelten Probekörpers, der an Luft geprüft wird. Bezüglich des Risswachstums wird im HFH-Zustand bei simultaner Korrosion eine um 17 % längere Rissfortschrittslebensdauer gegenüber dem unbehandelten Zustand an Luft ermittelt.



## 4 Bewertung der Ermüdungsfestigkeit

Im Rahmen des Forschungsprojektes (Ummenhofer et al., 2018) wurde ein Teil der in Abschnitt 3.5 vorgestellten Versuche genutzt, um den Kerbfall 125 mit einer Neigung  $m = 5$  im Zeitfestigkeitsbereich für HFH-behandelte Quersteifen in korrosiver Umgebung zu erarbeiten. Die Gültigkeit der bestehenden Kerbfallempfehlung wird im Folgenden unter Berücksichtigung ergänzender Versuchsergebnisse bewertet. In diesem Zusammenhang wird das Potenzial der HFH-Behandlung für den Einsatz unter korrosiven Bedingungen im Vergleich zum unbehandelten Zustand erneut bewertet. Die Einbeziehung von Literaturdaten ermöglicht dabei eine breitere Datenbasis und verbessert die Einordnung der Versuchsergebnisse dieser Arbeit.

Zur gezielten Analyse des Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsverhaltens werden neben dem Nennspannungskonzept das Kerbspannungs- und das Rissfortschrittskonzept herangezogen. Diese erweiterten Analysemethoden ermöglichen eine umfassendere Einschätzung von Korrosionseinflüssen sowie weiterer Einflussfaktoren wie Belastungsart und Bauteilsymmetrie. Gleichzeitig schaffen sie eine Basis für eine mögliche Berücksichtigung dieser Einflüsse.

Hinsichtlich der Darstellung und Auswertung von Versuchsdaten zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit auf der Basis von Wöhlerlinien wird in diesem Kapitel, soweit nicht anders angegeben, analog zu Abschnitt 3.5.2 verfahren.

### 4.1 Bewertung nach dem Nennspannungskonzept

#### 4.1.1 Gesamtauswertung der Korrosionsermüdungsversuche

Die Korrosionsermüdungsversuche des Abschnitts 3.5.2 werden für einen regelwerkskonformen Kerbfallvergleich bei fester Wöhlerlinienneigung ausgewertet. Darüber hinaus wird das Potenzial der HFH-Behandlung zur Steigerung der

Ermüdungsfestigkeit in korrosiver Umgebung analysiert, indem die Versuche nach dem Behandlungszustand eingeteilt werden. Innerhalb dieser Zuordnung erfolgt die Bestimmung der mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeit auf Basis einer zusammenfassenden Gesamtauswertung aller Versuchsserien, um die sequenziellen und simultanen Korrosionseinflüsse innerhalb eines statistischen Streubandes zu berücksichtigen.

#### 4.1.1.1 Nennspannungswöhlerlinien der unbehandelten Quersteifen

Zunächst werden die Ergebnisse der Nennspannungsauswertung unbehandelter Quersteifen im Wöhlerdiagramm in Abbildung 4.1 gezeigt.

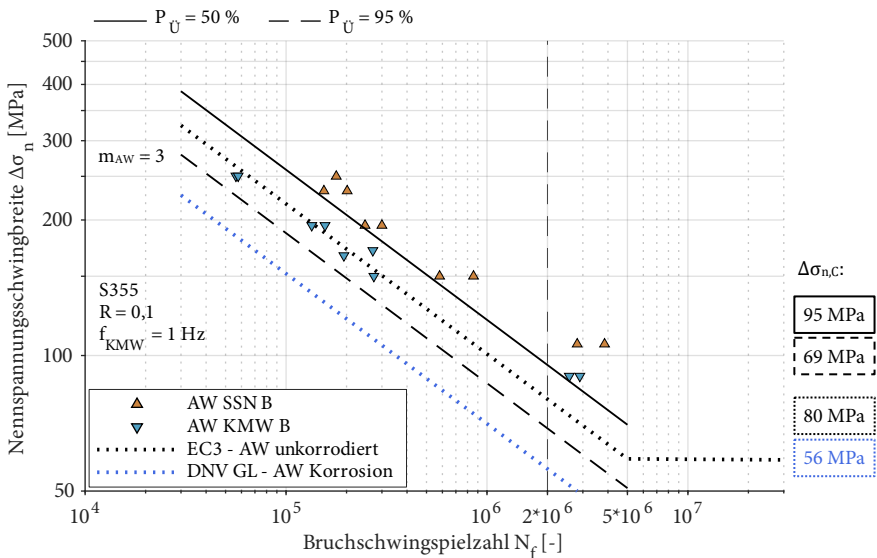


Abbildung 4.1: Nennspannungswöhlerlinien für biegebeanspruchte Quersteifen im unbehandelten Zustand unter sequenzieller und simultaner Korrosion M1 (Gesamtauswertung bei fester Neigung)

Für die feste Neigung von  $m_{AW} = 3$  ergibt sich die mittlere Ermüdungsfestigkeit zu 95 MPa. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit beträgt 69 MPa und kann für einen Kerbfallvergleich mit Bezug zum unbehandelten Zustand herangezogen werden. Hierbei zeigt sich, dass die charakteristische Ermüdungsfestigkeit um

14 % unterhalb des Bemessungswerts des Kerbfalls 80 für unkorrodierten Quersteifen nach DIN EN 1993-1-9 liegt. Der Kerbfall 56 für freie Korrosion nach DNVGL-RP-C203 wird hingegen um 23 % überschritten. Die Versuche bestätigen damit die Notwendigkeit zur Abminderung der Kerbfallklasse aufgrund korrosiver Umgebungsbedingungen. Jedoch zeigt sich ebenso, dass die Versuchsergebnisse durch den Kerbfall 56 konservativ beschrieben werden. Insbesondere wird die Lebensdauer der Versuche unterschätzt, für die Schwingspielzahlen von mehr als  $2 \cdot 10^6$  bis zum vollständigen Ermüdungsversagen erreicht werden.

Die Bemessungswöhlerlinien nach DNVGL-RP-C203 gelten für hohe Eigenspannungen, wie sie in Bauteilen von realen Strukturen vorliegen können. Daher wird empfohlen, Ermüdungsfestigkeiten, die bei einem geringen Spannungsverhältnis (wie z. B.  $R = 0$  oder  $R = 0,1$ ) an Kleinbauteilproben gewonnen werden, gemäß den IIW-Empfehlungen von (Hobbacher, 2016) auf ein höheres Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  umzurechnen (vgl. Abschnitt 2.1.8). Demzufolge wird die bei  $R = 0,1$  experimentell ermittelte Ermüdungsfestigkeit von 69 MPa entsprechend Abbildung 2.7 um 16 % reduziert. Die korrigierte Ermüdungsfestigkeit für  $R = 0,5$  beträgt 58 MPa und liegt damit weiterhin oberhalb des Kerbfalls 56. In Bezug auf diese Korrektur sind zwei Aspekte relevant: Erstens zeigen Untersuchungen von (Braun et al., 2020) an Quersteifen, dass dieser Korrekturansatz konservativ sein kann. Zweitens führt ein höheres Spannungsverhältnis unter simultaner Korrosion zu einer beschleunigten Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Dieser Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten wird durch die vorgenommene Korrektur nicht berücksichtigt, wodurch keine umfassende Anpassung an ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  erfolgt ist. Weitere Untersuchungen wären erforderlich, um die genannten Aspekte konkret zu berücksichtigen. Diese gehen jedoch über den Fokus dieser Arbeit hinaus, da die Ermüdungsfestigkeiten unbehandelte Quersteifen primär zum Vergleich mit HFH-behandelten Quersteifen dienen.

#### 4.1.1.2 Nennspannungswöhlerlinien der HFH-behandelten Quersteifen

Für die Auswertung der Versuche an HFH-behandelten Quersteifen wird die Neigung von  $m_{\text{HFH}} = 5$  verwendet. Die zugehörigen Ergebnisse sind im Wöhlerdiagramm in Abbildung 4.2 enthalten.

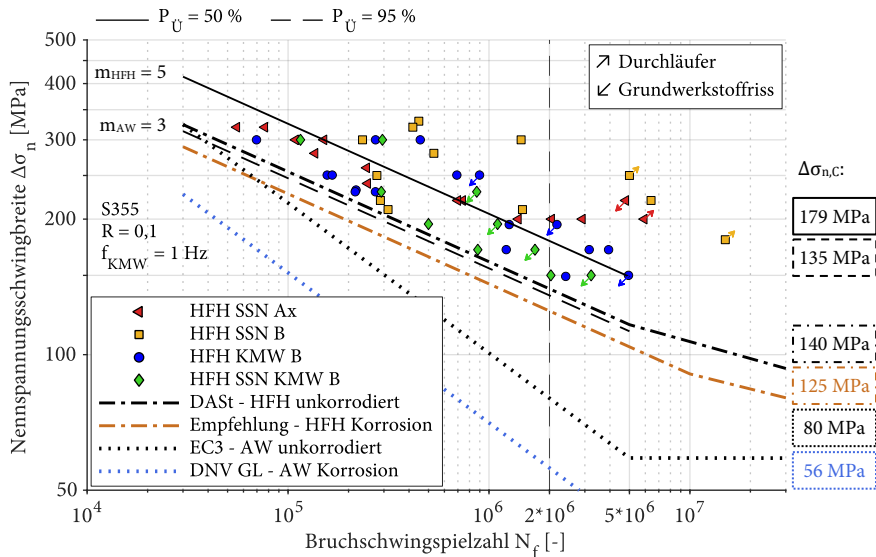


Abbildung 4.2: Nennspannungswöhlerlinien für Quersteifen im HFH-behandelten Zustand unter sequenzieller sowie simultaner Korrosion M1 und M2 (Gesamtauswertung bei fester Neigung)

Gegenüber dem unbehandelten Zustand werden deutlich höhere Ermüdungsfestigkeitswerte erreicht. Infolge der HFH-Behandlung ergibt sich mit 179 MPa eine mittlere Ermüdungsfestigkeit, die um 88 % über dem Mittelwert unbehandelter Quersteifen liegt. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit beträgt 135 MPa. Im Vergleich zum unbehandelten Zustand entspricht dies einer Erhöhung um 96 %.

In Bezug auf den Kerbfall 140 nach DASt-Richtlinie 026 für unkorrodierte Quersteifen unterschreitet die charakteristische Ermüdungsfestigkeit den Bemessungswert um 4 %. Obwohl sich, wie bereits in Abschnitt 3.5.2.3 angemerkt, alle Versuchsergebnisse oberhalb der zugehörigen Bemessungswöhlerlinie befinden, ist im Hinblick auf die statistisch abgesicherte Ermüdungsfestigkeit von 135 MPa kein konservativer Ansatz durch den Kerbfall 140 gegeben. Daher wurde auf Basis eines Großteils der in dieser Arbeit erneut vorgestellten Versuchsergebnisse im Rahmen des Forschungsprojektes (Ummenhofer et al., 2018) der Kerbfall 125 erarbeitet. Dieser wird empfohlen, um den Einflüssen aus Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit HFH-behandelter Quersteifen Rechnung zu tragen. Unter Berücksichtigung der nach Abschluss des Projektes ergänzend gewonnenen Versuchs-

ergebnisse und der daraus berechneten charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von 135 MPa wird die Empfehlung des Kerbfalls 125 demnach weiterhin als konservativer Ansatz bestätigt. In diesem Fall übersteigt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit den empfohlenen Kerbfall um 8 %.

Zusammenfassend werden die ermittelten Ermüdungsfestigkeiten für beide Behandlungszustände in Tabelle 4.1 aufgeführt. Angegeben werden ebenfalls die Verhältnisse der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten zum jeweiligen Kerbfall, der konservativ ist und die Einflüsse aus korrosiver Umgebung berücksichtigt. Weiterhin werden die Verhältnisse der Ermüdungsfestigkeiten zwischen dem HFH- und dem AW-Zustand in Form von Erhöhungsfaktoren aufgezeigt.

Tabelle 4.1: Statistische Ergebnisse und Verhältnisse der Ermüdungsfestigkeiten für die nennspannungsbasierte Gesamtauswertung der Korrosionermüdungsversuche bei fester Wöhlerlinienneigung

Behandlungs- zustand	m	$\Delta\sigma_{n,c,50\%}$	$\Delta\sigma_{n,c,95\%}$	$\Delta\sigma_{c,Korrosion}$	$\frac{\Delta\sigma_{n,c,95\%}}{\Delta\sigma_{c,Korrosion}}$	$\frac{\Delta\sigma_{n,c,50\%}(HFH)}{\Delta\sigma_{n,c,50\%}(AW)}$	$\frac{\Delta\sigma_{n,c,95\%}(HFH)}{\Delta\sigma_{n,c,95\%}(AW)}$
	[-]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]
AW	3	95	69	56*	1,23		
HFH	5	179	135	125**	1,08	1,88	1,96

\* Kerbfall nach DNVGL-RP-C203

\*\* Kerbfallempfehlung nach (Ummerhofer et al., 2018)

## 4.1.2 Einbeziehung von Literaturergebnissen

Für eine erweiterte Bewertung der Ermüdungsfestigkeit werden Ergebnisse aus der Literatur zusammengetragen und gemeinsam mit den Versuchsergebnissen aus Abschnitt 3.5.2 statistisch ausgewertet. Weiterhin sollen anhand der zusammenfassenden Auswertungen vorherrschende Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit aufgezeigt werden.

### 4.1.2.1 Sammlung, Einteilung und Eingrenzung der Daten

Im Zuge der Datensammlung wird mitunter auf die Quellen früherer Veröffentlichungen zurückgegriffen, in denen bereits größere Mengen an Ermüdungsversuchsdaten zum Konstruktionsdetail Quersteife betrachtet wurden. Auf der

Grundlage der in der Literatur verfügbaren Ergebnisse wird eine Datenbank aufgebaut, die durch zusätzlich recherchierte Daten, vor allem aus neueren Studien, ergänzt wird. Eine Übersicht der ausgewählten Versuchsserien und deren Herkunft wird in Anhang B gegeben. Da die Dokumentation von Geometrieparametern, Prüfbedingungen und Versuchsergebnissen innerhalb der Literatur sehr unterschiedlich gehandhabt wird, werden dort bei Erfordernis zusätzliche Angaben gemacht, um den Datenursprung zu spezifizieren. Wie bereits bei der Auswertung der eigenen Versuche werden Risse im Grundwerkstoff in die Auswertung einbezogen. Ergebnisse, die sich auf Nahtwurzel- und Lasteinleitungsrisse beziehen, bleiben hingegen unberücksichtigt.

Es werden Versuche an unbehandelten sowie HFH-nachbehandelten Probekörpern betrachtet, für die separate Wöhlerdiagramme erstellt werden. Da in dieser Arbeit der Einfluss korrosiver Umgebungen auf die Ermüdungsfestigkeit im Fokus steht, wird zwischen dem unkorrodierten und dem korrodierten Zustand unterschieden. Die Korrosionsermüdungsversuche umfassen sowohl Versuche, die im korrosiven Medium stattfanden, als auch Versuche an vorkorrodierten Probekörpern, die an Luft geprüft wurden.

Generell werden Versuchsdaten verwendet, die aufgrund ähnlicher Geometrie- und Prüfparameter eine geeignete Vergleichsbasis zu den Versuchsserien dieser Arbeit darstellen. So wird entsprechend der Kerbfallzuordnung nach DIN EN 1993-1-9 die Datenauswahl im Hinblick auf den Abstand der Schweißnahtfußpunkte auf  $L \leq 50$  mm begrenzt. Des Weiteren sollen Mittelspannungseinflüsse minimiert werden, die sich im unbehandelten sowie HFH-behandelten Zustand auswirken können, wonach das Spannungsverhältnis auf  $0 \leq R \leq 0,1$  beschränkt wird. Hinsichtlich der Streckgrenze wird für den unbehandelten Zustand ein Bereich von  $235 \text{ MPa} \leq f_y \leq 600 \text{ MPa}$  festgelegt. In Anbetracht der Auswirkung der Streckgrenze auf die Ermüdungsfestigkeit bei HFH-behandelten Schweißnähten wird für diese der Bereich enger gefasst. Daher erfolgt die Auswahl von Versuchsdaten gemäß der Kerbfallzuordnung nach (Marquis und Barsoum, 2016) und der DASt-Richtlinie 026. Demzufolge wird ein Bereich von  $355 \text{ MPa} \leq f_y \leq 550 \text{ MPa}$  vorgegeben.



Als Ergebnis dieser Auswahl liegen insgesamt 658 Versuchsergebnisse vor, von denen 426 den unbehandelten und 232 den HFH-behandelten Zustand repräsentieren. Eine Übersicht über die Anzahl der gesammelten Literaturdaten und deren Verteilung ist in Abbildung 4.3 dargestellt.

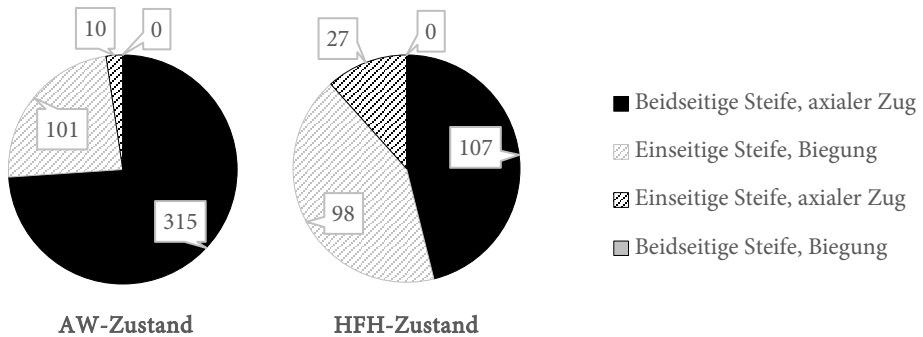


Abbildung 4.3: Anzahl der Literaturdaten nach Behandlungszustand, Bauteilsymmetrie und Belastungsart

Quersteifen mit einer beidseitigen Steifenanordnung, die unter axialer Zugbelastung geprüft wurden, nehmen unabhängig vom Behandlungszustand den größten Anteil ein. Der zweitgrößte Anteil entfällt auf einseitige Quersteifen unter Biegebelastung. Im Vergleich zum unbehandelten Zustand sind diese im HFH-Zustand gegenüber den beidseitigen Quersteifen unter Zugbelastung ausgeglichener verteilt. Den drittgrößten Anteil bilden jeweils einseitige Quersteifen unter axialer Zugbelastung. Versuchsergebnisse von beidseitigen Quersteifen unter Biegebelastung stehen für das gewählte Parameterfeld nicht zur Verfügung.

#### 4.1.2.2 Ergebnisse der Datenbankauswertungen

Den Wöhlerdiagrammen in Abbildung 4.4 können die Ergebnisse der Datenbankauswertungen entnommen werden.

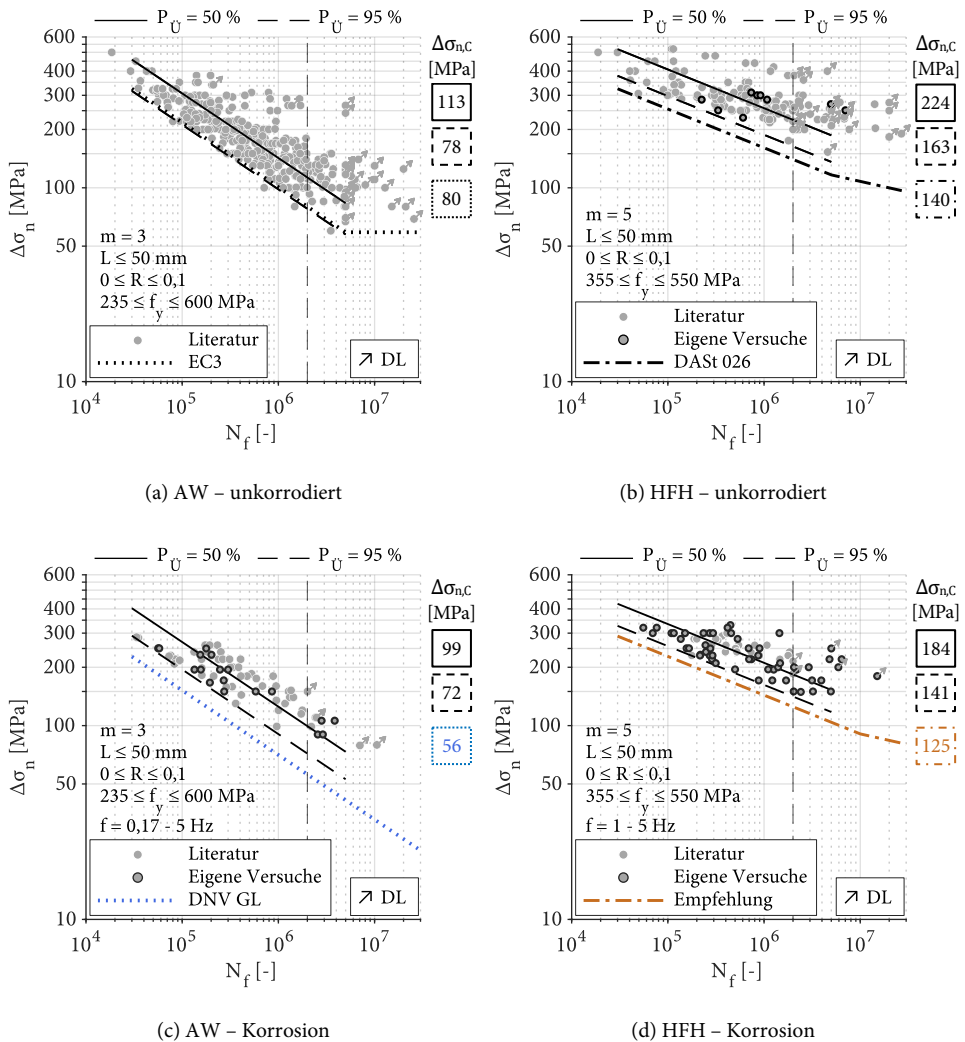


Abbildung 4.4: Ergebnisse der Gesamtauswertung von Literaturdaten gemeinsam mit den eigenen Versuchen

Den ermittelten Wöhlerlinien wird jeweils die Bemessungswöhlerlinie gegenübergestellt, welche die entsprechenden Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit gemäß den Regelwerken berücksichtigt. Die Ergebnisse für HFH-behandelte Quersteifen unter Korrosionseinfluss werden mit der Kerbfallempfehlung von (Ummerhofer et al., 2018) verglichen. Aus Übersichtsgründen wird Versagen im Grundwerkstoff nicht gekennzeichnet, hierfür wird auf die Zusatzangaben in Anhang B

verwiesen. Aus diesem Grund wird ebenso darauf verzichtet, Probekörper zu markieren, deren Beanspruchungsniveau nach einem Versuchsdurchlauf ohne Versagen des Probekörpers hochgesetzt wurde.

Zusammenfassend werden die statistischen Ergebnisse in Tabelle 4.2 ergänzend aufgelistet, aus der zudem die Anzahl der Versuchsdaten hervorgeht.

Tabelle 4.2: Statistische Ergebnisse der Ermüdungsfestigkeiten auf Basis der Gesamtauswertung von Literaturdaten mit den eigenen Versuchen bei fester Wöhlerlinienneigung

<b>Behandlungs- zustand</b>	<b>Korrosions- zustand</b>	<b>n</b> [-]	<b>m</b> [-]	<b><math>\Delta\sigma_{n,C,50\%}</math></b> [MPa]	<b><math>\Delta\sigma_{n,C,95\%}</math></b> [MPa]
AW	unkorrodiert	354	3	113	78
HFH	unkorrodiert	156	5	224	163
AW	Korrosion	72	3	99	72
HFH	Korrosion	76	5	184	141

Für unbehandelte und unkorrodierte Quersteifen beträgt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit 78 MPa, wonach der Kerbfall 80 geringfügig unterschritten wird. Diese Erkenntnis stimmt mit den Ergebnissen aus früheren Analysen umfangreicher Literaturdaten überein. So bestimmten (Feldmann et al., 2019) einen Wert von 77 MPa für einen Parameterbereich von  $L < 50$  mm und  $R > 0$ , während (Kuhlmann et al., 2018) für  $R = 0,1$  einen Wert von 79 MPa ermittelten. Die Auswertung der Ergebnisse zu HFH-behandelten Quersteifen ohne Korrosionseinfluss liefert einen charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit von 163 MPa. Dieser liegt über dem von (Kuhlmann et al., 2018) festgestellten Wert von 157 MPa, der auf einer geringeren Datenmenge von 65 Versuchsdaten basiert. Beide Analysen belegen, dass der Kerbfall 140 einen konservativen Ansatz zur Bemessung von HFH-behandelten und unkorrodierten Quersteifen darstellt.

Die Ergebnisse der Korrosionsermüdungsversuche zeigen, dass die korrosive Umgebung in jedem Fall eine negative Wirkung auf die Ermüdungsfestigkeit ausübt. Ergänzend zu den eigenen Versuchen wird durch die Literaturdaten die Datenbasis erweitert. Dadurch wird ein breiteres Spektrum an korrosiven Einflussfaktoren berücksichtigt, welche durch die statistischen Streubänder und damit bei den

charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten erfasst werden. Es ist festzustellen, dass Korrosion zu einer Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit um 8 % bei unbehandelten Quersteifen führt. Hierbei ergibt sich für unbehandelte Quersteifen eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 72 MPa (s. Abbildung 4.4c), die über dem nach DNVGL-RP-C203 empfohlenen Kerbfall 56 liegt. Demzufolge werden die Versuchsergebnisse der unbehandelten Quersteifen unter Korrosionseinfluss durch diesen Kerbfall konservativ beschrieben. Bei HFH-behandelten Quersteifen zeigt sich eine korrosionsbedingte Verringerung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit um 13 % im Vergleich zum unkorrodierten Zustand. Dennoch ist für HFH-behandelte gegenüber unbehandelten Quersteifen eine deutliche Zunahme der Ermüdungsfestigkeit zu verzeichnen. In korrosiver Umgebung steigt die Ermüdungsfestigkeit von HFH-behandelten Quersteifen um 96 % im Vergleich zu unbehandelten Quersteifen, die ebenfalls korrosiven Einflüssen ausgesetzt waren.

Wesentliches Ergebnis der Auswertung des erweiterten Datensatzes von Versuchsergebnissen HFH-behandelter Quersteifen unter Korrosionseinfluss ist, dass die Kerbfallempfehlung von (Ummenhofer et al., 2018) weiterhin als konservativer Ansatz bestätigt werden kann. Mit 141 MPa liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit über der Empfehlung des Kerbfalls 125, vgl. Abbildung 4.4d. Neben den eigenen Versuchsergebnissen fließen zudem die Ergebnisse von (Knysh et al., 2017; Knysh et al., 2018; Knysh et al., 2021) ein. Für deren Probekörper ergab sich im HFH-behandelten Zustand ausschließlich Versagen im korrodierten Grundwerkstoff. Demnach wurde die Ermüdungsfestigkeit des behandelten und korrodierten Schweißnahtübergangs nicht überschritten. Eine ausführliche Zusammenfassung dieser Versuche und der zugehörigen Versuchsbedingungen ist in Abschnitt 2.3.5 zu finden.

Vor allem die Untersuchungen von (Knysh et al., 2021) mit sequenziellem Korrosionseinfluss ergänzen den Datensatz hinsichtlich der Einflüsse aus Korrosion auf den durch HFH veränderten Randschichtzustand. Gegenüber den eigenen Untersuchungen werden längere Auslagerungsdauern von 1200 Stunden im Salzsprühnebel berücksichtigt. Aufgrund der korrosiven Auslagerung ergaben sich mit 247  $\mu\text{m}$  stärkere Dickenreduktionen im Vergleich zu den in dieser Arbeit ermittelten Durchschnittswerten von 100 bis 110  $\mu\text{m}$ . Folglich werden durch die

Empfehlung des Kerbfalls 125 diese stärkeren Abrostungen und damit potenziell einhergehende Veränderungen der nachbehandelten Randschicht infolge von Korrosion ebenfalls abgedeckt.

#### **4.1.2.3 Einfluss aus unterschiedlichen Belastungsarten**

Ergänzend erfolgt eine Bewertung der zusammengestellten Versuchsergebnisse im Hinblick auf den Einfluss aus den beiden Belastungsarten axialer Zug und Biegung. Hierzu werden unbehandelte und HFH-behandelte Probekörper nach der Art der Belastung klassifiziert. Hierbei beziehen sich die Ergebnisse bezüglich Biegung ausschließlich auf Versuche unter Vierpunktbiegung, da Versuche unter Kragarmbiegung zu abweichenden Ermüdungsfestigkeiten führen können (HSE, 1994). Im Rahmen dieser Bewertung werden ausschließlich unkorrodierte Quersteifen betrachtet. Der Grund dafür ist, dass für korrodierte Quersteifen eine wesentlich geringere Anzahl von Ergebnissen zur Verfügung steht. Außerdem beruhen diese Ergebnisse auf Versuchen, bei denen unterschiedliche Methoden der Korrosionsprüfung (sequenziell und simultan) angewendet wurden und bei denen die Randbedingungen diesbezüglich unterschiedlich waren. Unter anderem liegen den simultanen Korrosionsermüdungsversuchen abweichende Prüffrequenzen zugrunde. Aufgrund der zusätzlichen Korrosionseinflüsse sind diese nicht ohne weiteres von denen der Belastungsart zu trennen und bleiben daher im Rahmen dieser Auswertung unberücksichtigt.

Die Ergebnisse der Auswertungen sind für beide Behandlungszustände und in Abhängigkeit der jeweiligen Belastungsart in Abbildung 4.5 dargestellt. Für den unbehandelten Zustand zeigt sich ein positiver Effekt aus Biegebelastung gegenüber axialer Zugbelastung. In Bezug auf den Mittelwert für Biegung ist eine um 29 % höhere Ermüdungsfestigkeit festzustellen. Diese Untersuchungsergebnisse bestätigen somit den aus der Literatur bekannten günstigen Biegeeinfluss (vgl. Abschnitt 2.1.9) für das in dieser Arbeit gewählte Parameterfeld. Auch bei HFH-behandelten Probekörpern zeigt sich unter Biegebelastung eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit, die im Vergleich zu axialer Zugbelastung einen um 23 % höheren Mittelwert aufweist. Folglich belegen diese Ergebnisse einen positiven Biegeeffekt ebenfalls für den HFH-behandelten Zustand.

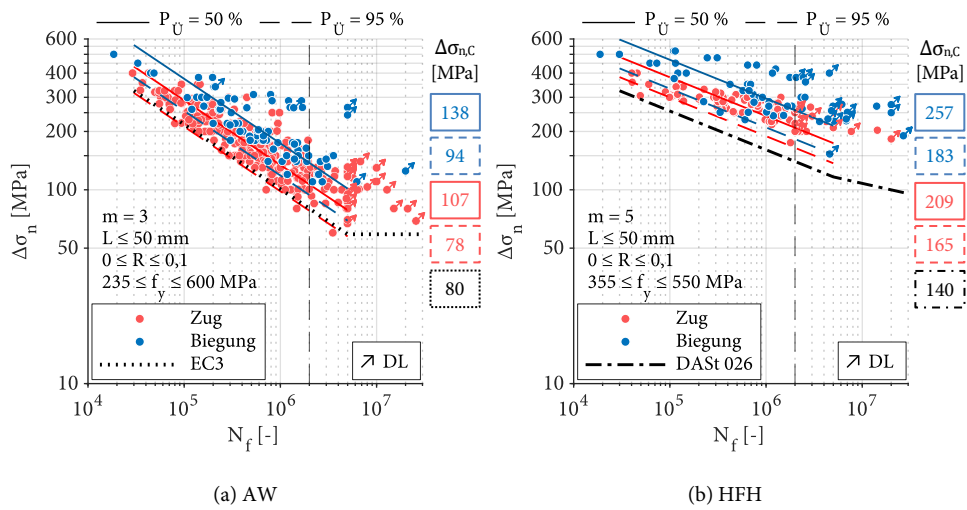


Abbildung 4.5: Wöhlerlinien auf Basis der Literaturdatenbank zu unkorrodierten Quersteinen in Abhängigkeit der Belastungsart

Bei Betrachtung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten ist für beide Behandlungszustände festzustellen, dass der Unterschied zwischen den Belastungsarten im Vergleich zum Mittelwertsbezug geringer ausfällt. Bei Biegung ergibt sich eine um 21 % erhöhte Ermüdungsfestigkeit für den unbehandelten Zustand und um 11 % für den HFH-behandelten Zustand. Die geringere Differenz der Fraktilewerte zwischen den Belastungsarten steht in Zusammenhang mit einer größeren Streuung der Ermüdungsfestigkeiten bei Biegung im Vergleich zu axialem Zug, woraus eine Annäherung der Fraktilewerte resultiert.

## 4.2 Bewertung nach dem Kerbspannungskonzept

Die zuvor durchgeführte Nennspannungsbewertung unterstreicht den positiven Einfluss der Biegung auf die Ermüdungsfestigkeit von unbehandelten sowie HFH-behandelten Quersteinen. Aufgrund der Erkenntnisse aus der Literatur ist darüber hinaus ein Einfluss der Bauteilsymmetrie möglich, vgl. Abschnitt 2.1.9. Basierend auf den in Abschnitt 2.4.2 beschriebenen Grundlagen wird das Kerbspannungskonzept angewendet, um die Ermüdungsfestigkeit der Versuchsserien unabhängig von den Auswirkungen der beiden genannten Einflussfaktoren

auf die Rissinitiierung zu untersuchen. Dies geschieht durch die Ermittlung von Kerbformzahlen für die versuchstechnisch untersuchten Quersteifen mit einseitiger Steifenanordnung unter Zug- und Biegebelastung. Dadurch soll der Einfluss der jeweiligen Belastungsart auf die Rissinitiierung abgeschätzt und explizit auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt werden. Anschließend werden Kerbspannungswöhlerlinien für die Versuchsserien erstellt, um die Ermüdungsfestigkeiten auf Basis der lokalen Beanspruchung bewerten zu können. Darüber hinaus werden die Kerbformzahlen, für die experimentell nicht betrachteten Varianten der beidseitigen Quersteife unter Zug- und Biegebelastung ermittelt. Dies dient dazu, die Einflüsse auf die Rissinitiierung im Vergleich zu den experimentell untersuchten Varianten zu quantifizieren.

## 4.2.1 Ermittlung von elastischen Kerbformzahlen

Für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit auf Kerbspannungsebene wird die lokale Beanspruchung an der versagensrelevanten Kerbe benötigt. Dazu werden elastische Kerbformzahlen am Schweißnahtübergang mithilfe der Finite-Elemente-Methode berechnet. Diese numerischen Ergebnisse werden daraufhin durch analytische Ansätze aus der Literatur verifiziert.

### 4.2.1.1 Numerische Modelle

Zur Bestimmung der Kerbformzahlen am Schweißnahtübergang werden FE-Modelle mit dem Programmpaket Abaqus aufgebaut. Den FE-Analysen wird ein linear-elastisches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt, wobei ein Elastizitätsmodul von 210.000 MPa und eine Querdehnzahl von 0,3 angesetzt werden. Die Berechnungen werden an zweidimensionalen FE-Modellen im ebenen Dehnungszustand und unter Nutzung von Symmetriebedingungen am Halbschnitt des Konstruktionsdetails Quersteife durchgeführt. Um die Einflüsse aus den Belastungsarten axialer Zug und Biegung sowie aus einer symmetrischen oder asymmetrischen Steifenanordnung auf die Kerbformzahl zu untersuchen, werden die Modelle hinsichtlich dieser Einflussgrößen variiert, vgl. Abbildung 4.6.

Axialer Zug wird als konstante Spannung  $\sigma_{Ax}$  entlang der Grundblechdicke eingebracht. Biegung wird hingegen durch eine über die Blechdicke linear ver-

änderliche Spannungsverteilung beschrieben, wobei die Spannung  $\sigma_B$  in der äußersten Faser mit  $\sigma_{Ax}$  gleichgesetzt wird. In beiden Fällen wird mit 1 MPa eine Einheitsnennspannung in Probekörperlängsrichtung aufgebracht.

Die Modelle sind im Hinblick auf geometrische Gegebenheiten parametrisierbar. So können die vorrangig relevanten Auswirkungen aus dem Abstand der Schweißnahtfußpunkte  $L$  und aus der Blechdicke  $t$  auf die Höhe der lokalen Kerbeanspruchung berücksichtigt werden. Der Steife wird eine feste Geometrie zugewiesen und entsprechend ihrer Nennmaße abgebildet. Da an den Probekörpern kein nennenswerter Schweißverzug vorliegt, bleiben weitere Einflüsse aus Imperfektionen unberücksichtigt.

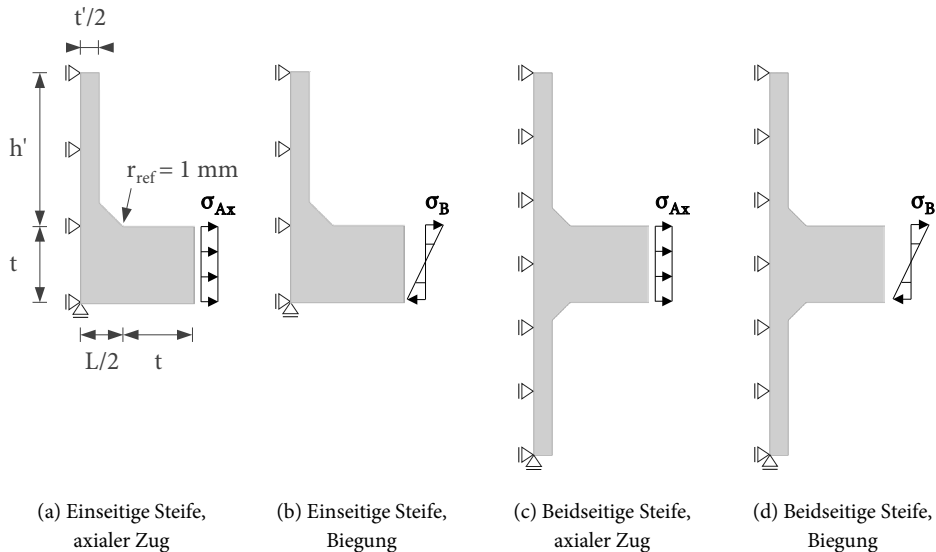


Abbildung 4.6: 2D FE-Modelle der Quersteife – Varianten der Beanspruchungsart und der Steifenanordnung

Die Schweißnahtmodellierung erfolgt konform zu den IIW-Empfehlungen von (Hobbacher, 2016). HFH-nachbehandelte Schweißnahtübergänge werden gemäß den IIW-Empfehlungen von (Marquis und Barsoum, 2016) in gleicher Weise modelliert wie im Schweißzustand belassene Nahtübergänge. Gemäß den IIW-Empfehlungen wird eine fiktive Ausrundung des Kerbradius mit  $r_{ref} = 1$  mm vorgenommen, um die Stützwirkung am Nahtübergang zu berücksichtigen. Weiterhin



wird der für Kehlnähte empfohlene Nahtanstiegswinkel von  $45^\circ$  verwendet, wobei dieser eine gute Übereinstimmung zu den Mittelwerten der an den Probekörpern gemessenen Winkel aufweist. Durch die vereinheitlichte Modellierung der Schweißnaht ist damit eine direkte Vergleichbarkeit zwischen den ausgewerteten Ermüdungsfestigkeiten mit den Regelwerksvorgaben gegeben.

Für die Vernetzung werden ebene, quadratische Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion (Abaqus Elementtyp: CPE8) und einer maximalen Elementkantenlänge von 0,15 mm gewählt. Von (Fricke, 2012) wird für quadratische Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion bei einem Kerbradius von 1 mm eine Netzgröße kleiner 0,25 mm empfohlen. Am Schweißnahtübergang wird durch die gewählte Vernetzungsstrategie ein FE-Netz erzeugt, welches somit der Empfehlung von (Fricke, 2012) entspricht. Dadurch wird der Nahtübergang mit 12 Elementen im ausgerundeten Bereich beschrieben.

#### 4.2.1.2 Numerische Berechnungsergebnisse

Die Abbildung 4.7 zeigt ein repräsentatives Ergebnis der FE-Analysen, stellvertretend für eine der untersuchten Modellvarianten. Es wird die berechnete Spannungsverteilung am unteren Schweißnahtübergang für die erste Hauptspannung dargestellt. Wie zu erwarten, ergibt sich am Konstruktionsdetail Quersteife die Stelle mit der höchsten Spannung in der ausgerundeten Nahtübergangskerbe und stimmt damit mit dem in den Versuchen beobachteten Versagensort überein.

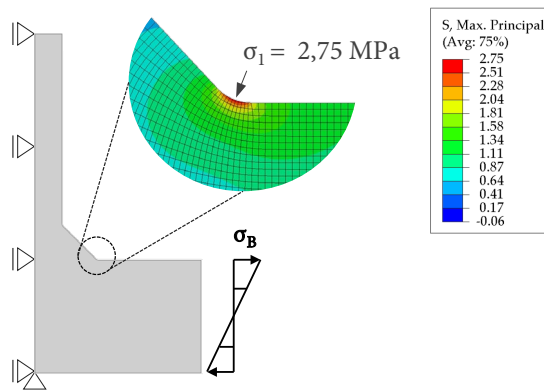


Abbildung 4.7: Exemplarisches Ergebnis für die erste Hauptspannung am unteren Schweißnahtübergang

Indem die Beanspruchung als Einheitsnennspannung aufgebracht wird, ist es möglich, die Kerbformzahl direkt als lokal auftretende, maximale Spannung auszuwerten. Die zugehörigen Kerbformzahlen sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst.

Tabelle 4.3: Kerbformzahlen in Abhängigkeit der Steifenanordnung, der Belastungsart und dem Oberflächenzustand ( $r_{\text{ref}} = 1 \text{ mm}$ ;  $\theta = 45^\circ$ )

Modellvariante gemäß Oberflächenzustand	L* [mm]	t* [mm]	L/t [-]	Einseitige Steife		Beidseitige Steife	
				K <sub>t,Ax</sub> [-]	K <sub>t,B</sub> [-]	K <sub>t,Ax</sub> [-]	K <sub>t,B</sub> [-]
unkor**	25,55	25,10	1,02	2,52	2,75	2,82	2,48
KMW	25,20	24,99	1,01	2,51	2,73	2,81	2,47
SSN	25,52	25,00	1,02	2,52	2,74	2,82	2,48

\* Mittelwerte aus Vermessung (vgl. Abschnitt 3.4.5.2)

\*\* Gewählte Kerbformzahlen für weiterführende Untersuchungen

Die Auswirkungen von korrosionsbedingten Veränderungen der Geometrieparameter L und t auf die Höhe der Kerbformzahl werden mithilfe der Parametrisierbarkeit der FE-Modelle begleitend evaluiert. Dazu werden die mittleren Messwerte aus Abschnitt 3.4.5.2 herangezogen. Die Abweichungen der Kerbformzahlen zwischen dem unkorrodierten Zustand und den korrodierten Oberflächenzuständen infolge von KMW- oder SSN-Auslagerung betragen bezüglich der beiden betrachteten Geometrieparameter maximal 0,73 % und können somit als vernachlässigbar angesehen werden. Auf eine Unterscheidung der Oberflächenzustände wird daher im weiteren Verlauf verzichtet. Vereinfacht wird auf die Kerbformzahlen des unkorrodierten Ausgangszustands zurückgegriffen. Ergänzend sei darauf hingewiesen, dass bei abweichenden Korrosions- und Geometriebedingungen individuell zu überprüfen ist, inwieweit eine Berücksichtigung des Korrosionseinflusses auf die Kerbformzahl erforderlich ist.

#### 4.2.1.3 Analytische Verifizierung der numerischen Ergebnisse

Die numerischen Berechnungsergebnisse werden anhand analytischer Vergleichsrechnungen verifiziert. Dazu stehen verschiedene Ansätze aus der Literatur zur Verfügung. In dieser Arbeit werden die Ansätze von (Molski et al., 2020) bei symmetrischer und von (Molski und Tarasiuk, 2021) bei asymmetrischer Steifenanordnung herangezogen. Diese Ansätze basieren auf Finite-Elemente-Analysen

und weisen eine hohe Genauigkeit bei der numerischen Näherung auf, vgl. Abschnitt 2.4.2.2.

Verifiziert werden die FE-Ergebnisse, indem die Abweichung zwischen der numerisch ermittelten Kerbformzahl  $K_{t,FEM}$  und der analytisch berechneten Kerbformzahl  $K_{t,Analytisch}$  bestimmt wird. Als Maß der Abweichung wird der relative Fehler nach Gl. (4.1) herangezogen, der wie folgt berechnet wird:

$$\delta = \frac{K_{t,FEM} - K_{t,Analytisch}}{K_{t,Analytisch}} [\%] \quad (4.1)$$

In Tabelle 4.4 sind diese Abweichungen in Abhängigkeit der Steifenanordnung und der Beanspruchungsart aufgeführt. Bei symmetrischer Steifenanordnung zeigt sich im Fall von axialer Zugbeanspruchung keine Abweichung zwischen dem numerischen und dem analytischen Ergebnis. Für die weiteren Fälle ergeben sich etwas höhere Kerbformzahlen. Die Abweichungen zu den eigenen FE-Ergebnissen betragen jedoch lediglich zwischen 1,10 % bis maximal 1,22 %. Insofern liegen mit den numerisch ermittelten Kerbformzahlen hinreichend genaue Ergebnisse vor, um eine präzise Bewertung der Ermüdungsfestigkeit auf Kerbspannungsebene vornehmen zu können.

Tabelle 4.4: Abweichungen zwischen den numerisch und den analytisch ermittelten Kerbformzahlen (Modellvariante Vermessung – unkor:  $L = 25,55$  mm;  $t = 25,10$  mm;  $r_{ref} = 1$  mm;  $\theta = 45^\circ$ )

Steifenanordnung	Beanspruchungsart	$K_{t,FEM}$ [-]	$K_{t,Analytisch}$ [-]	$\delta$ [%]
Einseitig	Axialer Zug	2,52	2,49	1,20
Einseitig	Biegung	2,75	2,72	1,10
Beidseitig	Axialer Zug	2,82	2,82	0,00
Beidseitig	Biegung	2,48	2,45	1,22

## 4.2.2 Kerbspannungswöhlerlinien der Versuchsserien

Die verifizierten Kerbformzahlen werden genutzt, um Kerbspannungswöhlerlinien der Versuchsserien zu generieren. Dies geschieht auf Basis von Gl. (2.2) durch Multiplikation der im Versuch aufgebrachten Nennspannung mit der zuge-

hörigen Kerbformzahl. Die resultierende Kerbspannung wird anschließend im Wöhlerdiagramm über die Bruchschwingspielzahl aufgetragen. Es gilt zu beachten, dass es sich um eine lokale Analyse mit Bezug zum Schweißnahtübergang und der dortigen Kerbformzahl handelt. Aus diesem Grund beschränkt sich die kerbspannungsbasierte Bewertung auf das Versagen am Nahtübergang.

Die Ermittlung und Darstellung der Ermüdungsfestigkeiten erfolgt analog zur Herangehensweise der Nennspannungsauswertung (vgl. Abschnitt 4.1). Demnach werden die Versuchsserien wiederum nach dem Behandlungszustand eingeteilt. Innerhalb dieser Zuordnung erfolgt eine zusammenfassende Gesamtauswertung aller betreffenden Serien bei fester Wöhlerlinienneigung.

#### 4.2.2.1 Kerbspannungswöhlerlinien der unbehandelten Quersteifen

Die Auswertung der unbehandelten Quersteifen mit der Neigung von  $m_{AW} = 3$  ist in Abbildung 4.8 dargestellt. Da an den Probekörpern ausschließlich Nahtübergangsversagen auftrat, fließen bei der Ermittlung der Ermüdungsfestigkeiten alle Versuchsergebnisse ein.

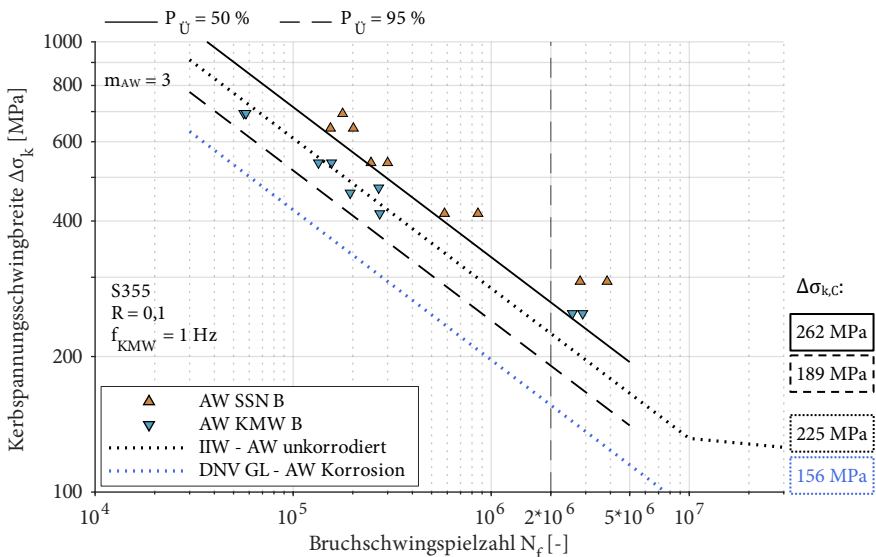


Abbildung 4.8: Kerbspannungswöhlerlinien für biegebeanspruchte Quersteifen im unbehandelten Zustand unter sequenzieller und simultaner Korrosion M1 (Gesamtauswertung bei fester Neigung)

Auf Kerbspannungsebene ergibt sich eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 262 MPa und eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 189 MPa. Gegenübergestellt wird der Kerbfall 225, welcher gemäß der IIW-Empfehlungen von (Hobbacher, 2016) für unbehandelte Schweißverbindungen ohne Korrosionseinfluss angegeben ist. Ebenso wie bei der Nennspannungsauswertung ist ersichtlich, dass die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Serien, die unter korrosiven Umgebungsbedingungen geprüft wurden, unterhalb des Kerbfalls für unkorrodierte Schweißnähte liegt. Mit Bezug auf den Bemessungswert von 225 MPa liegt eine Unterschreitung von 16 % vor. Daher ist die Ermüdungsfestigkeit aufgrund korrosiver Einflüsse ebenfalls auf Kerbspannungsebene anzupassen.

Eine entsprechende Berücksichtigung ist durch die Empfehlung DNVGL-RP-C203 gegeben. Der darin enthaltene Bemessungswert von 156 MPa für unbehandelte Schweißnähte, die freier Korrosion ausgesetzt sind, wird vom 95 %-Fraktilwert der Korrosionermüdungsversuche um 21 % überschritten. Folglich bestätigen die Versuchsergebnisse die Empfehlung des DNV GL als einen konservativen Ansatz für unbehandelte Quersteifen, die in korrosiver Umgebung eingesetzt werden.

Wie bei der Nennspannungsauswertung wird auch dieser Ermüdungsfestigkeitswert gemäß der IIW-Empfehlung von (Hobbacher, 2016) auf ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  angepasst, um Eigenspannungseinflüsse zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 4.1.1.1). Für diese Anpassung wird die ursprünglich auf  $R = 0,1$  basierende Ermüdungsfestigkeit von 189 MPa um 16 % reduziert. Das Ergebnis ist eine korrigierte Ermüdungsfestigkeit von 159 MPa, die auch nach der Eigenspannungskorrektur über dem Kerbfall 156 liegt. Wie bereits in Abschnitt 4.1.1.1 erörtert, könnte dieser Ansatz konservativ sein. Außerdem bleiben Mittelspannungseinflüsse auf das Rissfortschrittsverhalten unter simultaner Korrosion in dieser Betrachtung unberücksichtigt.

#### **4.2.2.2 Kerbspannungswöhlerlinien der HFH-behandelten Quersteifen**

Die Ergebnisse der Auswertung HFH-behandelter Probekörper sind im Wöhlerdiagramm in Abbildung 4.9 dargestellt. Im Gegensatz zu den unbehandelten Quersteifen tritt bei HFH-behandelten Probekörpern neben dem Versagen im Nahtübergang auch ein Versagen im korrodierten Grundwerkstoff auf. Unabhän-

gig der Durchläufer ist dies an acht von 50 Probekörpern der Fall, welche von der Kerbspannungsbewertung ausgenommen werden.

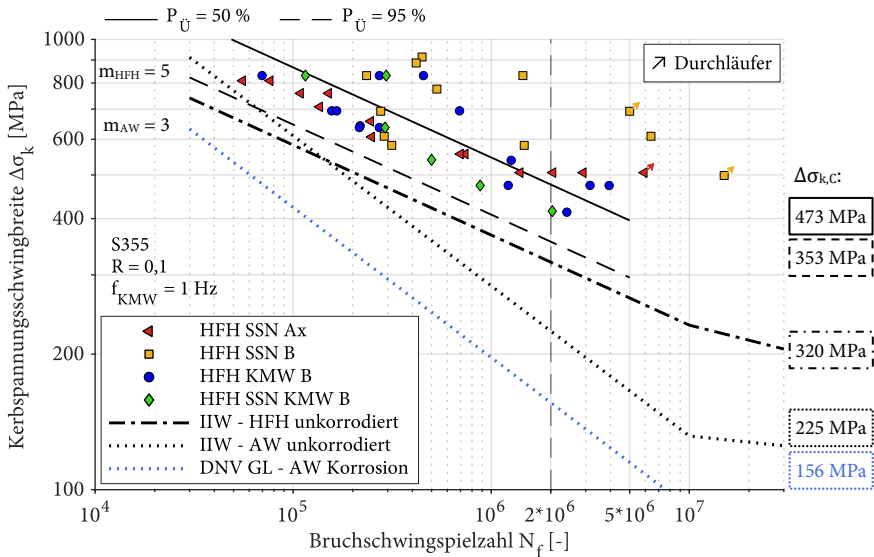


Abbildung 4.9: Kerbspannungswöhlerlinien für Quersteifen im HFH-behandelten Zustand unter sequenzieller sowie simultaner Korrosion M1 und M2 (Gesamtauswertung bei fester Neigung)

Die Gesamtauswertung der Versuchsserien liefert für die feste Neigung von  $m_{HFH} = 5$  die mittlere Ermüdungsfestigkeit von 473 MPa und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit erreicht 353 MPa. Setzt man diese Ergebnisse ins Verhältnis zu den Ermüdungsfestigkeitswerten der unbehandelten Quersteifen, so ist festzustellen, dass durch die HFH-Behandlung wesentlich höhere Ermüdungsfestigkeiten erzielt werden. Für den HFH-behandelten Zustand liegen die mittlere und die charakteristische Ermüdungsfestigkeit um 81 % bzw. 87 % über den entsprechenden Ergebniswerte des unbehandelten Zustands. Dies unterstreicht der Kerbfallvergleich zu den Bemessungswerten der Empfehlungen des DNV GL und des IIW mit Bezug zum unbehandelten Zustand. Der Kerbfall 156 nach DNVGL-RP-C203 für Schweißnähte bei freier Korrosion, der die unbehandelten Versuchsserien bereits konservativ beschreibt, wird von der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Serien mit einer um 126 % höheren Ermüdungsfestigkeit

noch deutlicher überschritten. Darüber hinaus liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Probekörper um 57 % über dem Kerbfall 225 für unbehandelte Schweißnähte des IIW (Hobbacher, 2016), obwohl dieser keine korrosiven Bedingungen berücksichtigt und vom Fraktilwert der unbehandelten Probekörper nicht erreicht wird.

Gegenübergestellt wird zudem der Kerbfall, der gemäß den IIW-Empfehlungen von (Marquis und Barsoum, 2016) für die Nachweisführung von HFH-behandelten und unkorrodierten Schweißnähten auf Kerbspannungsebene angegeben wird. Mit Bezug auf die hier untersuchten Randbedingungen entspricht der Bemessungswert 320 MPa, für den Werkstoff S355 und das Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$ . Im Vergleich zu den Ergebnissen der Korrosionsermüdungsversuche zeigt sich, dass die charakteristische Ermüdungsfestigkeitskurve den Kerbfall 320 um 10 % überschreitet und alle Versuchsergebnisse deutlich oberhalb der Bemessungskurve liegen. Folglich beschreibt der Kerbfall 320 die hier erzielten Versuchsergebnisse trotz der korrosiven Bedingungen konservativ. Demnach werden die Ergebnisse von (Ummenhofer et al., 2018) und (Weinert et al., 2021a) für den in dieser Arbeit erweiterten Datenumfang des geschweißten Konstruktionsdetails Quersteife erneut bestätigt.

Die Auswertung der Versuchsdaten auf Kerbspannungsebene zeigt, dass keine korrosionsbedingte Anpassung des Kerbfalls 320 erforderlich ist. Dieser Kerbfall beschreibt Quersteifen sowohl im unkorrodierten Zustand als auch unter den in dieser Arbeit untersuchten Korrosionsbedingungen konservativ. Anders verhält es sich auf Nennspannungsebene und aufgrund des Korrosionseinflusses ist eine Anpassung der Kerbfallklasse von 140 auf 125 notwendig (vgl. Abschnitt 4.1.1.2). Diese Diskrepanz zwischen den Bemessungskonzepten scheint in der Herleitung der Bemessungswerte begründet zu liegen. Die Kerbfallklassen basieren auf experimentellen Ergebnissen und zielen darauf ab, diese konservativ zu beschreiben. Daher werden experimentelle Werte auf einen niedrigen Wert abgemindert, der der jeweiligen Kerbfallklasse entspricht. Der Vorschlag des Kerbfalls 320 wurde von (Yildirim et al., 2013) erarbeitet. In deren Studie wurden Versuchsdaten von HFH-behandelten und unkorrodierten Quersteifen kerbspannungsbasiert ausgewertet und es ergab sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 385 MPa. Demnach liegt eine Abminderung von 17 % vom Versuchswert auf den Bemessungswert 320 MPa vor.

sungswert vor. Der Kerbfall 140 auf Nennspannungsebene nach DAST-Richtlinie 026 beruht versuchsbasiert auf dem charakteristischen Wert der Ermüdungsfestigkeit von 157 MPa (Kuhlmann et al., 2018). Folglich ist eine Abminderung von 11 % vom Versuchswert auf den Bemessungswert gegeben. Die unterschiedlichen Abminderungen zwischen Nenn- und Kerbspannungskonzept können daher zu Diskrepanzen in der Anpassung der Kerbfallklassen führen, wie es in dieser Arbeit der Fall ist.

#### 4.2.2.3 Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Kerbspannungsauswertung

Ergänzend werden die Ermüdungsfestigkeitsergebnisse für den unbehandelten sowie HFH-behandelten Zustand in Tabelle 4.5 zusammengefasst. Zudem werden die Verhältnisse der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten zum jeweiligen Kerbfall angegeben, welcher unter Berücksichtigung der Korrosion einen konservativen Ansatz darstellt. Ergänzend sind die Ermüdungsfestigkeitsverhältnisse zwischen dem HFH-behandelten und dem unbehandelten Zustand enthalten.

Tabelle 4.5: Statistische Ergebnisse und Verhältnisse der Ermüdungsfestigkeiten für die kerbspannungsbasierte Gesamtauswertung der Korrosionsermüdungsversuche bei fester Wöhlerlinienneigung

Behandlungs- zustand	m	$\Delta\sigma_{k,C,50\%}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{k,C,95\%}$ [MPa]	$\Delta\sigma_{k,C,Korrosion}$ [MPa]	$\frac{\Delta\sigma_{k,C,95\%}}{\Delta\sigma_{k,C,Korrosion}}$ [-]	$\frac{\Delta\sigma_{k,C,50\%}(HFH)}{\Delta\sigma_{k,C,50\%}(AW)}$ [-]	$\frac{\Delta\sigma_{k,C,95\%}(HFH)}{\Delta\sigma_{k,C,95\%}(AW)}$ [-]
AW	3	262	189	156*	1,21		
HFH	5	473	353	320**	1,10	1,81	1,87

\* Kerbfall nach DNVGL-RP-C203

\*\* Kerbfallempfehlung nach (Ummenhofer et al., 2018; Weinert et al., 2021a)

#### 4.2.3 Einfluss aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie

Die vorangegangenen Kerbspannungsbewertungen beziehen sich auf die experimentell untersuchten Probekörper, die eine Quersteife mit einseitiger Steifenanordnung aufweisen. Allerdings geben die aus der Literatur bekannten Erkenntnisse (vgl. Abschnitt 2.1.9) Anlass, die Auswirkungen aus der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie näher zu untersuchen.



Dazu werden die elastischen Kerbformzahlen der vier Fälle aus Steifenanordnung und Belastungsart des Abschnitts 4.2.1.2 herangezogen. Mithilfe der Kerbformzahlen können die rissinitiierenden Einflüsse aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf die Ermüdungsfestigkeit abgeschätzt werden. Um die Abweichungen zwischen den Fällen zu quantifizieren, wird der Fall mit der höchsten Kerbformzahl als Referenz (Ref) definiert und die Kerbformzahlen der weiteren Varianten (Var) in Relation zu diesem Referenzfall gesetzt. Die entsprechenden Ergebnisse werden in Abbildung 4.10 gegenübergestellt.

Die höchste Kerbformzahl wird für die beidseitige Quersteife unter axialer Zugbelastung ermittelt, die damit die Referenz abbildet. Zugleich ist für diese Konstellation der ungünstigste Fall in Bezug auf die Rissinitiierung zu erwarten. Bei der Variante mit beidseitiger Steife unter Biegebelastung wird die niedrigste Kerbformzahl ermittelt, die um 12 % unter der Referenz liegt und somit den günstigsten Fall darstellt. Hierbei wirkt sich die symmetrische Anordnung der Steife in Kombination mit der über die Blechdicke abnehmenden Biegespannung positiv auf die lokale Kerbeanspruchung aus. Bei einer einseitig aufgeschweißten Quersteife, die axial durch Zug belastet wird, zeigt sich eine geringere Kerbformzahl, die die Referenz um 11 % unterschreitet. In diesem Fall führt die asymmetrische Steifenanordnung bei Zugbelastung zu einer Sekundärbiegung. Diese erzeugt eine Drucklastspannung im Kerbbereich, welche die lokale Beanspruchung abmindert und sich damit günstig auf die Kerbformzahl auswirkt. Die Kerbformzahl der dritten Variante, der einseitigen Steife bei Biegung, unterscheidet sich mit 2 % wiederum nur geringfügig vom Referenzfall.

Die beschriebenen Zusammenhänge stimmen mit denen von (Ahola et al., 2017) überein. Jedoch weichen die hier ermittelten Kerbformzahlen weniger stark von dem definierten Referenzfall der beidseitigen Quersteife unter Zugbelastung ab. Die hier ermittelten Abweichungen liegen zwischen 2 % bis 12 %, während die Abweichungen von (Ahola et al., 2017) zwischen 12 % bis 23 % betragen. Es ist anzunehmen, dass die abweichende Geometrie der von (Ahola et al., 2017) untersuchten Probekörper in Bezug auf die Blechdicke und den Abstand der Schweißnahtfußpunkte für diese Diskrepanz verantwortlich ist. Daher sollte der Einfluss der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie auf die lokale Spannungskonzentration für unterschiedliche Geometrien spezifisch überprüft werden.

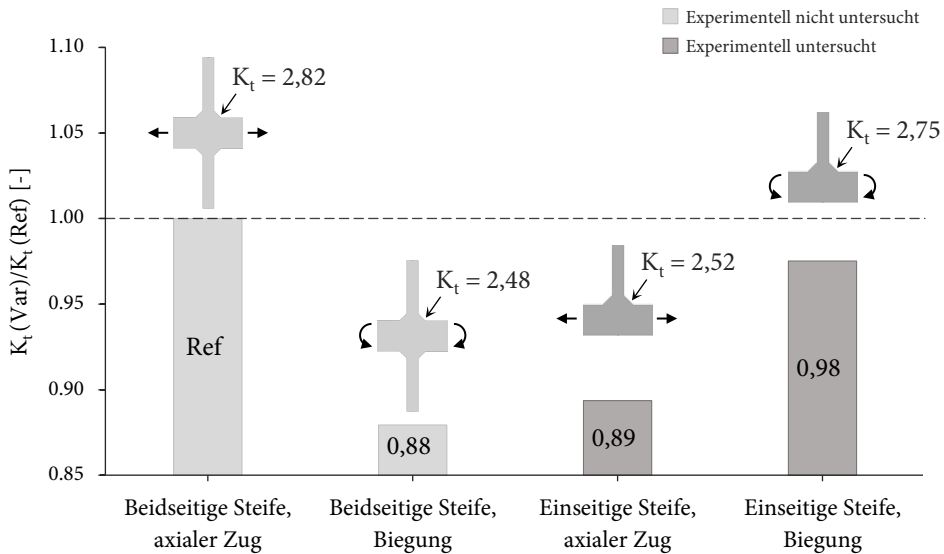


Abbildung 4.10: Einfluss aus der Steifenanordnung und der Belastungsart auf die Kerbformzahl am Schweißnahtübergang (Bezugnahme auf die Probekörpergeometrie der Versuchsserien)

Des Weiteren weisen die in dieser Arbeit untersuchten Probekörper im Gegensatz zu (Ahola et al., 2017) einen äußerst geringen Winkelversatz auf. Daher ist nicht zu erwarten, dass sekundäre Biegespannungen infolge von axialer Zugbelastung in relevanter Höhe vorliegen. Insofern sind bei der Interpretation der Ergebnisse keine zusätzlichen Effekte hinsichtlich der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie auf die Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen.

Anhand der Kerbformzahlen ist ersichtlich, dass der ungünstigste Fall hinsichtlich der Einflüsse von Belastungsart und Bauteilsymmetrie auf die Rissinitiierung nicht Bestandteil der experimentellen Untersuchungen ist. Dennoch weicht die experimentell untersuchte Variante der einseitigen Quersteife unter Biegebelastung mit 2 % nur geringfügig davon ab. Dagegen zeigt der untersuchte Fall der zugbelasteten einseitigen Quersteife mit 11 % eine stärkere Abweichung vom ungünstigsten Fall der zugbelasteten Quersteife mit beidseitiger Steifenanordnung.

Derartige Einflüsse werden im Rahmen einer Kerbspannungsbewertung direkt auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt. Anders verhält es sich jedoch bei

einer Analyse auf Nennspannungsebene. Werden Versuche an Probekörpern mit einseitig aufgeschweißter Quersteife durchgeführt, so ist aufgrund der Kerbformzahlanalyse zu erwarten, dass sich die vergleichsweise geringe Spannungskonzentration positiv auf die Rissinitiierung auswirkt. Dies kann zu einer höheren Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zur beidseitig aufgeschweißten Quersteife unter Zugbelastung führen, für die in dieser Hinsicht die ungünstigste Spannungskonzentration vorliegt. Im Rahmen einer Bewertung auf Basis von Nennspannungen wird jedoch dieselbe Beanspruchung zugrunde gelegt, ungeachtet der Einflüsse aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie. Dies kann zu einer Fehlinterpretation bei der Herleitung einer sicheren Kerbfallempfehlung führen. Um dies zu vermeiden, werden die hier quantifizierten Einflüsse der Belastungsart und der Bauteilsymmetrie auf die Phase der Rissinitiierung in Kapitel 5 bei der Überprüfung der Kerbfallempfehlung entsprechend berücksichtigt.

### **4.3 Bewertung nach dem Rissfortschrittskonzept**

Die vorangegangenen nenn- und kerbspannungsbasierten Bewertungen der Versuchsergebnisse beziehen sich auf Bruchschwingspielzahlen. Damit werden die in den Versuchsserien vorherrschenden Einflüsse rein implizit bei der ermittelten Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt. Gemäß dem Kenntnisstand ist bekannt, dass die Einflüsse aus dem Behandlungszustand, der Korrosion oder der Belastungsart einen individuellen Einfluss auf die Phasen der Rissinitiierung und des Risswachstums haben. Des Weiteren zeigen die Rastlinienuntersuchungen, dass bei den hier untersuchten Probekörpern keine der beiden Phasen vernachlässigt werden darf und bestätigen, dass der Behandlungszustand und die simultane Korrosion einen wesentlichen Einfluss auf die Rissfortschrittsphase haben. Daher wird im Folgenden ein linear-elastisches bruchmechanisches Modell eingesetzt, um eine getrennte Betrachtung der beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer und damit eine genauere Bewertung der vorherrschenden Einflussfaktoren zu ermöglichen.

### 4.3.1 Grundlegendes zum Aufbau des LEBM-Modells

Die allgemeinen Grundlagen des Rissfortschrittskonzeptes für den Aufbau eines LEBM-Modells zur Beschreibung des zyklischen Langrisswachstums wurden bereits im Kenntnisstand in Abschnitt 2.4.3 gegeben. Entsprechend den Erläuterungen in diesem Abschnitt wird die Rissfortschrittsgleichung gemäß Gl. (2.28) angewendet:

$$N_p = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C \cdot \Delta K_{\text{eff}}^m} \quad (2.28)$$

Diese ermöglicht die Berücksichtigung von Risschließeffekten, die durch HFH-induzierte Druckeigenstressungen entstehen, indem der effektive Spannungsintensitätsfaktor  $K_{\text{eff}}$  verwendet wird.

Die Anfangsrisstiefe  $a_0$  wird gemäß den Empfehlungen von (Berger et al., 2018) sowie DNVGL-RP-C203 zu 0,5 mm festgelegt, um eine Abgrenzung zum Kurzrissswachstum zu erzielen. Diese Annahme liegt damit nahe an den minimal detektierbaren Risstiefen mit  $a_{\text{min}} \geq 0,55$  mm, die in den Rastlinienuntersuchungen ermittelt wurden.

Die finale Risstiefe  $a_f$  wird auf die Hälfte der Blechdicke und damit auf 12,5 mm festgelegt. Diese Tiefe stimmt gut mit den nach Versuchsende festgestellten Ermüdungsbruchflächen überein. Damit kann der von (Radaj et al., 2006) als Ersatz für die Grenzrisgröße anzunehmende Bereich bestätigt werden.

Alle weiteren Parameter werden im Folgenden erarbeitet, darunter:

- Zyklischer Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$ , abhängig der Beanspruchungsart und unter Berücksichtigung der Erkenntnisse zur realen Rissgeometrieentwicklung.
- Bruchmechanische Kennwerte  $C$  und  $m$  anhand von Rissfortschrittskurven.
- Effektiver Spannungsintensitätsfaktor  $K_{\text{eff}}$  in Abhängigkeit des Eigenspannungszustands.

Die Ergebnisqualität jedes Parameters wird im Zuge der Herleitung mithilfe von Vergleichsanalysen verifiziert. Abschließend erfolgt eine Validierung dieser Parameter und ihrer Berechnungsansätze in Abschnitt 4.3.6. Dazu werden die rechnerisch bestimmten Rissfortschrittslebensdauern den experimentell ermittelten Lebensdauern aus den Rastlinienuntersuchungen gegenübergestellt.

### **4.3.2 Analytische und numerische Ermittlung des K-Faktors**

Zur Bestimmung der Spannungsintensitätsfaktoren, die aus der Belastung resultieren, werden zwei Methoden angewendet. Einerseits erfolgt im LEBM-Modell eine analytische Berechnung. Dies ermöglicht eine effiziente Analyse verschiedener Varianten und Einflussparameter hinsichtlich der Rissfortschrittsberechnung. Für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren wird auf bewährte Lösungen aus der Literatur zurückgegriffen. Diese sind für das in der Praxis häufig vorkommende Konstruktionsdetail Quersteife vorhanden und stellen einen gängigen Ansatz in der bruchmechanischen Berechnungspraxis dar.

Andererseits werden numerische XFEM-Berechnungen durchgeführt. Diese dienen der Ermittlung von Spannungsintensitätsfaktoren für reale Rissformen, die im Rahmen der Rastlinienuntersuchungen experimentell bestimmt wurden und nun stationär in die FE-Modelle eingebracht werden. Anhand dieser numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren wird überprüft, inwieweit die analytischen Berechnungsansätze geeignet sind, die realen Risskonfigurationen mithilfe des LEBM-Modells näherungsweise abzubilden. Weiterhin werden die XFEM-Ergebnisse herangezogen, um bruchmechanische Kennwerte und Druckeigenspannungsverläufe zu verifizieren und für die Verwendung im LEBM-Modell zu definieren.

#### **4.3.2.1 Analytische Ermittlung**

Die analytischen Berechnungen der Spannungsintensitätsfaktoren erfolgen basierend auf den Erläuterungen des Abschnitts 2.4.3.2. Innerhalb des mithilfe von MATLAB generierten LEBM-Modells wird zwischen zwei Arten von Rissmodellen unterschieden: dem halb elliptischen und dem durchgehenden Oberflächenriss. Letztgenannter wird für Fälle eingesetzt, bei denen die Risslänge die Breite

des Probekörpers frühzeitig erreicht. Auf die Kriterien zur Differenzierung zwischen den Rissmodellen wird im nachfolgenden Abschnitt 4.3.3 näher eingegangen. Des Weiteren wird zwischen den in den Versuchsserien vorliegenden Belastungsarten und der daraus resultierenden Beanspruchung im Rissumfeld unterschieden. Ein Überblick über die Rissmodelle und die zugehörig verwendeten Lösungen wird in Abbildung 4.11 gegeben. Die ausführlichen Lösungen zur Ermittlung der erforderlichen Korrekturfaktoren sind in Anhang D enthalten.

Generell wird bei der analytischen Berechnung ein in der Mitte des Probekörpers entstandener Oberflächenriss angenommen und eine endliche Plattenbreite vorgegeben. Für den jeweils untersuchten Riss erfolgt die Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors am tiefsten Punkt. Bei der Bewertung der Probekörper der Versuchsserien wird das Halbachsenverhältnis über die Ristiefe veränderlich angesetzt, wodurch die Betrachtung des Oberflächenpunktes entfällt. Eine konkrete Herleitung der Ansätze zur Rissgeometrieentwicklung findet sich ebenfalls in Abschnitt 4.3.3.

<div style="border: 1px solid #ccc; border-radius: 10px; padding: 5px; background-color: #f0f0f0;">           Halbelliptischer Oberflächenriss bei axialem Zug         </div> $\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k$ <p>Y mit Lösung nach (Newman und Raju, 1981)</p> <p><math>M_k</math> für Zug mit Lösung nach (Maddox und Andrews, 1990)</p>	<div style="border: 1px solid #ccc; border-radius: 10px; padding: 5px; background-color: #f0f0f0;">           Halbelliptischer Oberflächenriss bei Biegung         </div> $\Delta K = H \cdot \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k$ <p>H und Y mit Lösungen nach (Newman und Raju, 1984)</p> <p><math>M_k</math> für Biegung mit Lösung nach (Maddox und Andrews, 1990)</p>
<div style="border: 1px solid #ccc; border-radius: 10px; padding: 5px; background-color: #f0f0f0;">           Durchgehender Oberflächenriss bei axialem Zug         </div> $\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k$ <p>Y für Zug mit Lösung nach (Rooke und Cartwright, 1976)</p> <p><math>M_k</math> für Zug mit Lösung nach (Maddox und Andrews, 1990)</p>	<div style="border: 1px solid #ccc; border-radius: 10px; padding: 5px; background-color: #f0f0f0;">           Durchgehender Oberflächenriss bei Biegung         </div> $\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y \cdot M_k$ <p>Y für Biegung mit Lösung nach (Rooke und Cartwright, 1976)</p> <p><math>M_k</math> für Biegung mit Lösung nach (Maddox und Andrews, 1990)</p>

Abbildung 4.11: Verwendete Lösungen zur Berechnung zyklischer Spannungsintensitätsfaktoren in Abhängigkeit des Oberflächenrissmodells und der Beanspruchungsart

#### 4.3.2.2 Numerische Ermittlung

Analytische Lösungen zur Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren beschränken sich auf ideale Risse. Um Spannungsintensitätsfaktoren für reale Rissformen zu bestimmen, werden daher ergänzende numerische Berechnungen durchgeführt. Diese numerischen Berechnungen erfolgen speziell für die Probekörper der Rastlinienversuche und auf Grundlage der in den Untersuchungen ermittelten Rissformen. Die Analysen erfolgen am dreidimensionalen Volumenmodell mit dem Finite-Elemente-Programm Abaqus. Dazu wird das in Abaqus implementierte XFEM-Modul eingesetzt, um eine effiziente Berechnung zu gewährleisten (vgl. Abschnitt 2.4.3.2).

Wie bei den Kerbspannungsberechnungen wird linear-elastisches Werkstoffverhalten angenommen und Stahl mit einem Elastizitätsmodul von 210.000 MPa und einer Querdehnzahl von 0,3 verwendet. Das Gesamtmodell ist in Abbildung 4.12 dargestellt, einschließlich Lagerbedingungen und aufgebrachtener Biegespannung.

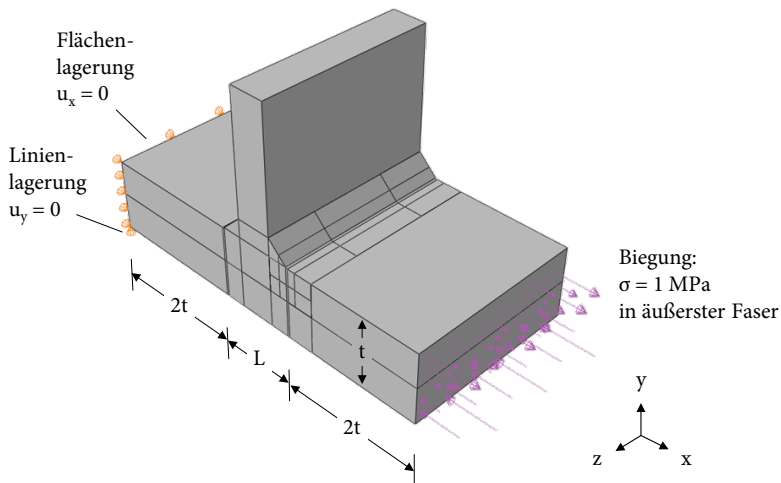


Abbildung 4.12: 3D-Gesamtmodell der Quersteife unter Biegebeanspruchung mit Lagerbedingungen und geometrischen Randbedingungen

Das Modell stellt damit einen für die numerische Analyse relevanten Ausschnitt des jeweiligen Probekörpers dar. In Längsrichtung setzt sich die Abmessung des Modells aus dem Abstand der Schweißnahtfußpunkte  $L$  und der zweifachen Blechdicke  $t$  auf jeder Seite der Steife zusammen. Die Geometrieparameter  $L$  und  $t$  entsprechen den gemittelten Vermessungsergebnisse der Tabelle 3.10, die in Abhängigkeit des Oberflächenzustands gewählt werden. Die weiteren Abmessungen hinsichtlich der Probekörperbreite sowie der Dicke und Höhe der Steife entsprechen den Nennmaßen aus Abbildung 3.2. Für das FE-Netz werden dreidimensionale, hexaedrische Elemente mit linearer Ansatzfunktion und ohne reduzierte Integration verwendet (Abaqus Elementtyp: C3D8), wobei die globale Elementkantenlänge auf  $l_{FE,global} = 0,8$  mm festgelegt wird.

Ein wichtiger Eingangsparameter bei der XFEM-Berechnung ist die Festlegung einer ausreichenden Anzahl von Konturen (engl. contours), die die Rissfläche in einzelne Punkte und damit in mehrere Segmente unterteilen. Generell ermöglicht eine größere Anzahl von Konturen eine genauere Rissabbildung, wirkt sich jedoch zugleich auf die Berechnungszeit aus und sollte daher möglichst minimiert werden. Untersuchungen von (Pang et al., 2016) zeigten, dass die Ergebnisse zum K-Faktor ab vier Konturen eine gute Übereinstimmung zu den Ergebnissen von (Newman und Raju, 1981a) für einen mittigen, halbelliptischen Riss in einer endlichen Platte aufwiesen und sich daraufhin eine Konvergenz einstellte. Im Rahmen ähnlicher Untersuchungen wurden von (Schiaretti et al., 2021) Abweichungen zwischen Spannungsintensitätsfaktoren in Abhängigkeit der Konturanzahl explizit bestimmt. Hierbei ergab sich für acht Konturen eine Abweichung von 2,13 % und für 14 Konturen eine Abweichung von 0,82 %. Aus Gründen der Recheneffizienz wählten sie auf Grundlage dieser Vorstudie acht Konturen als Kompromiss zwischen dem Zeitaufwand und der Genauigkeit der Berechnungen für ihre weiteren Untersuchungen an geschweißten Quersteifen aus. Unter Berücksichtigung der Erkenntnisse der zuvor genannten Studien wird für die eigenen Analysen eine Anzahl von zwölf Konturen gewählt, um eine möglichst hohe Ergebnisqualität sicherzustellen.

Im Vergleich zur klassischen FEM, bei der das Netz konkret auf die Rissgeometrie abgestimmt sein muss, erfolgt die Rissabbildung durch XFEM netzunabhängig (Malavika et al., 2021). Dadurch kann ein wesentlich gröberes FE-Netz verwendet



werden, wodurch sich der Modellierungs- und Berechnungsaufwand deutlich reduziert. Dennoch sollte das Netz fein genug gewählt werden, um Verformungen und Spannungen im Rissbereich adäquat zu erfassen. Von (Schiaretti et al., 2021) wurde ein Vernetzungsansatz im Rissumfeld gewählt, wonach die dortige Elementkantenlänge in Form eines Zusammenhangs zwischen der Risstiefe  $a$  und der Konturanzahl (hier:  $n_K$ ) festgelegt wird. Da mithilfe dieses Ansatzes hinreichend genaue Ergebnisse erzielt wurden, wird in dieser Arbeit die FE-Elementkantenlänge im Rissbereich nach Gl. (4.2) definiert:

$$l_{\text{FE,Riss}} = \frac{a}{n_K} \quad (4.2)$$

Obwohl die Verwendung von XFEM eine effiziente Vernetzung ermöglicht, können für geringe Risstiefen dennoch feine Netze notwendig werden. Diesen gilt es mit einem geeigneten Modellaufbau in Kombination mit einer strategisch strukturierten Netzbildung zu begegnen. In den vorher genannten Studien war es möglich, die Modelle durch Symmetriebedingungen in Bezug auf die Berechnungszeit zu optimieren, um auf diese Weise Risse in Bauteilmitte effizient untersuchen zu können. Da in dieser Arbeit vorrangig asymmetrische und außermittig liegende Risse in Form von Rastlinienkonturen untersucht werden, besteht jedoch nicht die Möglichkeit zum Einsatz von Symmetriebedingungen.

Daher wird, wie in Abbildung 4.13 dargestellt, ein Subsegment im rissnahen Bereich definiert und separat partitioniert, um eine unabhängige Vernetzung zu ermöglichen. Hierbei erfolgt die Partitionierung angelehnt an (Schiaretti et al., 2021) in Abhängigkeit der Rissgeometrie.

Mithilfe von sogenannten „tie constraints“, die an den umlaufenden Grenzflächen zum übrigen Modell angeordnet werden, wird eine starre Verbindung zwischen dem Subsegment und dem übrigen Modell sichergestellt. Im Zuge dessen wird der „surface-to-surface“-Ansatz gewählt, wodurch physikalische Eigenschaften (z. B. Verschiebungen) an den Schnittstellen von Master- zu Slave-Oberflächen interpoliert und übertragen werden. Hierbei wird der Empfehlung gefolgt, die Oberfläche mit dem gröberen Netz als Master festzulegen (Dassault Systèmes, 2019).

Im Subsegment wird der Schweißnahtübergang spezifisch des Behandlungszustands modelliert (s. Abbildung 4.13), wobei die Mittelwerte der Messdaten für den Radius und dem Eindruck bzw. Einbrand aus Tabelle 3.7 und Tabelle 3.8 genutzt werden. Der Nahtanstiegswinkel wird vereinfacht zu  $45^\circ$  festgelegt, da nur geringe Abweichungen zu den gemessenen Mittelwerten vorliegen (vgl. Abschnitt 3.4.4.2). In den modellierten Schweißübergang wird wiederum der Riss stationär eingebracht, der als zweidimensionales Schalenmodell abgebildet wird. Die Lage des Risses in Längsrichtung des Probekörpers (globale x-Richtung) wird auf der Grundlage einer zuvor durchgeführten Kerbspannungsanalyse bestimmt, bei der der Ort der höchsten Spannungskonzentration ermittelt wird.

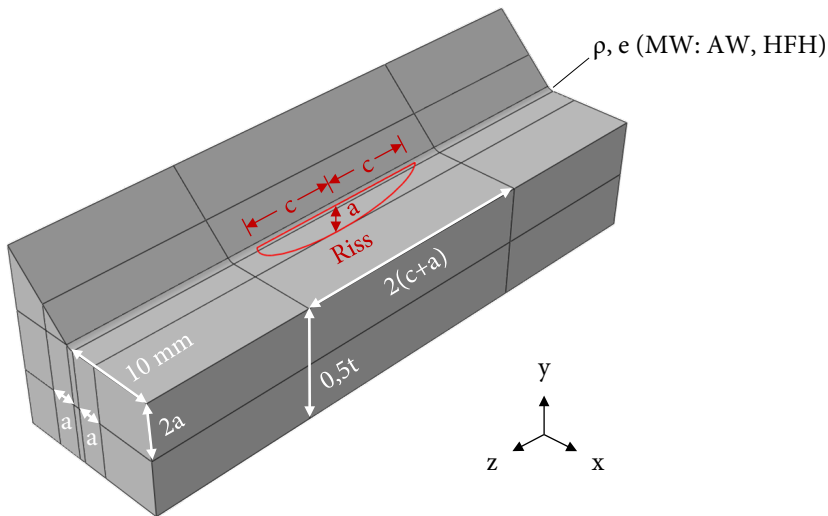


Abbildung 4.13: Partitionierung des Subsegmentes im rissnahen Bereich

Die auf das partitionierte Segment angewendete Vernetzungsstrategie ist in Abbildung 4.14 gezeigt. Hier wird das Netz in Richtung der rissnahen Bereiche strukturiert verdichtet, so dass in diesen Bereichen das feinste Netz entsteht.

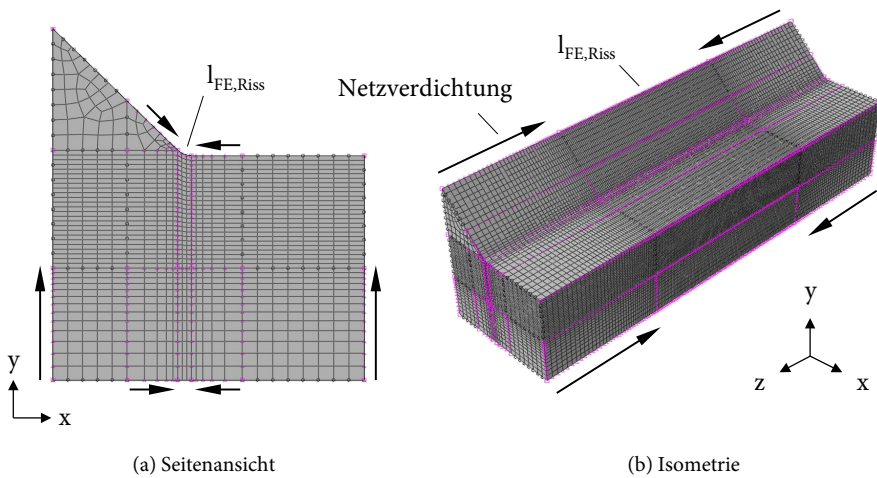


Abbildung 4.14: Vernetzungsstrategie mit einer zum Rissbereich orientierten Netzverdichtung

Ein exemplarisches Ergebnis der durchgeführten XFEM-Berechnungen zeigt Abbildung 4.15 anhand von Vergleichsspannungen am tiefsten Punkt eines klaffenden Risses. Für diesen Punkt werden die Spannungsintensitätsfaktoren in Abhängigkeit vom jeweiligen Probekörper und für den entsprechenden Riss und dessen reale Form ausgelesen.

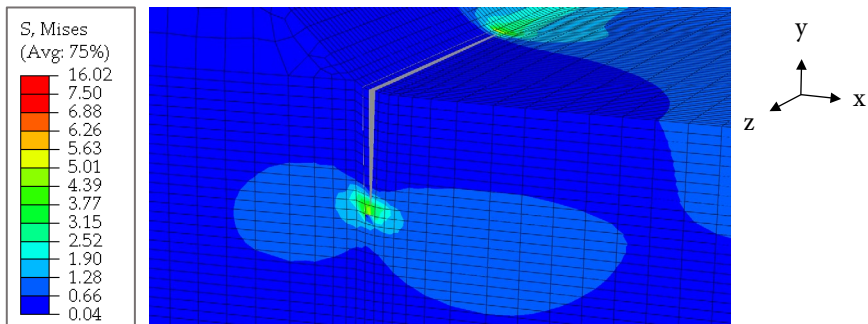


Abbildung 4.15: Exemplarisches Ergebnis der Mises-Vergleichsspannungen für den tiefsten Punkt eines klaffenden Risses im Längsschnitt durch die Probekörpermitte bzw. bei halber Risslänge

### 4.3.2.3 Verifizierung der numerischen Ergebnisse

Bevor die numerisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren für weitere Analysen verwendet werden, werden sie durch einen Vergleich mit analytischen Ergebnissen verifiziert. Dies geschieht für einen Riss mit idealisierter Rissgeometrie und konstantem  $a/c$ -Verhältnis. Die Gegenüberstellung der K-Faktoren der beiden Berechnungsmethoden erfolgt in Abbildung 4.16 in Abhängigkeit der Risstiefe.

Es besteht eine gute Übereinstimmung zwischen den beiden Berechnungsmethoden. Lediglich für tief liegende Risse mit einer Tiefe von über 11 mm ergibt sich ein abweichender Kurvenverlauf. Hier ist ein deutlich stärkerer Anstieg des Spannungsintensitätsfaktors für den analytischen Berechnungsansatz erkennbar. Da jedoch vor allem die Spannungsintensitätsfaktoren in oberflächennahen Risstiefen für die Rissfortschrittsberechnung von Bedeutung sind, werden Abweichungen in den tiefen Regionen nahe der finalen Risstiefe als vernachlässigbar eingestuft.

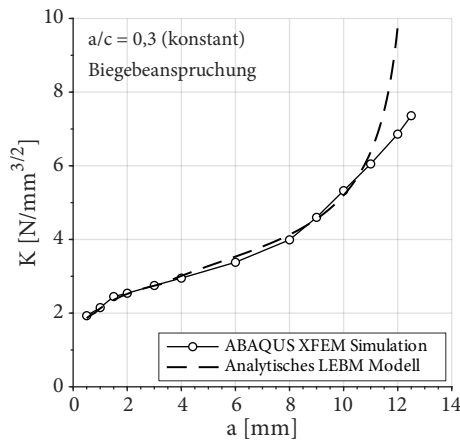


Abbildung 4.16: Gegenüberstellung von analytisch und numerisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren für einen ideal modellierten Riss mit konstantem  $a/c$ -Verhältnis

### 4.3.3 Berücksichtigung realer Rissformen

Im Rahmen der Rastlinienuntersuchungen wird eine Abhängigkeit der Rissgeometrieentwicklung vom Behandlungszustand und vom eingesetzten Behand-

lungsverfahren identifiziert, vgl. Abschnitt 3.6.4.2. Da das in die LEBM-Berechnungen eingehende Halbachsenverhältnis einen maßgeblichen Einfluss auf die Höhe des Spannungsintensitätsfaktors und damit auf die zu bestimmende Rissfortschrittslebensdauer hat, wird in diesem Abschnitt das Ziel verfolgt, die realen Rissgegebenheiten möglichst zutreffend innerhalb der bruchmechanischen Berechnungen zu erfassen.

Dazu werden die Ergebnisse aus den Rastlinienuntersuchungen an unbehandelten sowie HiFIT- und PIT-behandelten Probekörpern verwendet (s. Abbildung 3.35), um entsprechende analytische Ansätze der Rissgeometrieentwicklung zu erarbeiten. Die Ergebnisqualität dieser Näherungsansätze wird daraufhin durch einen Vergleich mit Spannungsintensitätsfaktoren beurteilt, die numerisch auf Grundlage realer Rissformen ermittelt werden. Hierfür werden die durch Spline-Angleichung nachgebildeten Rastlinienkonturen des Abschnitts 3.6.4.2 genutzt. Die drei unterschiedenen Varianten sind in Abbildung 4.17 anhand von jeweils einer exemplarischen Bruchfläche dargestellt.

Die entsprechende CAD-basierte Rastlinien- bzw. Risskontur wird in das FE-Programm Abaqus importiert. Auf Basis dieser Kontur wird, wie in Abschnitt 4.3.2.2 beschrieben, ein 2D-Schalenmodell generiert und dieses als stationärer Riss in den Nahtübergang eingebracht. Die auf Grundlage der XFEM-berechneten Spannungsintensitätsfaktoren werden schließlich in einem Auswerteschnitt ausgelesen (s. Abbildung 4.17), wobei sich die Lage des Schnittes an der Position des tiefsten Punktes des zum Versagen führenden Risses orientiert.

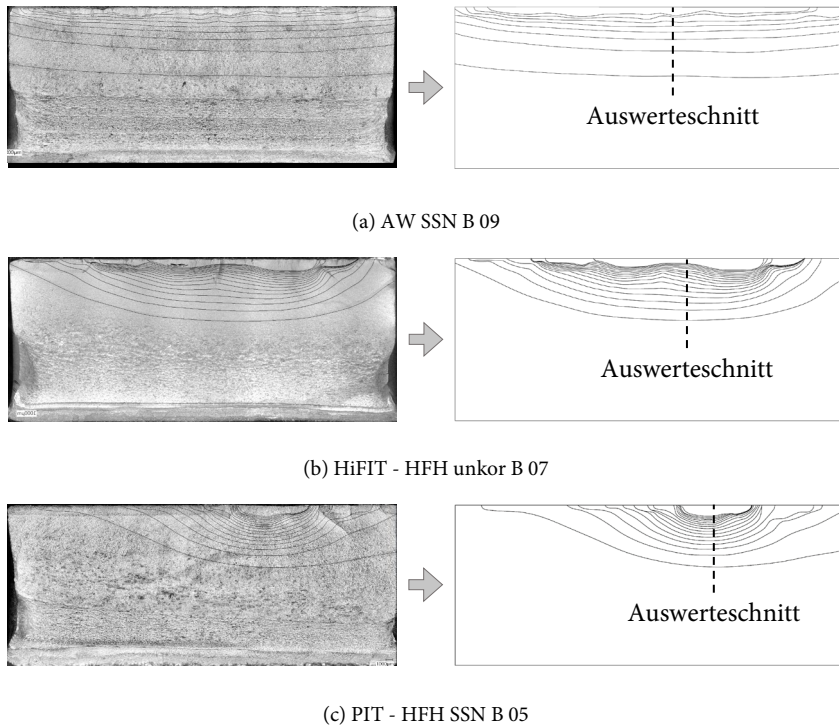


Abbildung 4.17: CAD-basierte Rastlinienkonturen als Grundlage für die XFEM-Berechnungen, einschließlich der Schnittführung zur Ergebnisauswertung (exemplarische Probekörperauswahl)

#### 4.3.3.1 AW-Zustand – Halbelliptischer und durchgehender Oberflächenriss

Gemäß den Rastlinien der unbehandelten Probekörper liegen äußerst breite Risse in Oberflächennähe vor, die frühzeitig den seitlichen Rand der Probekörper erreichen. Dementsprechend liegt im Rahmen einer bruchmechanischen Betrachtungsweise zunächst ein halbelliptischer Oberflächenriss mit einem niedrigen  $a/c$ -Verhältnis vor. Diesem folgt bereits in geringen Risstiefen der Ansatz eines durchgehenden Risses.

Das den halbelliptischen Riss beschreibende  $a/c$ -Verhältnis wird aus dem Mittelwert der beiden auswertbaren Halbachsenverhältnisse gebildet und beträgt somit  $a/c = 0,04$ . Für eine Breite des Probekörpers von 60 mm geht bei diesem  $a/c$ -Verhältnis der halbelliptische Riss ab einer Risstiefe von 1,2 mm in einen durchgehenden Riss über.

Das LEBM-Ergebnis dieses Berechnungsansatzes ist in Abbildung 4.18 kurvenförmig dargestellt. Diesem werden die numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren aus den XFEM-Berechnungen gegenübergestellt, die sich auf die Rastlinien und somit auf reale Rissformen beziehen.

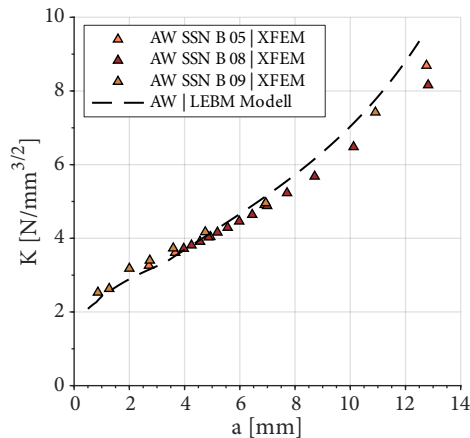


Abbildung 4.18: Vergleich der analytisch und numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren für die realen Rissformen von unbehandelten Probekörpern

Oberflächennah und bis zu einer Risttiefe von ca. 5 mm ist eine gute Übereinstimmung gegeben. Insofern bildet die analytische Berechnungsmethode mit dem kombinierten Rissmodellansatz die realen Rissgegebenheiten der unbehandelten Probekörper adäquat ab. Bei tieferen Rissen überschätzt das LEBM-Modell die Spannungsintensitätsfaktoren im Vergleich zu den numerischen Ergebnissen, wobei jedoch keine signifikanten Abweichungen auftreten.

#### 4.3.3.2 HFH-Zustand – Halbelliptischer Oberflächenriss

Aufgrund einer voneinander abweichenden Rissgeometrieentwicklung im HFH-Zustand wird im Folgenden zwischen HiFIT- und PIT-behandelten Probekörpern unterschieden.

### HiFIT-behandelte Probekörper

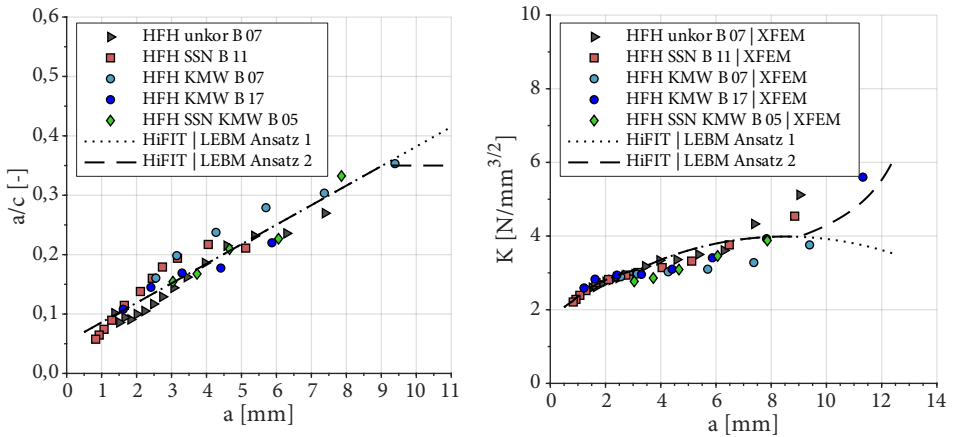
Für die HiFIT-behandelten Probekörper wird im Rahmen der Rastlinienuntersuchungen festgestellt, dass deren Halbachsenverhältnis mit zunehmender Risstiefe näherungsweise konstant ansteigt. Um diese Gegebenheit im LEBM-Modell bei der analytischen Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors abzubilden, wird daher eine lineare Regression der Rissgeometriedaten durchgeführt, siehe Abbildung 4.19a.

Das Ergebnis dieser linearen Regression bildet die wesentliche Grundlage für die im LEBM-Modell anzusetzende Rissgeometrieentwicklung. Da jedoch nicht für den gesamten Risstiefenbereich Ergebnisse zum Halbachsenverhältnis vorliegen, gilt es, eine geeignete Extrapolation über diesen Bereich hinaus bis hin zur finalen Risstiefe zu definieren. Dazu werden zwei Ansätze der Rissgeometrieentwicklung entwickelt und auf deren Eignung zur Abbildung der Spannungsintensitätsfaktoren überprüft.

Die beiden Ansätze unterscheiden sich in Bezug auf die Weiterführung des  $a/c$ -Verhältnisses über die Risstiefe der letzten ermittelten Rastlinie hinaus. Für Ansatz 1 wird die Regressionsgerade bis zur finalen Risstiefe weitergeführt. Der Ansatz 2 hingegen berücksichtigt ein Plateau auf Höhe des  $a/c$ -Verhältnisses der tiefst gelegenen Rastlinie.

Die Wahl des zweiten Ansatzes begründet sich aufgrund der Ergebnisse von (Shams-Hakimi et al., 2018), die für HFH-behandelte Quersteifen mit 60 mm dicken Grundblechen Rastlinien bis in eine Tiefe von 27 mm ermittelten. Für deren zugehörig bestimmte Halbachsenverhältnisse ist festzustellen, dass diese in tiefen Rissregionen einen annähernd konstanten Verlauf aufweisen.





(a) Rastlinienbasierte Rissgeometrieentwicklung (b) Vergleich analytischer und numerischer K-Faktoren

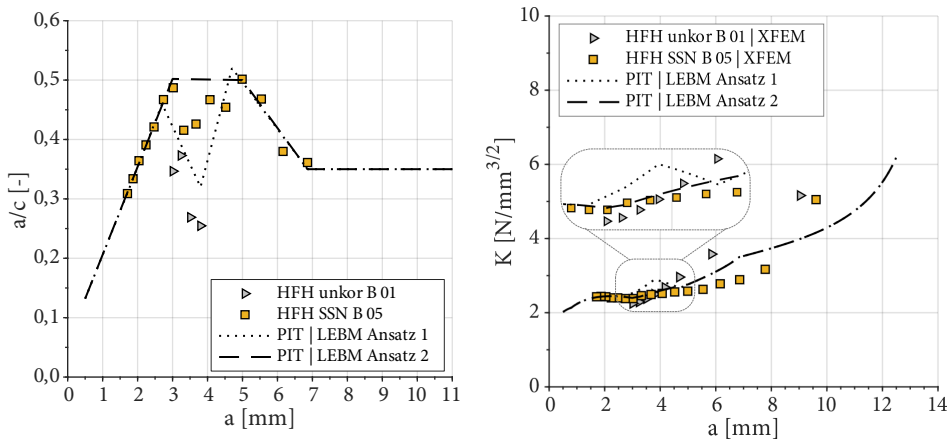
Abbildung 4.19: Näherungsansätze zur Berücksichtigung der realen Rissformen von HiFIT-behandelten Probekörpern und Verifizierung anhand der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren

Die basierend auf den  $a/c$ -Ansätzen berechneten Verläufe der Spannungsintensitätsfaktoren werden in Abbildung 4.19b gezeigt. Generell ergibt sich eine gute Übereinstimmung mit den numerisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren, vor allem in den für die Rissfortschrittsberechnung besonders relevanten oberflächennahen Bereichen. Lediglich im Risstiefenbereich zwischen ca. 4 mm bis 6 mm ist eine leichte Überschätzung des K-Faktors durch das LEBM-Modell festzustellen. In tieferen Rissregionen nimmt die Streuung der numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren zwischen den Probekörpern zu, wobei die analytische Lösung für diese Bereiche eine gute mittlere Näherung darstellt.

Für die beiden unterschiedlichen Ansätze zur Rissgeometrieentwicklung ist deutlich zu erkennen, dass der Spannungsintensitätsfaktor für Ansatz 1 und damit steigend ansteigendem  $a/c$ -Verhältnis mit zunehmender Risstiefe abnimmt und damit ein entgegengesetztes Verhalten zu den numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren hervorruft. Hier bildet Ansatz 2 die numerischen Spannungsintensitätsfaktoren auf Basis der realen Rissgeometrie deutlich besser ab. Im Folgenden wird daher Ansatz 2 zur Beschreibung des Rissgeometrieverhältnisses im Falle der HiFIT-Behandlung im LEBM-Modell verwendet.

### PIT-behandelte Probekörper

Für die PIT-behandelten Probekörper liegt eine diskontinuierliche Datenverteilung in Bezug auf das Halbachsenverhältnis vor, vgl. Abbildung 4.20a. Aus diesem Grund erscheint ein multilinearer Ansatz sinnvoll, um die Rissgeometrieentwicklung über die Risstiefe zu beschreiben.



(a) Rastlinienbasierte Rissgeometrieentwicklung (b) Vergleich analytischer und numerischer K-Faktoren

Abbildung 4.20: Näherungsansätze zur Berücksichtigung der realen Rissformen von PIT-behandelten Probekörpern und Verifizierung anhand der berechneten Spannungskonzentrationen

Zu diesem Zweck wird die MATLAB Toolbox „SML - Shape Language Modeling“ (D’Errico, 2023) verwendet. Hierbei wird auf die darin implementierte Funktion zur Durchführung einer stückweisen linearen Regression zurückgegriffen, wobei die Daten in eine vorgegebene Anzahl an Sektionen (hier fünf) unterteilt werden. Innerhalb der jeweiligen Sektion erfolgt daraufhin eine lineare Regression, wobei die jeweils vorangegangene Sektion berücksichtigt wird, um abrupte Sprünge im Verlauf zu vermeiden. Diese Vorgehensweise bildet die wesentliche Grundlage zur Herleitung des multilinearen Ansatzes der Rissgeometrieentwicklung.

Zunächst gilt es, eine geeignete Annahme zur Abbildung des Bereiches ab der Anfangsrissstiefe bis zum ersten Rastlinienergebnis zu definieren. Obwohl in dieser Region kein Halbachsenverhältnis ermittelt werden konnte, deuten Schwingungs-

streifen und nicht vollständig auswertbare Teilsegmente von Rastlinien auf den Bruchflächen auf breite Rissfronten im oberflächennahen Bereich hin. Damit scheinen ähnliche Gegebenheit bezüglich der initialen Rissform im Vergleich zu den HiFIT-behandelten Probekörpern vorzuliegen. Mit dem Unterschied, dass bei PIT deutlich weniger Koaleszenzereignisse über die gesamte Probenbreite auftreten und sich daher der zum Versagen führende Riss lokaler bildet (s. Abbildung 4.17). Zudem weisen die PIT-behandelten Probekörper einen steileren Anstieg im  $a/c$ -Verlauf und generell größere Halbachsenverhältnisse auf. Um die beschriebenen Gegebenheiten zunächst im Ansatz der anfänglichen Rissgeometrieentwicklung abzubilden, wird der auf den ersten Rastlinien basierende Geradenast bis zur Anfangsrisstiefe verlängert, vgl. Abbildung 4.20a.

Daraufhin wird zwischen zwei Ansätzen der Rissgeometrieentwicklung unterschieden. Ansatz 1 wird vollständig auf Basis der stückweisen Regression ermittelt und berücksichtigt damit die Ab- und wieder Zunahme des  $a/c$ -Verhältnisses im Risstiefenbereich zwischen ca. 3 mm und 5 mm. Das Ergebnis des entsprechend berechneten Spannungsintensitätsfaktors ist in Abbildung 4.20b dargestellt. Hierbei ist für Ansatz 1 eine abschnittsweise Erhöhung des K-Faktors zu erkennen, die nicht in Konformität zu den numerischen Ergebnissen steht. Diese Erhöhung wird durch das abfallende Halbachsenverhältnis hervorgerufen. Daher wird ein zweiter Ansatz überprüft, der das Halbachsenverhältnis in diesem Bereich konstant hält und damit die Unstetigkeit im  $a/c$ -Verlauf unberücksichtigt lässt. Hierbei ergibt sich eine deutlich bessere Übereinstimmung mit den für die reale Rissform numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren, da das größere  $a/c$ -Verhältnis einen geringeren K-Faktor hervorruft.

Ein potenzieller Grund für diese Diskrepanz könnte darin liegen, dass das als Halbellipse diskretisierte Rissmodell stark von der realen Rissform abweicht. Dies ist vor allem bei den PIT-behandelten Probekörpern in dem erwähnten Rissbereich ( $a = 3$  mm bis 5 mm) der Fall und wird in Abbildung 4.21 anhand von zwei exemplarischen Rissformen verdeutlicht.

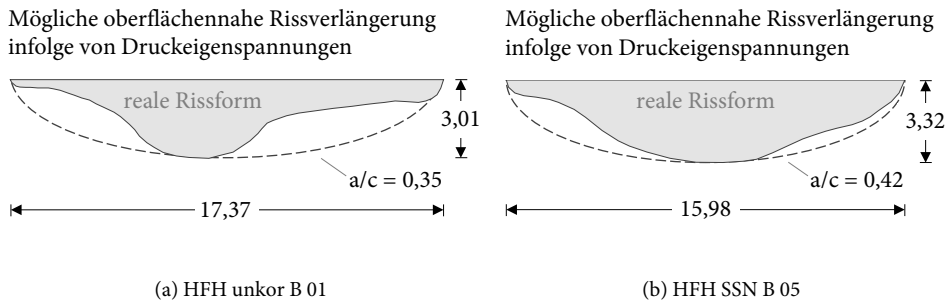


Abbildung 4.21: Abweichung zwischen der realen Rissform und der diskretisierten halb-elliptischen Form (exemplarische Auswahl)

Dies könnte in Zusammenhang mit den durch die HFH-Behandlung induzierten Druckeigenspannungen stehen. Diese Grenzen an den Riss an und führen möglicherweise zu dessen Umlenkung im Bereich der Eigenspannungsfelder, was die besonders starke Zunahme der Risslänge in Oberflächennähe erklären würde. Bei der numerischen Berechnung wird diese reale Rissform direkt bei der Ermittlung des Spannungsintensitätsfaktors berücksichtigt, wohingegen im Rahmen der analytischen LEBM-Berechnung der Ansatz des gemessenen  $a/c$ -Verhältnisses zur Überschätzung des K-Faktors bei den betroffenen Rissen führt. Aufgrund dieser Erkenntnis und der besseren Übereinstimmung mit den numerischen Ergebnissen wird für die weiteren LEBM-Untersuchungen der Ansatz 2 gewählt.

Der weitere Verlauf des Halbachsenverhältnisses ist bei beiden Ansätzen identisch. Es folgt eine lineare Abnahme bis zur letzten Rastlinie, was eine adäquate Annäherung an die numerischen Ergebnisse des K-Faktors darstellt. Anschließend wird, wie bei den HiFIT-behandelten Probekörpern, ein Plateau auf Höhe des  $a/c$ -Verhältnisses der tiefsten Rastlinie vorgesehen, dessen Ansatz auch für die PIT-behandelten Probekörper eine gute Näherungslösung bietet.

#### 4.3.4 Bruchmechanische Kennwerte

Einen wesentlichen Einfluss auf das Ergebnis der bruchmechanisch ermittelten Rissfortschrittslebensdauer haben die in der Berechnung verwendeten Kennwerte

C und m, wobei ein grundlegender Überblick in Abschnitt 4.3.4 gegeben wird. Daher werden im Folgenden geeignete bruchmechanische Kennwerte definiert.

Zu diesem Zweck werden die experimentell ermittelten Rissfortschrittsgeschwindigkeiten aus den Rastlinienuntersuchungen verwendet (vgl. Abschnitt 3.6.4.4). Diese sollen im Rissfortschrittsdiagramm in Abhängigkeit vom jeweiligen Spannungsintensitätsfaktor aufgetragen werden. Hierfür werden die mithilfe von XFEM numerisch ermittelten Spannungsintensitätsfaktoren genutzt. Durch die detaillierte Modellierung der realen Rissform, der globalen Probekörpergeometrie, der lokalen Nahtübergangsgeometrie und der aus der Biegespannung resultierenden Spannungsverteilung werden die damit einhergehenden Einflüsse explizit im berechneten Spannungsintensitätsfaktor erfasst. Damit liegt der numerisch ermittelte K-Faktor in einer Form vor, die diese relevanten Einflüsse berücksichtigt und damit für die bruchmechanische Kennwertanalyse geeignet ist.

Da sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten auf mittlere Risstiefen beziehen, werden die Mittelwerte der K-Faktoren zwischen zwei aufeinanderfolgenden Risstiefen berechnet. Diese werden mit der im jeweiligen Versuch aufgebrachten Spannungsschwingbreite multipliziert, um die zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren für die untersuchten Probekörper zu erhalten.

Abschließend wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit  $da/dN$  in Abhängigkeit vom jeweiligen zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  doppelt logarithmisch aufgetragen, um die ermittelten Ergebnisse mit den für den Offshore-Bereich empfohlenen Rissfortschrittskurven nach DNVGL-RP-C210 zu vergleichen. Ziel ist es, zu überprüfen, ob diese einen geeigneten Ansatz im Rahmen der Rissfortschrittsberechnungen darstellen.

Zunächst werden die unbehandelten, an Luft geprüften Probekörper betrachtet. Die mit dem beschriebenen Vorgehen erzielten Ergebnisse sind in Abbildung 4.22 dargestellt. Es ist zu erkennen, dass die Rissfortschrittskurve für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  nach DNVGL-RP-C210 die Ergebnisse der Probekörper zutreffend beschreibt. Für die Bedingungen an Luft erweisen sich die Rissfortschrittskurve und die darauf basierenden bruchmechanischen Kennwerte daher als geeigneter Ansatz zur Durchführung der Rissfortschrittsberechnungen.

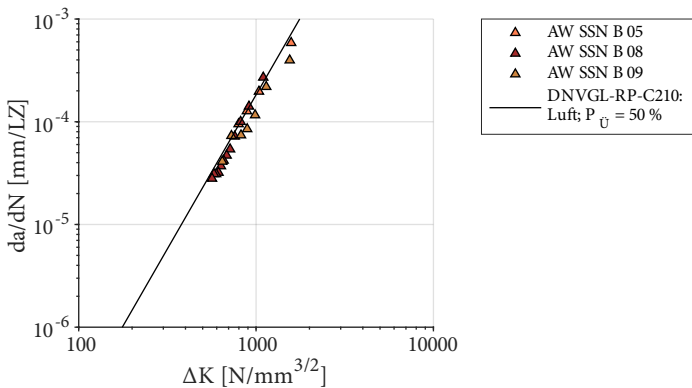


Abbildung 4.22: Experimentelle Rissfortschrittsgeschwindigkeit bezogen auf den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor aus numerischen XFEM-Berechnungen für unbehandelte Probekörper gegenüber der Rissfortschrittskurve nach DNVGL-RP-C210 für Bedingungen an Luft

Weiterhin werden die HFH-behandelten Probekörper zum einen für die Versuchsdurchführung an Luft und zum anderen für die simultane Prüfung in künstlichem Meerwasser analysiert. Dazu wird neben der Rissfortschrittskurve für übliche Bedingungen an Luft ebenfalls die Kurve für freie Korrosion für  $P_{\ddot{u}} = 50\%$  nach DNVGL-RP-C210 verifiziert. Diese berücksichtigt die beschleunigenden Einflüsse der Korrosionsermüdung auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Aufgrund des bei Korrosionsermüdung vorhandenen Frequenzeinflusses wird der Ansatz von (Jakubowski, 2017) verwendet (s. Abschnitt 2.4.3.5). Dementsprechend wird mit Gl. (2.21) die Region II auf Basis der Rissfortschrittskurve für Luft für die den Versuchen zugrunde gelegte Beanspruchungsfrequenz von 1 Hz abgebildet. Die entsprechenden Rissfortschrittskurven werden gemeinsam mit den Ergebnissen der HFH-behandelten Probekörper in Abbildung 4.23 gezeigt.

Es ist festzustellen, dass sich die Ergebnisse der Probekörper für hohe zyklische Spannungsintensitätsfaktoren, die tief liegenden Rissen zuzuordnen sind, an die Rissfortschrittskurven annähern. Bei freier Korrosion besteht in einigen Fällen für die Region II eine gute Übereinstimmung. Mit abnehmendem Spannungsintensitätsfaktor und der Annäherung der Risstiefen an die Oberfläche werden die Diskrepanzen zu den Rissfortschrittskurven jedoch immer deutlicher.

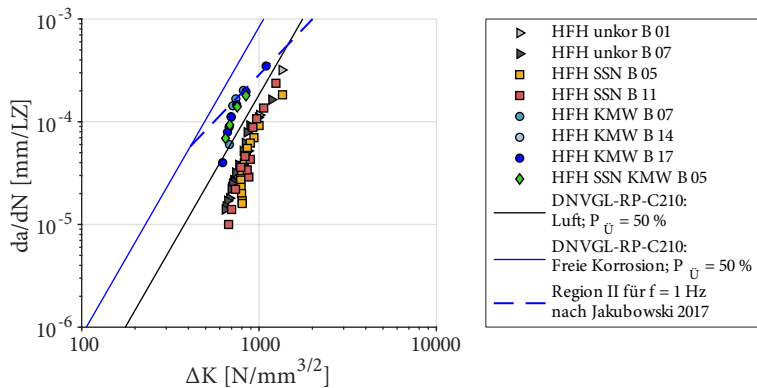


Abbildung 4.23: Experimentelle Rissfortschrittsgeschwindigkeit bezogen auf den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor (mit K aus numerischen XFEM-Berechnungen) für HFH-behandelte Probekörper im Vergleich zu den Rissfortschrittskurven nach DNVGL-RP-C210 für Luft sowie für freie Korrosion unter Berücksichtigung der Frequenz nach (Jakubowski, 2017)

Derartige Abweichungen sind ebenso für die Ergebnisse zum Rissfortschrittsverhalten von (Dürr, 2007) und (Weich, 2009) festzustellen und lassen sich mit den durch die HFH-Behandlung eingebrachten Druckeigenstressungen erklären. Diese rufen Risschließeffekte hervor, die in der Nähe der Oberfläche besonders ausgeprägt auftreten. Dadurch verringert sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeit im HFH-behandelten im Vergleich zum unbehandelten Zustand, wie Abbildung 3.38a verdeutlicht (vgl. Abschnitt 3.6.4.4). Da der Spannungsintensitätsfaktor die risschließenden Einflüsse durch die HFH-Behandlung nicht berücksichtigt, führt ein Bezug auf die infolge der Druckeigenstressungen reduzierten Rissfortschrittsgeschwindigkeit zu den identifizierten Abweichungen. Folglich können diese Ergebnisse nicht zur Verifizierung der Rissfortschrittskurven genutzt werden. Stattdessen ist der effektive Spannungsintensitätsfaktor heranzuziehen, um eine Verifizierung der Rissfortschrittskurven zu ermöglichen. Die entsprechenden Herleitungen werden im folgenden Abschnitt anhand von Eigenspannungstiefenverläufen vorgenommen.

### 4.3.5 Berücksichtigung des Eigenspannungszustands

Die infolge einer HFH-Behandlung eingebrachten Druckeigenspannungen stehen im Zusammenhang mit Risschließeffekten, die nachweislich zu einem verzögerten Risswachstum führen. Dies ist aus der Literatur bekannt (s. Abschnitt 2.2.4.2) und bestätigt sich ebenfalls im Rahmen dieser Arbeit (s. Abschnitt 3.6.4.4). Im LEBM-Modell sollen die Risschließeffekte anhand des effektiven Spannungsintensitätsfaktors  $K_{\text{eff}}$  erfasst werden. Die grundlegenden Zusammenhänge und das Berechnungsverfahren zur Bestimmung von  $K_{\text{eff}}$  sind in Abschnitt 2.4.3.6 näher erläutert und können diesem entnommen werden. Der daraus abgeleitete Berechnungsablauf ist in Abbildung 4.24 dargestellt.

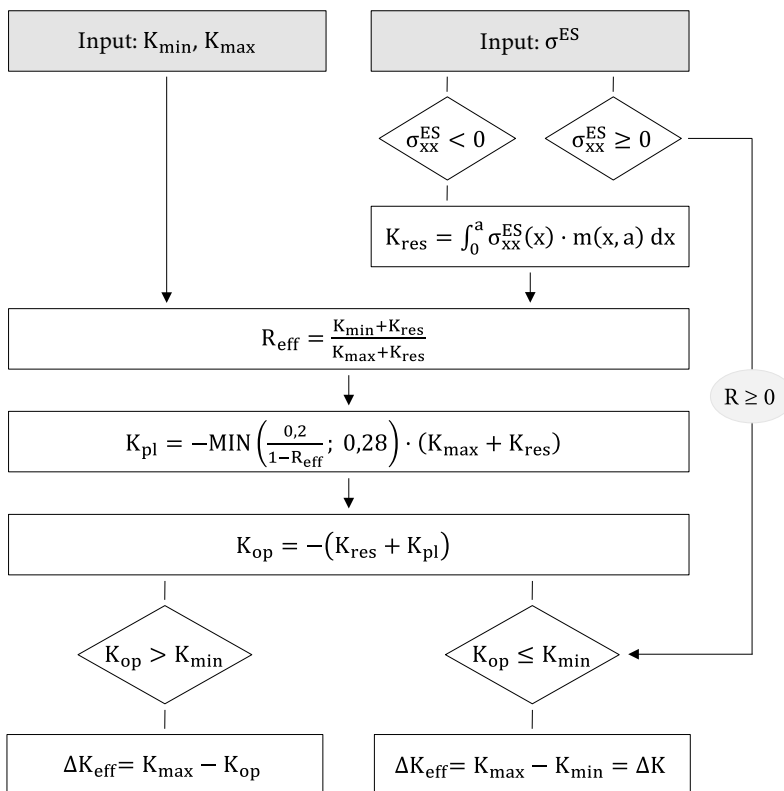


Abbildung 4.24: Berechnungsablauf zur Ermittlung des effektiven Spannungsintensitätsfaktors, aufbauend auf dem Vorgehen von (Walbridge und Nussbaumer, 2006)



Ein wesentlicher Bestandteil bei der Berechnung von  $K_{\text{eff}}$  stellt der Spannungsintensitätsfaktor für Eigenspannungen  $K_{\text{res}}$  dar. Er wird in dieser Arbeit mithilfe der Gewichtsfunktion nach Gl. (2.16) bestimmt, um die Eigenspannungsverteilung in Tiefenrichtung einzubeziehen. Da für die HFH-behandelten Probekörper keine entsprechenden Daten vorliegen, werden Daten aus der Literatur verwendet. Dazu werden die gemessenen Quereigenspannungen von (Schubnell et al., 2020) herangezogen, für die hinsichtlich des Konstruktionsdetails und des Werkstoffs ähnliche Bedingungen gegeben sind, die aber keinen Einfluss aus korrosiver Umgebung berücksichtigen. Da die Höhe der eingebrachten Eigenspannungen von der Streckgrenze abhängt, werden die Absolutwerte der Eigenspannungsmessdaten auf die Streckgrenze des gemessenen Werkstoffs normiert und daraufhin auf die in dieser Arbeit vorliegende Streckgrenze von 369 MPa übertragen.

Ausgehend von den Eigenspannungstiefenverläufen werden multilineare Modellansätze für die Verwendung im LEBM-Modell entwickelt. Da für beide Behandlungsverfahren HiFIT und PIT gemäß (Schubnell et al., 2020) unterschiedliche Eigenspannungsverläufe festzustellen waren, werden die Verfahren getrennt betrachtet. Der jeweilige Modellansatz bildet die Grundlage zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors für Eigenspannungen  $K_{\text{res}}$  mithilfe der Gewichtsfunktion. Dieser geht wiederum in die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors für Rissöffnen  $K_{\text{op}}$  ein. Daraufhin kann der effektive Spannungsintensitätsfaktor für zyklische Beanspruchung  $\Delta K_{\text{eff}}$  ermittelt werden, der damit die Einflüsse aus dem Eigenspannungstiefenverlauf der HFH-Behandlung explizit berücksichtigt. Die entsprechenden Auswirkungen der Druckeigenspannungen und die daraus resultierenden Risschließeffekte werden anhand eines Tiefenverlaufs der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren exemplarisch für einen Probekörper der Versuchsserien in Abbildung 4.25 veranschaulicht.

Aufgrund von Erkenntnissen aus der Literatur (Stacey et al., 2000; Dürr, 2007; BS 7910) kann für den AW-Zustand davon ausgegangen werden, dass in den berechnungsrelevanten Tiefenbereichen schweißbedingte Zugeigenspannungen vorliegen. Für eine Überlagerung mit lastbedingten Zugspannungen an der Risspitze ergibt sich daraus, dass  $K_{\text{min}}$  anstelle von  $K_{\text{op}}$  für die Berechnung von  $\Delta K_{\text{eff}}$  maßgebend wird und daher mit  $\Delta K$  gleichgesetzt werden kann (Acevedo, 2011), vgl. Abbildung 4.24.

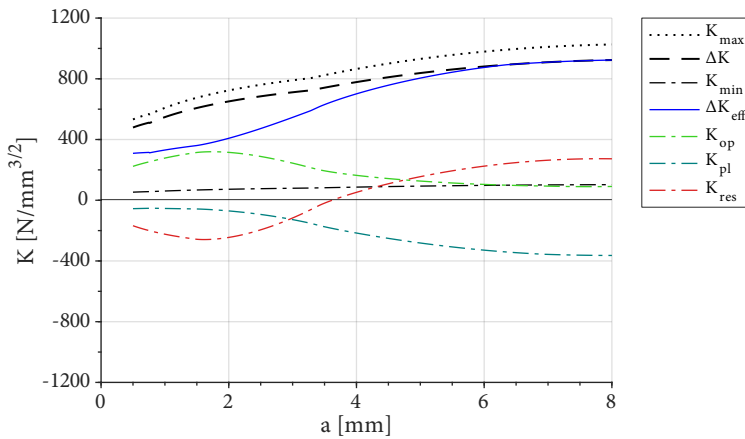


Abbildung 4.25: Tiefenverlauf der berechneten Spannungsintensitätsfaktoren unter Berücksichtigung von Riss-schließeeffekten infolge von HFH-induzierten Druckeigenstressungen (exemplarisch anhand des HFH-behandelten Probekörpers HFH KMW B 4)

Inwieweit die aus der Literatur verwendeten Tiefenverläufe einen adäquaten Ansatz zur Beschreibung der HFH-Eigenstresszustände für die vorliegenden Versuchsserien darstellen, wird aufbauend auf Abschnitt 4.3.4 und den dort gewonnen Erkenntnissen zum Rissfortschrittsverhalten überprüft. Für deren Verifikation werden die mithilfe von XFEM numerisch berechneten Spannungsintensitätsfaktoren herangezogen. Wie zuvor beschrieben, sind diese für verifizierende Analysen auf bruchmechanischer Ebene geeignet, da sie in einflussbereinigter Form bezüglich der realen Rissform, der globalen Probekörpergeometrie, der lokalen Nahtübergangsgeometrie und der aus der Biegespannung resultierenden Spannungsverteilung vorliegen. Auf deren Basis werden die effektiven Spannungsintensitätsfaktoren unter Berücksichtigung der Modellansätze der Eigenstressungstiefenverläufe ermittelt und mit den experimentell ermittelten Rissfortschrittsgeschwindigkeiten in Beziehung gesetzt. Daraufhin kann eine Verifizierung anhand der Rissfortschrittsdaten auf Grundlage folgender Gegenüberstellungen erfolgen:

- HFH an Luft im Vergleich zu AW an Luft und zur Rissfortschrittsskurve für Bedingungen an Luft nach DNVGL-RP-C210.

- HFH bei simultaner Korrosion in KMW im Vergleich zur Rissfortschrittskurve für freie Korrosion nach DNVGL-RP-C210 einschließlich der Frequenzberücksichtigung nach (Jakubowski, 2017).

#### 4.3.5.1 HiFIT-Behandlung

Um die HiFIT-Behandlung innerhalb des LEBM-Modells zu berücksichtigen, wird ein trilinearer Modellansatz gewählt, der auf dem in Abbildung 4.26 dargestellten Tiefenprofil der gemessenen Quereigenstressungen basiert.

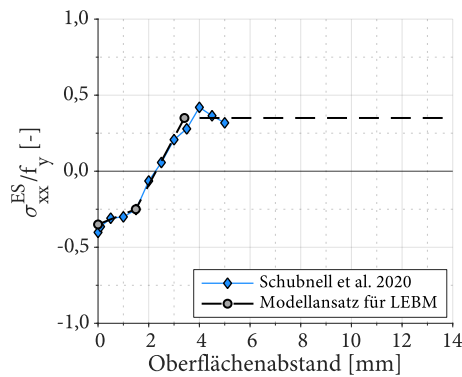


Abbildung 4.26: HiFIT-Modellansatz für LEBM-Berechnungen auf Basis der von (Schubnell et al., 2020) gemessenen Quereigenstressungen (grafisch extrahierte Daten für S355J2+N)

Dieser Modellansatz wird auf die HiFIT-behandelten Probekörper angewendet, um den effektiven Spannungsintensitätsfaktor zu bestimmen. Zur Verifizierung des Ansatzes werden die numerisch berechneten XFEM-Ergebnisse herangezogen. Die entsprechenden Ergebnisse werden in Abbildung 4.27 zu den experimentell ermittelten Rissfortschrittsgeschwindigkeiten in Bezug gebracht.

Zunächst erfolgt ein Vergleich der HiFIT-behandelten und an Luft geprüften Probekörper mit denen des unbehandelten Zustands sowie der anhand der AW-Ergebnisse verifizierten Rissfortschrittskurve nach DNVGL-RP-C210. Die Ergebnisse des unkorrodierten Probekörpers HFH unkor B 07 zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Referenzen, was den gewählten Modellansatz hinsichtlich der zutreffenden Abbildung des Eigenspannungszustandes bestätigt.

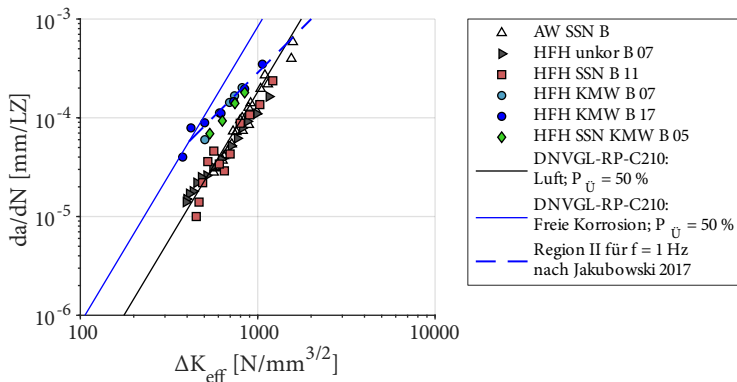


Abbildung 4.27: Experimentelle Rissfortschrittsgeschwindigkeit bezogen auf den effektiven zyklischen Spannungsintensitätsfaktor (mit  $K$  aus numerischen XFEM-Berechnungen) für HiFIT-behandelte Probekörper im Vergleich zu den Rissfortschrittskurven nach DNVGL-RP-C210 für Luft sowie für freie Korrosion unter Berücksichtigung der Frequenz nach (Jakubowski, 2017)

Dies gilt ebenso für den durch Salzsprühnebel vorkorrodierten Probekörper HFH SSN B 11. Dies lässt den Rückschluss zu, dass die 10-tägige SSN-Vorkorrosion und der damit einhergehende Oberflächenabtrag keine bzw. keine relevante korrosionsbedingte Modifikation des Eigenspannungstiefenverlaufs hervorruft. Diese Erkenntnis bezieht sich auf den Tiefenbereich ab der minimal detektierbaren Risstiefe für  $a_{\text{min}} \geq 0,83$  mm.

Weiterhin werden die HiFIT-behandelten und simultan in künstlichem Meerwasser geprüften Probekörper betrachtet. Es zeigt sich, dass die Rissfortschrittskurve für freie Korrosion nach DNVGL-RP-C210 in Kombination mit der nach (Jakubowski, 2017) ermittelten frequenzabhängigen Region II ( $f = 1$  Hz) eine adäquate Beschreibung der Ergebnisse darstellt. Demnach kann die angepasste Rissfortschrittskurve die korrosionsbedingt erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit im Rahmen der LEBM-Berechnung adäquat berücksichtigen.

Die angepasste Rissfortschrittskurve für freie Korrosion basiert auf der Rissfortschrittskurve an Luft mit  $P_{\bar{U}} = 50\%$ . Dadurch zeigt sich wiederum, dass sie die experimentellen Ergebnisse angemessen beschreibt. Des Weiteren bestätigt sich der Modellansatz zur Eigenspannungsberücksichtigung ebenfalls für die simultan in künstlichem Meerwasser geprüften Probekörper. Dabei scheint auch für diese

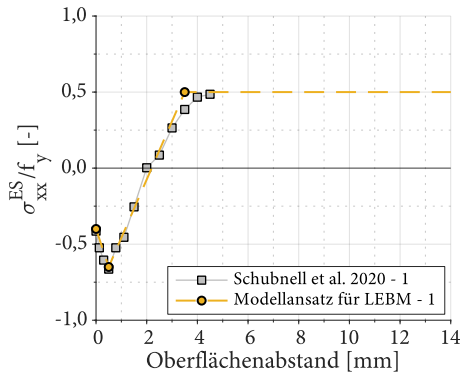
Probekörper keine bedeutende korrosionsbedingte Änderung des Eigenspannungszustandes aufzutreten. Dies gilt für einen Bereich der Risstiefen von  $a_{\min} \geq 0,72$  mm.

Die an HiFIT-behandelten Probekörpern gewonnenen Erkenntnisse beziehen sich auf den Risstiefenbereich ab der minimal detektierbaren Risstiefe. Obwohl für näher an der Oberfläche liegende Bereiche keine unmittelbare Aussage getroffen werden kann, wird davon ausgegangen, dass die Eigenspannungsverteilung bis zur konzeptionellen Anfangsrisstiefe von 0,5 mm aufgrund des begrenzten Oberflächenabtrags (MW: ca. 0,05 mm) nicht oder nur unwesentlich beeinflusst wird. Daher wird der entwickelte Modellansatz als Grundlage für die Rissfortschrittsberechnungen im Falle einer HiFIT-Behandlung herangezogen, unabhängig davon, ob ein Korrosionseinfluss vorliegt oder nicht.

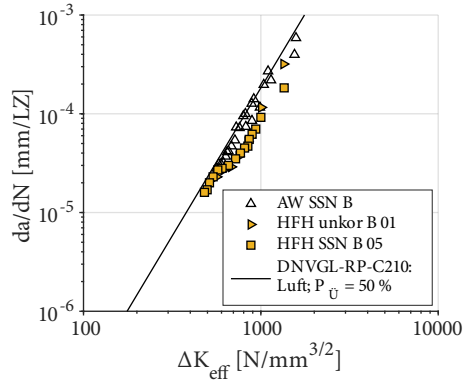
#### 4.3.5.2 PIT-Behandlung

Das zuvor beschriebene Vorgehen und seine bisherige Umsetzung wird ebenfalls auf die PIT-behandelten Probekörper angewendet, mit dem Unterschied, dass für die PIT-Behandlung zwei Eigenspannungstiefenverläufe von (Schubnell et al., 2020) zur Verfügung stehen. Im Wesentlichen unterscheiden sich die beiden Verläufe hinsichtlich der Oberflächen- und Tiefenwirksamkeit der Druckeigenspannungen, wie in Abbildung 4.28a und c zu sehen ist. Daher wird für jeden der beiden Verläufe ein Modellansatz entwickelt, um anschließend deren Eignung zur Berücksichtigung im LEBM-Modell zu überprüfen.

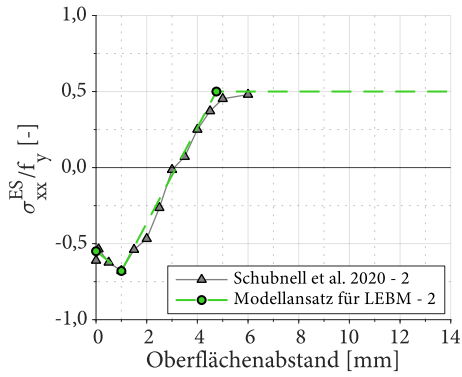
Die entsprechenden Auswirkungen der Eigenspannungszustände auf  $\Delta K_{\text{eff}}$  können Abbildung 4.28b und d entnommen werden. Für den Modellansatz 1 zeigen die PIT-behandelten Probekörper in den oberflächennahen Risstiefenbereichen, in denen vergleichsweise geringe Rissfortschrittsgeschwindigkeiten bei niedrigen Spannungsintensitäten vorliegen, eine gute Übereinstimmung mit denen des unbehandelten Zustands sowie mit der anhand der AW-Ergebnisse verifizierten Rissfortschrittskurve nach DNVGL-RP-C210. Für tiefer liegende Risse sind dagegen stärkere Abweichungen von den Referenzen zu verzeichnen. Ein entgegengesetztes Verhalten ist für den Modellansatz 2 festzustellen. Im Vergleich zu Modellansatz 1 beschreibt dieser die tieferen Rissbereiche besser, während für Risse, die sich der Oberfläche annähern, deutliche Abweichungen auftreten.



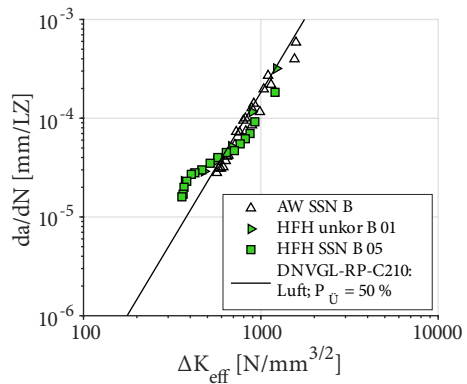
(a) Eigenspannungsmessung mit Modellansatz 1



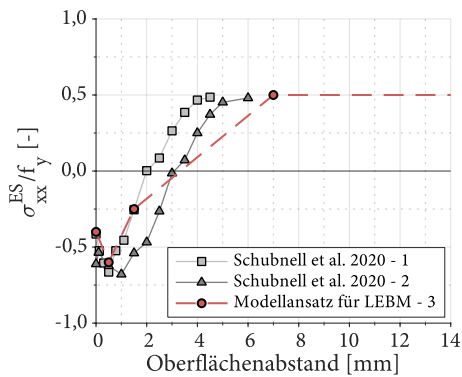
(b)  $\Delta K_{\text{eff}}$  auf Basis von Modellansatz 1



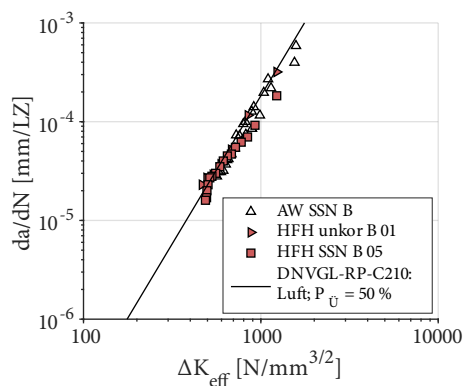
(c) Eigenspannungsmessung mit Modellansatz 2



(d)  $\Delta K_{\text{eff}}$  auf Basis von Modellansatz 2



(e) Eigenspannungsmessungen mit Modellansatz 3



(f)  $\Delta K_{\text{eff}}$  auf Basis von Modellansatz 3

Abbildung 4.28: Variantenanalyse der PIT-Modellansätze für LEBM-Berechnungen auf Basis der von (Schubnell et al., 2020) gemessenen Quereigenspannungen (grafisch extrahierte Daten für S355J2+N)

Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass für die PIT-behandelten Probekörper dieser Arbeit abweichende Eigenspannungsverläufe vorhanden sind. Folglich ist keiner der beiden Ansätze geeignet, das Rissfortschrittsverhalten im LEBM-Modell in dem für die Untersuchung relevanten Risstiefenbereich adäquat darzustellen. Aus diesem Grund erscheint es sinnvoll, einen Modellansatz zu wählen, der einerseits den oberflächennahen Eigenspannungszustand wie Modellansatz 1 und die Tiefenwirkung wie Modellansatz 2 abbildet. Der entsprechende Modellansatz 3 ist in Abbildung 4.28e dargestellt. Dabei zeigt das Ergebnis für  $\Delta K_{\text{eff}}$  in Abbildung 4.28f, dass der Modellansatz 3 geeignet ist, das Rissfortschrittsverhalten der PIT-behandelten Probekörper angemessen zu beschreiben.

Weder für den unkorrodierten noch für den durch Salzsprühnebel vorkorrodierten Probekörper sind deutliche Diskrepanzen von den Referenzen gegeben. Demzufolge zeigt sich, wie bereits für die HiFIT-Behandlung festzustellen war, dass die Abrostung infolge der Vorkorrosion zu gering ausfällt, als dass sie den Tiefenverlauf der Eigenspannungen merklich verändern würde. Hierbei bezieht sich die Aussage auf einen Bereich minimal detektierbarer Risstiefen von  $a_{\text{min}} \geq 1,71$  mm. Der Argumentation in Bezug auf die HiFIT-behandelten Probekörper folgend wird für tiefer als die Anfangsrisstiefe liegende Risse nicht von einer relevanten Eigenspannungsmodifikation ausgegangen. Daher erfolgen die Berechnungen des Rissfortschritts bei PIT-Behandlung auf Basis des entwickelten Modellansatzes 3, ungeachtet des Korrosionseinflusses.

### 4.3.6 Experimentelle Validierung des LEBM-Modells

In den vorangegangenen Abschnitten wurden Ansätze hergeleitet, um die Parameter im LEBM-Modell zu berücksichtigen, die einen wesentlichen Einfluss auf das Ergebnis der Rissfortschrittsberechnung haben. Dazu gehören die folgenden Einflussgrößen:

- Halbachsenverhältnis  $a/c$  unter Berücksichtigung der Rissgeometrieentwicklung in Abhängigkeit vom Behandlungszustand und dem jeweiligen Behandlungsverfahren (s. Abschnitt 4.3.3).

- Bruchmechanische Kennwerte  $C$  und  $m$  für Bedingungen an Luft und für einen frequenzabhängigen Einfluss aus simultaner Korrosion (s. Abschnitt 4.3.4).
- Effektiver Spannungsintensitätsfaktor  $K_{eff}$  zur Berücksichtigung von Riss-schließeffekten, die sich aus dem Tiefenverlauf der Eigenspannungen in Abhängigkeit vom Behandlungsverfahren ergeben (s. Abschnitt 4.3.5).

Diese wurden im Vorfeld individuell verifiziert, um eine solide Grundlage für ein Berechnungsmodell mit möglichst hoher Vorhersagequalität zu schaffen. Darauf aufbauend wird im Folgenden eine abschließende Validierung der berechneten Ergebnisse für die Rissfortschrittslebensdauer anhand der im Experiment (Exp) ermittelten Rastlinienergebnisse durchgeführt. Zu diesem Zweck werden die Ergebnisse zum Rissfortschritt in Abbildung 4.29, jeweils ausgehend von der experimentellen Bruchschwingungszahl, gegenübergestellt. Hierbei ist festzustellen, dass in allen Fällen eine gute Übereinstimmung zwischen den experimentellen und den berechneten Rissfortschrittslebensdauern besteht.

Um neben der qualitativen Einschätzung ebenfalls eine quantitative Bewertung der Vorhersagequalität vornehmen zu können, wird auf das von (Rudorffer et al., 2022) vorgestellte Vorgehen zurückgegriffen.

Demnach werden zwei Gütekriterien für die Beurteilung der Genauigkeit in Bezug auf die Rissfortschrittslebensdauer bestimmt. Dabei werden die Variablenbezeichnungen an die Definitionen der vorliegenden Arbeit angepasst und als Indizes mit Bezug auf den Rissfortschritt  $N_p$  verwendet.

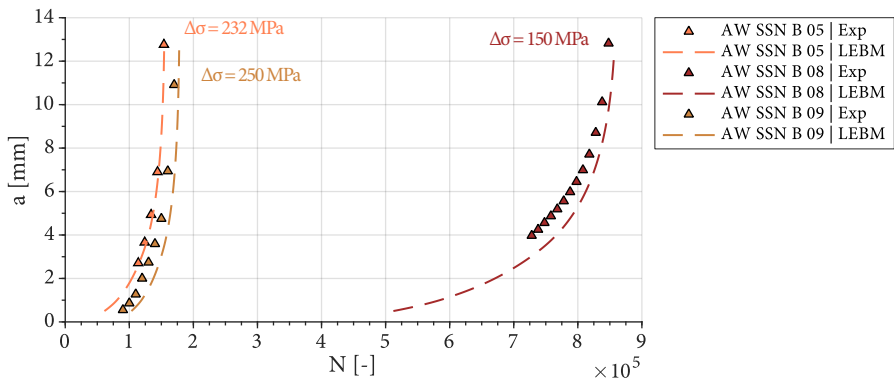
Zum einen der logarithmische Mittelwert  $m_{N_p}$  nach Gl. (4.3):

$$m_{N_p} = 10^{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log\left(\frac{N_{p,Exp}}{N_{p,LEBM}}\right)} \quad (4.3)$$

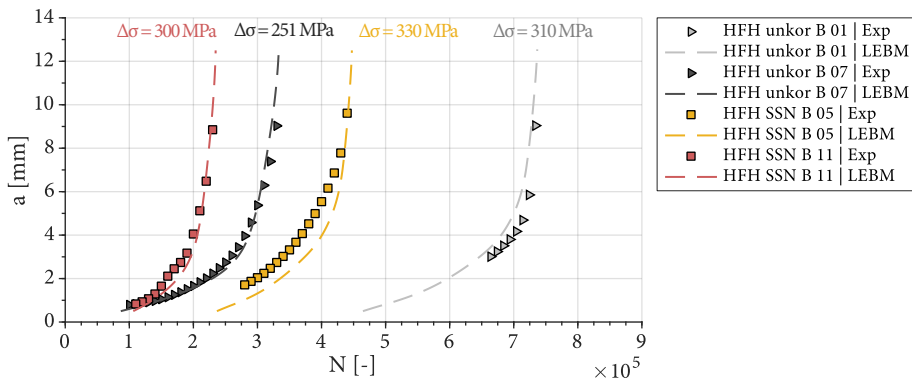
Zum anderen die Streuspanne  $T_{N_p}$  nach Gl. (4.4), die zur Charakterisierung der Streuung dient:

$$T_{N_p} = \frac{90\text{-Quantil}\left(\frac{N_{p,Exp}}{N_{p,LEBM}}\right)}{10\text{-Quantil}\left(\frac{N_{p,Exp}}{N_{p,LEBM}}\right)} \quad (4.4)$$

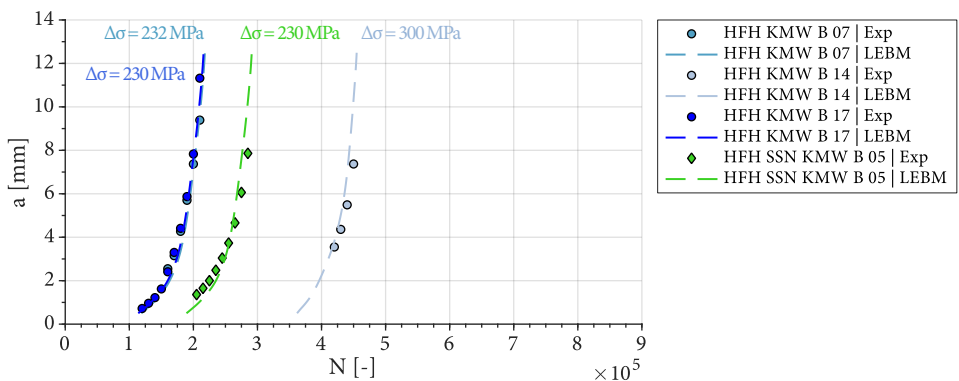




(a) AW-Zustand, Versuche an Luft



(b) HFH-Zustand, Versuche an Luft



(c) HFH-Zustand, Versuche in künstlichem Meerwasser

Abbildung 4.29: Gegenüberstellung des experimentell und bruchmechanisch ermittelten Rissfortschritts

Ergänzend zur vorherigen Ergebnisdarstellung wird ein direkter Vergleich zwischen den berechneten und den experimentellen Rissfortschrittslebensdauern im N-N-Diagramm in Abbildung 4.30 vorgenommen, welches auch die Ergebnisse der beiden Qualitätskriterien enthält.

Es ist zu erkennen, dass die Daten annähernd auf der Winkelhalbierenden liegen und damit eine sehr gute Übereinstimmung zwischen den Vergleichswerten vorliegt. Der logarithmische Mittelwert liegt bei 0,96 und die Streuspanne bei 1,14. Hinsichtlich der quantitativen Gütekriterien wird nach (Rudorffer et al., 2022) ein optimales, wenn auch unrealistisches Ergebnis erzielt, wenn beide Kriterien dem Wert 1 entsprechen. Die hier ermittelten Kriterien liegen nahe am Wert 1. Folglich werden die experimentellen Ergebnisse zur Rissfortschrittslebensdauer durch das LEBM-Modell äußerst zuverlässig prognostiziert.

Da der logarithmische Mittelwert den Wert 1 unterschreitet, wird damit die Rissfortschrittslebensdauer im Mittel leicht überschätzt. Betrachtet man die Lage der Daten in Abbildung 4.30, so wird deutlich, dass dies insbesondere auf den HFH-behandelten Zustand an Luft sowie auf AW zutrifft.

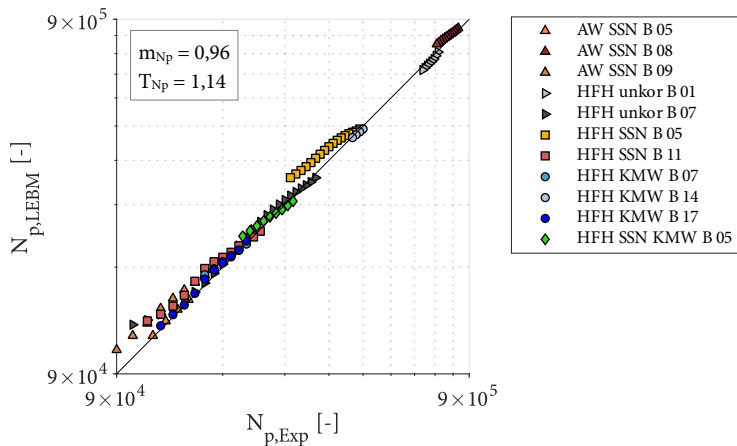


Abbildung 4.30: N-N-Diagramm zur Validierung des LEBM-Modells und der verwendeten Berechnungsansätze

### 4.3.7 Rissfortschritts- und Einflussanalyse

Zur Prognose des Rissfortschritts liegt ein Berechnungsmodell auf Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik vor. Das LEBM-Modell ermöglicht es, Einflüsse aus der Belastungsart, dem Behandlungszustand und der simultanen Korrosion unter Berücksichtigung des Frequenzeinflusses bei der Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer individuell zu berücksichtigen. Die Übersicht in Abbildung 4.31 fasst die dazu notwendigen Eingangsparameter zusammen und gibt die zugehörig entwickelten Ansätze schematisch wieder.

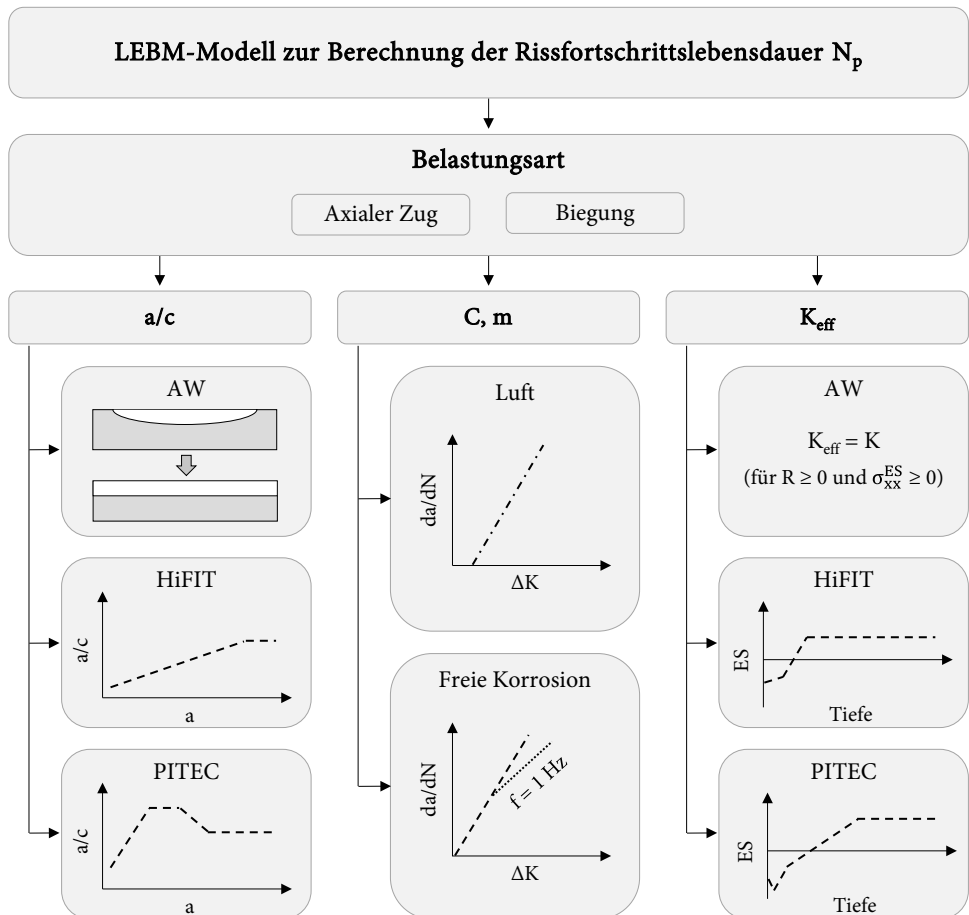


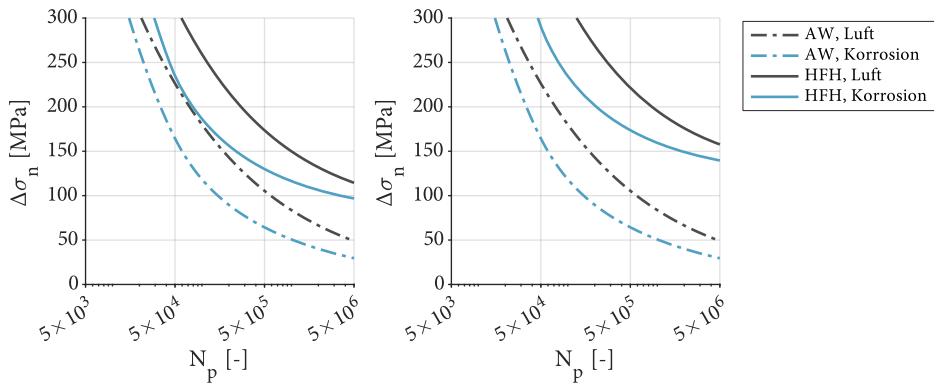
Abbildung 4.31: Schematische Übersicht der Parameter und deren individuellen Ansätze im LEBM-Modell

Indem die Parameteransätze im Zuge ihrer Herleitung sukzessive verifiziert werden konnten und die jeweiligen Gegebenheiten in der Berechnung spezifisch erfasst werden, steht ein LEBM-Modell mit hoher Prognosegüte zur Verfügung. Dieses Modell konnte auf der Basis der Ergebnisse aus den Rastlinienuntersuchungen experimentell validiert werden.

Im Folgenden wird das LEBM-Modell verwendet, um das Rissfortschrittsverhalten über den experimentell untersuchten Parameterbereich hinaus zu analysieren. Mit dem Modell wird das Makrorisswachstum zwischen der Anfangsrisstiefe von 0,5 mm und der finalen Risstiefe von 12,5 mm ( $0,5 \cdot t$ ) rechnerisch abgebildet. Dabei orientieren sich die Berechnungen und Bewertungen am Zeitfestigkeitsbereich. Hinsichtlich der Geometrie werden die Nennmaße der Probekörper aus den Versuchsserien zu Grunde gelegt.

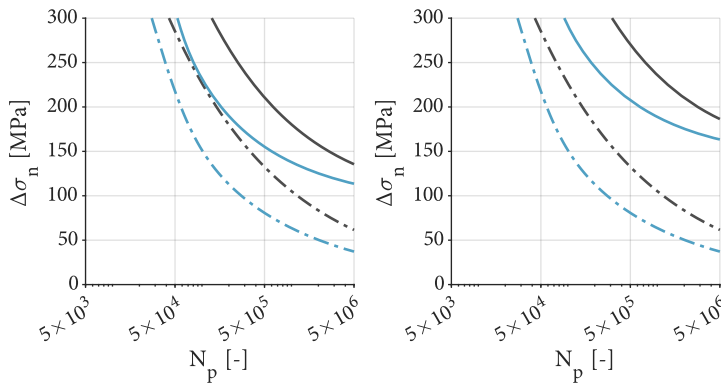
##### **4.3.7.1 Ergebnisse der Rissfortschrittsberechnungen**

Die Ergebnisse der Rissfortschrittsberechnungen sind in Abbildung 4.32 dargestellt. Die Abbildung enthält die Ergebnisse für unbehandelte und HFH-behandelte Quersteifen. Aufgrund der unterschiedlichen Ansätze werden die HFH-Verfahren separat betrachtet. Bei der Belastungsart wird zwischen axialem Zug und Biegung unterschieden. Alle Ergebnisse sind sowohl für die Umgebungsbedingung Luft als auch für die simultane Korrosion durch Meerwasser bei einer Beanspruchungsfrequenz von 1 Hz angegeben. In Bezug auf die Rissfortschrittsberechnungen dieses Abschnitts bezieht sich der Begriff „Korrosion“ auch ohne weitere Spezifizierung durchgehend auf den simultanen Korrosionseinfluss.



(a) AW und HiFIT bei axialem Zug

(b) AW und PIT bei axialem Zug



(c) AW und HiFIT bei Biegung

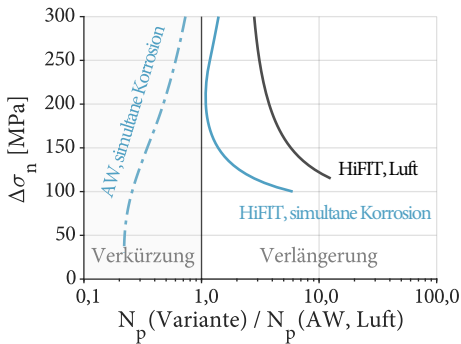
(d) AW und PIT bei Biegung

Abbildung 4.32: Bruchmechanisch ermittelte Rissfortschrittslebensdauern für Bedingungen an Luft und bei simultaner Korrosion ( $a_0 = 0,5$  mm;  $f = 1,0$  Hz;  $R = 0,1$ )

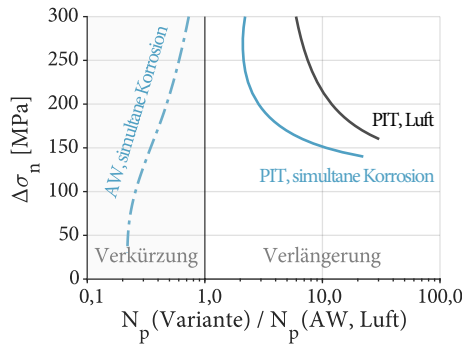
#### 4.3.7.2 Analyse der spezifischen Einflüsse auf den Rissfortschritt

Zur Veranschaulichung der jeweiligen Ergebnisse werden in Abbildung 4.33 die Rissfortschrittslebensdauern in Relation zueinander dargestellt. Der unbehandelte Zustand an Luft dient als Referenz, zu welcher die weiteren Varianten in Bezug gesetzt werden. Im Diagramm wird diese Referenz durch eine vertikale Linie bei dem Wert 1 repräsentiert. Werte über 1 zeigen eine Verlängerung der Lebensdauer gegenüber dem unbehandelten Zustand an Luft an, während Werte unter 1 eine Verkürzung bedeuten.

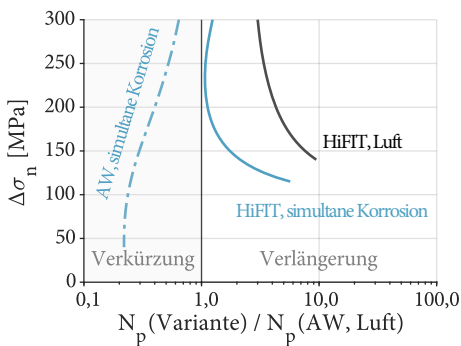
Grundsätzlich zeigt sich ein günstiger Einfluss aus der HFH-Behandlung auf die Rissfortschrittslebensdauer. Für den HFH-behandelten Zustand an Luft ist die deutlichste Verbesserung im Vergleich zum unbehandelten Zustand zu erkennen. Einerseits wirken sich hier die größeren a/c-Verhältnisse im HFH-behandelten Zustand gegenüber dem unbehandelten Zustand aus. Andererseits reduzieren die HFH-Druckeigenstressungen die Spannungsintensität an der Rissspitze, wodurch Risssschließeffekte auftreten. Im Modell wird dies durch den effektiven Spannungsintensitätsfaktor erfasst. Abweichungen im Verbesserungspotenzial der Behandlungsverfahren lassen sich ebenfalls durch das abweichende a/c-Verhältnis und unterschiedliche Eigenspannungszustände erklären.



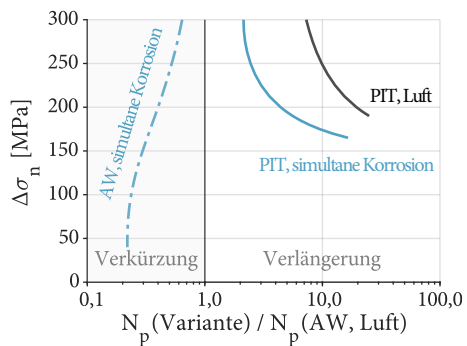
(a) AW und HiFIT bei axialem Zug



(b) AW und PIT bei axialem Zug



(c) AW und HiFIT bei Biegung



(d) AW und PIT bei Biegung

Abbildung 4.33: Einfluss aus dem Behandlungszustand und simultaner Korrosion auf den Rissfortschritt ( $a_0 = 0,5 \text{ mm}$ ;  $f = 1,0 \text{ Hz}$ ;  $R = 0,1$ )

Diesbezüglich sei darauf hingewiesen, dass die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit keine generellen Rückschlüsse auf das Verbesserungspotenzial der individuellen HFH-Verfahren zulassen. Ungeachtet solcher Abweichungen führen beide Behandlungsverfahren zu deutlich verlängerten Rissfortschrittslebensdauern im Vergleich zum unbehandelten Zustand. In diesem Zusammenhang sind behandlungsbedingte Verzögerungen des Risswachstums insbesondere bei niedrigen Spannungsschwingbreiten erkennbar.

Darüber hinaus ist festzustellen, dass eine HFH-Behandlung trotz simultaner Korrosion eine Verlängerung der Rissfortschrittslebensdauer gegenüber dem AW-Zustand an Luft bewirkt. Wie für den HFH-behandelten Zustand an Luft sind demnach auch bei simultaner Korrosion deutliche Lebensdauererlängerungen infolge einer HFH-Behandlung zu verzeichnen. Dennoch ist das Verbesserungspotenzial gegenüber Luft durch die Korrosion begrenzt. Dies wird ausschließlich auf die korrosionsbedingte Erhöhung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit zurückgeführt, da im LEBM-Modell der Korrosionseinfluss nur bei den bruchmechanischen Kennwerten berücksichtigt wird. Hintergrund ist, dass für die hier untersuchten Umgebungsbedingungen ansonsten kein maßgeblicher Einfluss der Korrosion nachgewiesen werden konnte, weder auf die Rissgeometrieentwicklung noch in Bezug auf die Eigenspannungszustände.

Die durch simultane Korrosion verursachte Erhöhung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit wird ebenfalls im unbehandelten Zustand deutlich. Im Vergleich zum AW-Zustand an Luft führt die Korrosion zu einer stark verkürzten Rissfortschrittslebensdauer, die gegenüber dem AW-Zustand an Luft durch die simultane Korrosion um 27 % bis 78 % verringert wird.

Das Potenzial zur Verlängerung der Rissfortschrittslebensdauer durch HFH-Behandlung gegenüber dem unbehandelten Zustand wird besonders deutlich, wenn dieselbe Korrosionsumgebung vorausgesetzt wird. Hierzu wird das Verhältnis zwischen dem HFH-Zustand und dem AW-Zustand gebildet und in Abbildung 4.34 dargestellt. Die Analyse berücksichtigt beide Belastungsarten und repräsentiert die Verhältnisse innerhalb derselben Belastungsart.

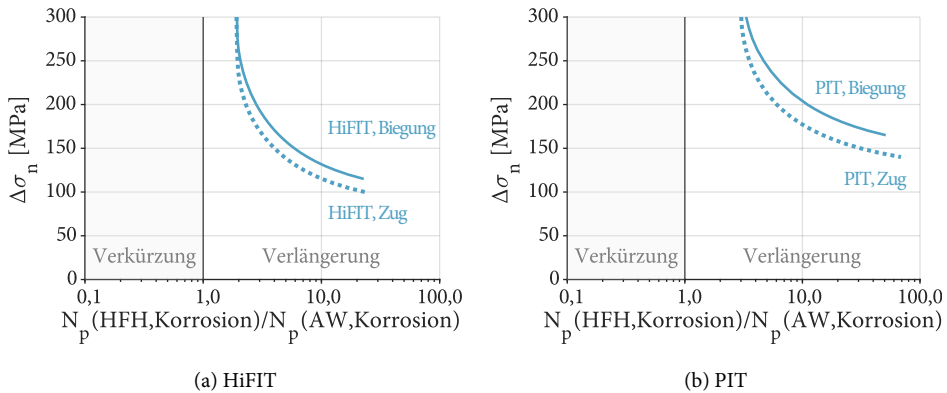


Abbildung 4.34: Einfluss aus dem Behandlungszustand auf den Rissfortschritt bei simultaner Korrosion ( $a_0 = 0,5 \text{ mm}$ ;  $f = 1,0 \text{ Hz}$ ;  $R = 0,1$ )

Generell zeigt sich, dass durch die HFH-Behandlung die Rissfortschrittsphase bedeutend verlängert werden kann. Wie bereits erwähnt, wirkt sich die HFH-Behandlung vor allem bei niedrigen Spannungsschwingbreiten positiv aus. Mit abnehmender Beanspruchungshöhe ist eine überproportionale Verlängerung der Rissfortschrittslebensdauer zu verzeichnen. Darüber hinaus zeigen diese Ergebnisse, dass bei Biegebelastung ein höheres Verbesserungspotenzial besteht als bei axialer Zugbelastung.

Die Ergebnisse bezüglich des Einflusses der Belastungsart legen eine gesonderte Untersuchung nahe. Zu diesem Zweck werden die Rissfortschrittslebensdauern für Biegung und axialen Zug ins Verhältnis gesetzt, vgl. Abbildung 4.35.

Für alle untersuchten Fälle ist ein positiver Effekt aus Biegung auf den Rissfortschritt ersichtlich. Im unbehandelten Zustand an Luft ist die Rissfortschrittslebensdauer unter Biegung etwa doppelt so lang wie unter axialem Zug. Der günstige Biegeeffekt fällt bei Korrosion demgegenüber etwas geringer aus, nähert sich für abnehmende Beanspruchungsniveaus jedoch an den AW-Zustand an Luft an.

Für den HFH-Zustand ist an Luft sowie bei Korrosionseinfluss festzustellen, dass sich der günstige Biegeeffekt für abnehmende Spannungsschwingbreiten verstärkt, woraus wesentlich längere Rissfortschrittslebensdauern im Vergleich zu axialem Zug resultieren.



Im AW-Zustand führt die Biegebelastung im Vergleich zu axialer Zugbelastung zu einer geringeren Spannungsintensität an der Risspitze, woraus ein verzögerter Rissfortschritt resultiert. Im HFH-Zustand scheint dieser Effekt verstärkt aufzutreten, wahrscheinlich aufgrund der durch die Behandlung eingebrachten Druckeigenspannungen. Dieser Zusammenhang ergibt sich aus den Eigenspannungszuständen, die im LEBM-Modell berücksichtigt werden. Abhängig vom Behandlungsverfahren variieren diese Eigenspannungen in ihrer Höhe und Tiefenwirksamkeit, wodurch unterschiedliche Ausmaße der Lebensdauerverlängerung hervorgerufen werden.

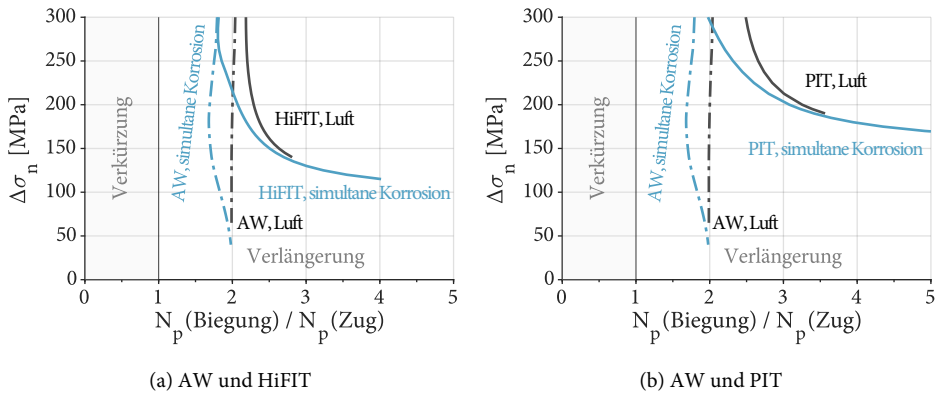


Abbildung 4.35: Einfluss aus der Belastungsart auf den Rissfortschritt ( $a_0 = 0,5$  mm;  $f = 1,0$  Hz;  $R = 0,1$ )

Da sich der Spannungsintensitätsfaktor mit abnehmender Lastspannung ebenfalls verringert, die durch die HFH-Behandlung eingebrachten Druckeigenspannungen jedoch konstant bleiben, wird für geringere Beanspruchungshöhen eine stärkere Verzögerung des Risswachstums hervorgerufen, was die Kurvenverläufe der HFH-Verfahren in Abbildung 4.35 erklärt.

#### 4.3.8 Analyse des Ermüdungsverhaltens für Anriss und Bruch

Im Rahmen der bisherigen Arbeit konnte die Ermüdungsfestigkeit ausschließlich anhand des Bruchversagens der Probekörper bewertet werden. Mithilfe des LEBM-Modells ist es möglich, die Rissfortschrittslebensdauer der Probekörper aus

den Versuchsserien in Abhängigkeit vom jeweiligen Beanspruchungsniveau und den spezifischen Einflüssen zu berechnen. Ausgehend von der Rissfortschrittslebensdauer  $N_p$  und der Gesamtlebensdauer  $N_f$  kann durch Umstellen von Gl. (2.1) mithilfe von Gl. (4.5) auf die Rissinitiierungs- bzw. Anrisslebensdauer  $N_i$  rückgerechnet werden:

$$N_i = N_f - N_p \quad (4.5)$$

Mit der Kenntnis von  $N_i$  ist es möglich, rechnerische Anrisswöhlerlinien der Versuchsserien zu generieren. Diese erlauben es, die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Phase des Rissfortschritts zu beurteilen und damit die Einflüsse auf die Rissfortschrittsphase selektiv zu analysieren. Zugleich kann durch Gegenüberstellung von Anriss- und Bruchwöhlerlinie eine umfassendere Bewertung der Ermüdungsfestigkeit im Hinblick auf die Einflüsse auf Anriss und Rissfortschritt vorgenommen werden. Im Folgenden wird dieses Vorgehen auf die Versuchsserien angewendet, um die Einflüsse der Korrosion und des Behandlungszustands genauer untersuchen zu können. Im Rahmen dieser Auswertungen bleiben Durchläufer und Grundwerkstoffrisse unberücksichtigt.

#### **4.3.8.1 Potenzielle Grenzen des Modells und Identifizierung von Ausreißern**

Bevor weitere Analysen durchgeführt werden, ist anzumerken, dass im Rahmen der LEBM-Berechnungen für vier Probekörper eine Rissfortschrittslebensdauer ermittelt wird, die deren Gesamtlebensdauer übersteigt. Dies ist für zwei Probekörper der Serie HFH SSN Ax und für zwei der Serie HFH SSN B der Fall, vgl. Tabelle 4.6.

Die beiden Probekörper der Serie HFH SSN Ax weisen berechnete Rissfortschrittslebensdauern auf, die um die Faktoren 1,1 bzw. 1,2 länger sind als ihre Gesamtlebensdauern. Bei den beiden weiteren Probekörpern der Serie HFH SSN B übersteigt der errechnete Rissfortschritt die Gesamtlebensdauer um das 1,4- bzw. 6,4-fache. Bereits in Abschnitt 3.5.2.3 wurde für die beiden letztgenannten Probekörper festgestellt, dass sie im Gegensatz zu den weiteren Ergebnissen dieser Serie auffallend nahe an der Bemessungswöhlerlinie nach DAST-Richtlinie 026 liegen und diese Serie einer äußerst starken Streuung unterliegt.

Tabelle 4.6: Probekörper, deren Rissfortschrittslebensdauer die Gesamtlebensdauer übersteigt

Probekörper	Behandlung	$\Delta\sigma_n$ [MPa]	$N_f$ [-]	$N_p$ [-]
HFH SSN Ax 13	PIT	320	76.540	95.569
HFH SSN Ax 14	PIT	300	108.947	123.861
HFH SSN B 2	HiFIT	220	288.134	416.559
HFH SSN B 4	PIT	210	314.513	2.027.554

Dies deutet darauf hin, dass sich bei den identifizierten Probekörpern ein Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten ergibt, der bei den übrigen Probekörpern nicht auftritt. Die entsprechenden Gegebenheiten scheinen durch das LEBM-Modell nicht erfasst zu sein, wodurch die Rissfortschrittslebensdauer deutlich überschätzt wird. Mit Blick auf Tabelle 4.6 ist festzustellen, dass diese Diskrepanzen unabhängig von der Belastungsart, dem Behandlungsverfahren und der Beanspruchungshöhe auftreten. Allen gemein ist jedoch die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel.

Bei HFH-behandelten Probekörpern ist insbesondere die Tiefenwirkung der Eigenspannungen entscheidend für das Ergebnis der Rissfortschrittsberechnung. In die LEBM-Berechnung werden Eigenspannungstiefenverläufe einbezogen, die in Abschnitt 4.3.5 auf Basis der Rastlinienuntersuchungen verifiziert werden konnten. Diese beruhen auf einem unkorrodierten Zustand und weisen damit eine von Korrosion unbeeinflusste Tiefenwirkung auf. Sollten bei den hier identifizierten Probekörpern infolge der Korrosion durch Salzsprühnebel dazu abweichende Tiefenwirkungen der Eigenspannungen vorgelegen haben, so könnte dies die zum Teil erheblichen Abweichungen in den Rissfortschrittslebensdauern gegenüber den anderen Probekörpern erklären. Die vorhandenen Untersuchungen lassen jedoch keine definitive Bestätigung oder Widerlegung dieser Annahme zu.

Grundsätzlich ist es mithilfe des LEBM-Modells möglich, unterschiedliche Tiefenwirksamkeiten der Eigenspannungen zu berücksichtigen und ihre Auswirkungen auf die Rissfortschrittslebensdauer zu analysieren. Eine umfassende Analyse erfordert jedoch zusätzliche Daten, die derzeit nicht verfügbar sind. Vor allem Eigenspannungstiefenverläufe unter verschiedenen Korrosionsbedingungen, z. B. korrelierend zu gezielt verstärkten Abrostungen, wären zielführend, um weitere Erkenntnisse zu erlangen und die beobachteten Diskrepanzen zu erklären.

Angesichts der nicht eindeutig erklärbaren Diskrepanzen und der Annahme, dass diese Probekörper spezielle, von den allgemeinen Versuchsbedingungen stark abweichende Eigenschaften aufweisen, werden sie als technische Anomalien betrachtet. Um die Integrität der weiteren Untersuchungen zu gewährleisten, werden diese Probekörper daher als Ausreißer deklariert und von den weiteren Analysen und bei der Verifizierung der Kerbfallempfehlung ausgenommen.

#### 4.3.8.2 Einfluss sequenzieller und simultaner Korrosion im unbehandelten Zustand

Die folgende Analyse zielt darauf ab, den Einfluss von Korrosion auf die einzelnen Phasen der Ermüdungslebensdauer unbehandelter Probekörper zu untersuchen. Besonderes Augenmerk liegt dabei auf den Auswirkungen der Auslagerung im Salzsprühnebel im Vergleich zur simultanen Prüfung in künstlichem Meerwasser. Um diese Effekte zu veranschaulichen, werden in Abbildung 4.36 sowohl die rechnerischen Anriss- als auch die experimentellen Bruchwöhlerlinien der unbehandelten Probekörper gegenübergestellt.

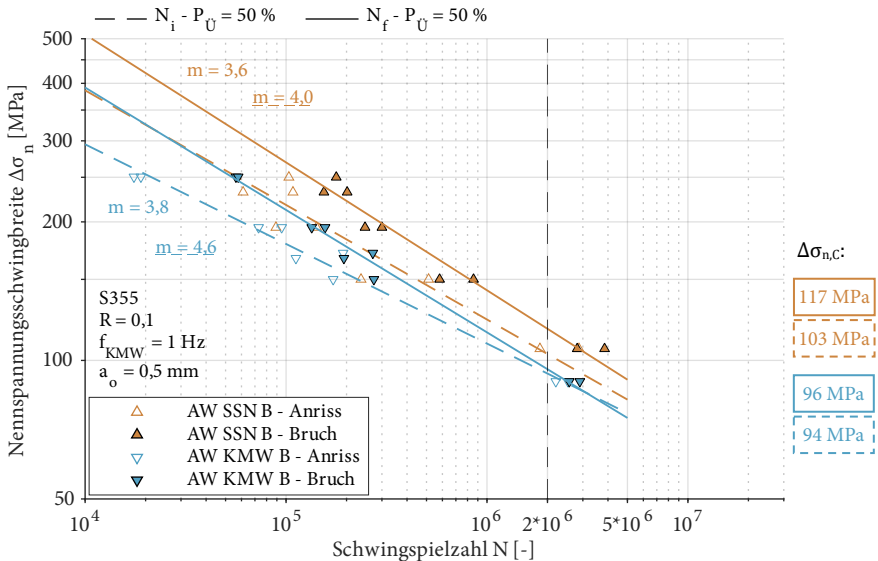


Abbildung 4.36: Rechnerische Anriss- und experimentelle Bruchwöhlerlinien auf Basis von Nennspannungen für biegebeanspruchte Quersteifen im unbehandelten Zustand unter sequenzieller und simultaner Korrosion M1

Zunächst ist festzustellen, dass sich für beide Serien AW SSN B und AW KMW B in Bezug auf die Anrisswöhlerlinien flachere Neigungen im Vergleich zu den Bruchwöhlerlinien ergeben. Die flachere Neigung steht im Zusammenhang mit den jeweiligen Anteilen der Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer an der Gesamtlebensdauer. Hierbei ist für die unbehandelten Probekörper eine deutliche Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe festzustellen, vgl. Abbildung 4.37.

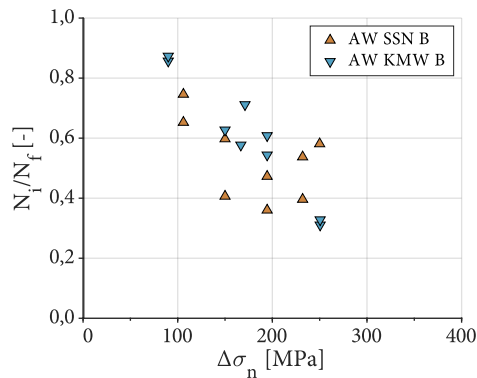


Abbildung 4.37: Verhältnis der Anriss- zur Gesamtlebensdauer im unbehandelten Zustand in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe ( $a_0 = 0,5$  mm;  $f = 1,0$  Hz;  $R = 0,1$ )

Bei hohen Beanspruchungsniveaus nimmt der Rissfortschritt einen großen bis überwiegenden Anteil an der Lebensdauer ein. Bei vergleichsweise niedrigen Niveaus dominiert hingegen die Anrissphase und der Rissfortschritt hat einen wesentlich geringeren Anteil an der Gesamtlebensdauer. Bei den Wöhlerlinien in Abbildung 4.36 äußert sich dies durch starke Abweichungen zwischen den Anriss- und Bruchschwingspielzahlen bei hohen Spannungsschwingbreiten. In niedrigen Spannungsbereichen liegen die Datenpunkte im Wöhlerdiagramm hingegen deutlich näher zusammen. Die beschriebene Abhängigkeit der Lebensdaueranteile vom Beanspruchungsniveau erklärt somit die flachere Neigung der Anrisswöhlerlinien gegenüber den Bruchwöhlerlinien.

In Bezug auf die rechnerische Anrisswöhlerlinie zeigt die Serie AW SSN B eine Neigung von  $m = 4,0$  und eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 103 MPa. Dies

entspricht einer Abweichung von 12 % von der mittleren Ermüdungsfestigkeit der Bruchwöhlerlinie mit 117 MPa. Bei der Serie AW KMW B ist die Abweichung deutlich geringer. Für die freie Neigung von  $m = 4,6$  beträgt die mittlere Ermüdungsfestigkeit 94 MPa, die damit nur 2 % unter der auf die Bruchschwingzahl bezogenen Ermüdungsfestigkeit von 96 MPa liegt. Dies ist vor allem auf den geringen Anteil der Rissfortschritts bei niedriger Spannungsschwingbreite zurückzuführen. Dieser beträgt auf den niedrigen Beanspruchungsniveaus weniger als 14 % (s. Abbildung 4.37). Die Phase bis zum Anriss stellt daher den entscheidenden Lebensdaueranteil dar und weicht nur geringfügig von der Gesamtlebensdauer ab. Dies ist auf den simultanen Korrosionseinfluss und die damit einhergehende Beschleunigung des Rissfortschritts zurückzuführen. Daraus resultiert die besonders stark verkürzte Rissfortschrittslebensdauer bei niedrigen Beanspruchungsniveaus (vgl. Abschnitt 4.3.7.2).

Beim direkten Vergleich der rechnerischen Anrisswöhlerlinien der beiden Versuchsserien AW KMW B und AW SSN B wird deutlich, dass die Serie AW KMW B geringere Anrisslebensdauern aufweist. Dies ist insbesondere bei hohen Beanspruchungsniveaus durch eine stark reduzierte Anrisslebensdauer erkennbar. Zudem ist die auf die Anrisswöhlerlinie bezogene Ermüdungsfestigkeit bei der Serie AW KMW B im Vergleich zur Serie AW SSN B geringer. Die sequenzielle Korrosion wirkt sich demnach weniger schädlich auf die Anrisslebensdauer aus als die simultane Korrosion. Obwohl die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel zu deutlich erhöhten Oberflächenrauheiten führt, sind diese korrosionsbedingten Oberflächenveränderungen im Vergleich zur simultanen Ermüdungsprüfung in künstlichem Meerwasser folglich von untergeordneter Bedeutung.

Eine verkürzte Anrisslebensdauer bei Ermüdungsversuchen in künstlichem Meerwasser wurde ebenfalls von (Lachmann und Oberparleiter, 1994) an geschweißten Winkelproben festgestellt (vgl. Abschnitt 2.3.4.2) und kann auf der Grundlage der vorliegenden Ergebnisse für verhältnismäßig kerbscharfe Schweißverbindungen erneut bestätigt werden. Die in Abschnitt 2.3.4.1 beschriebenen Mechanismen erklären die verkürzte Anrisslebensdauer bei simultaner Korrosionswirkung: Im wässrigen Medium bewirkt der Korrosionsangriff an der Oberfläche eine vorzeitige Mikrorissbildung. Dies führt in Verbindung mit der damit einhergehenden Kerbwirkung zu einer Verkürzung der Rissinitiationsphase.

Somit resultiert die geringere Ermüdungsfestigkeit bei simultaner Korrosion im Vergleich zur sequenziellen Korrosion nicht nur aus einer verkürzten Rissfortschrittsphase, sondern auch aus einer kürzeren Anrissphase. Bei simultaner Korrosion ist die auf den Bruch bezogene Ermüdungsfestigkeit um 18 % geringer als bei sequenzieller Korrosion, während die auf den Anriss bezogene Ermüdungsfestigkeit um 9 % geringer ausfällt.

#### 4.3.8.3 Einfluss von Korrosion im HFH-behandelten Zustand

Die Analyse des Einflusses von Korrosion auf das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Quersteifen erfolgt durch einen Vergleich mit normierten Spannungsschwingbreiten. Hierzu wird sich an das in (Feldmann et al., 2019) beschriebene Vorgehen zur Bewertung signifikanter Einflussgrößen angelehnt. Demnach wird die Neigung der Wöhlerlinien als bekannt angenommen und die Ergebnisse entlang dieser Neigung auf den Bezugswert bei  $N_c = 2 \cdot 10^6$  Schwingspielen bezogen. Die Neigung ist diesbezüglich für alle Versuchsergebnisse einheitlich zu wählen und wird in Übereinstimmung mit den Empfehlungen nach (Marquis und Barsoum, 2016; DAST-Richtlinie 026) zu  $m_{HFH} = 5$  festgelegt. Zudem erfordert eine Bewertung mit normierten Daten, dass keine weiteren Faktoren vorhanden sind, die einen signifikanten Einfluss ausüben können. Aufgrund der Kerbspannungsanalyse ist bekannt, dass ein Einfluss aus der Belastungsart besteht. Daher werden für die Einflussanalyse Kerbspannungen anstelle von Nennspannungen verwendet. Dies ermöglicht eine Bewertung unabhängig der Belastungsart, da der Belastungseinfluss explizit bei der Kerbspannungsermittlung berücksichtigt wird. Hierzu werden die Kerbformzahlen aus Abschnitt 4.2.3 verwendet:  $K_t = 2,52$  für Zug und  $K_t = 2,75$  für Biegung. Je nach Belastungsart werden sie mit den Nennspannungen der zugehörigen Serie multipliziert, um die jeweilige Kerbspannung zu bestimmen. Aufgrund des Kerbspannungsbezugs ist es damit möglich, die Serien HFH SSN Ax und HFH SSN B zu einer Gruppe zusammenzufassen.

Das entsprechende Ergebnis kann der Abbildung 4.38 entnommen werden. Hierbei werden die verschiedenen in den Versuchen eingesetzten Korrosionsmethoden dem unkorrodierten Zustand gegenübergestellt. Die Analyse zeigt deutlich, dass die korrosiven Bedingungen generell zu einer Verringerung der Ermüdungsfestigkeit führen, unabhängig von der Korrosionsmethode. Mit Blick auf die Ermüdungsfestigkeiten, die sich auf den Bruch beziehen, ist festzustellen, dass die

Versuchsdurchführung in künstlichem Meerwasser eine stärkere Wirkung aufweist als die Exposition in Salzsprühnebel mit anschließender Prüfung an Luft. Hierbei macht sich der Einfluss aus simultaner Korrosion bemerkbar, wodurch der Rissfortschritt infolge der korrosionsbedingt erhöhten Rissfortschrittsgeschwindigkeit verkürzt wird (vgl. Abschnitt 4.3.7.2).

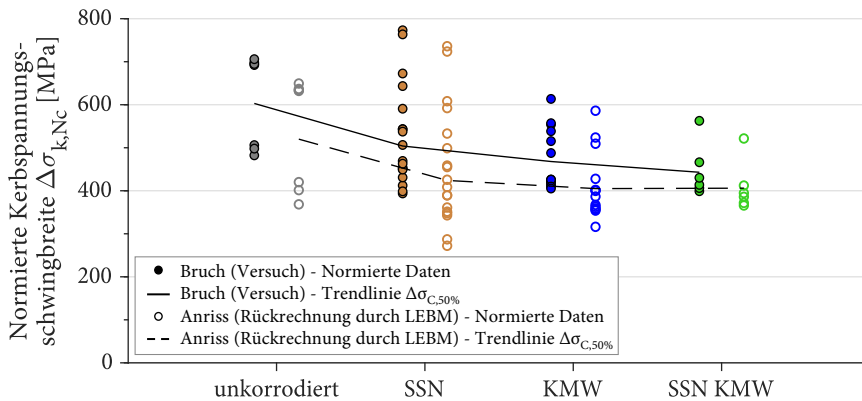


Abbildung 4.38: Einfluss der Korrosionsmethoden ( $a_0 = 0,5 \text{ mm}$ ;  $f = 1,0 \text{ Hz}$ ;  $R = 0,1$ )

Alle drei untersuchten Korrosionsmethoden weisen gemäß der Trendlinie ähnliche mittlere Ermüdungsfestigkeiten in Bezug auf den rückgerechneten Anriss auf. Da sich die kombinierte Korrosion aus SSN und KMW dahingehend kaum von der KMW-Prüfung unterscheidet, scheint die Art der Vorkorrosion keinen wesentlichen Einfluss auszuüben. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die erhöhte Oberflächenrauheit eine untergeordnete Rolle spielt, ähnlich wie bei unbehandelten Quersteifen. Dafür spricht zudem, dass sich die hier dargestellten Ergebniswerte in Bezug auf den Anriss kaum unterscheiden, obwohl durch die Vorkorrosion durch Salzsprühnebel und künstliches Meerwasser unterschiedliche Oberflächenrauheiten erzeugt wurden.

Bei der Vorkorrosion durch Salzsprühnebel, gefolgt von einer Prüfung an Luft, sind die reduzierenden Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit ausschließlich in der Anrissphase vorhanden und auf die korrosionsbedingten Oberflächenver-



änderungen in dieser Phase zurückzuführen. Bei Ausschluss eines Einflusses der Oberflächenrauheit kann davon ausgegangen werden, dass eine andere korrosionsbedingte Oberflächenveränderung in Wechselwirkung mit einer oder mehreren der Wirkungsweisen der HFH-Behandlung steht.

In diesem Zusammenhang wurde der Einfluss einer durch Korrosion veränderten Kerbgeometrie der Behandlungsspur für die in dieser Arbeit untersuchten Probekörper und Korrosionsbedingungen auf der Grundlage numerisch ermittelter Kerbformzahlen in (Weinert et al., 2021b) analysiert. Die Ergebnisse der numerischen Untersuchung beruhen auf den in Abschnitt 3.4.4.2 aufgeführten Messdaten. Da sich herausstellte, dass die Spannungskonzentration durch die Vorkorrosion im Vergleich zum unkorrodierten Zustand abnahm, wird ein negativer Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ausgeschlossen.

Bei den beiden weiteren Wirkungsweisen handelt es sich um die durch die HFH-Behandlung verfestigte Randschicht und die oberflächennah eingebrachten Druckeigenspannungen, die die Rissentstehung erheblich verzögern. Aufgrund des vergleichbaren Oberflächenabtrags zwischen den beiden Arten der Vorkorrosion und der sehr ähnlichen Verringerung der Ermüdungsfestigkeit in Bezug auf die Rissinitiierung kann angenommen werden, dass die Abrostung einen Einfluss auf eine oder beide Wirkungsweisen ausübt. Im Mittel beträgt der korrosionsbedingte Oberflächenabtrag durch die Vorkorrosionsmethoden ca. 0,05 mm. Aus der Literatur ist bekannt, dass die Aufhärtung der Randschicht eine Tiefe bis 0,5 mm erreicht, wobei starke Aufhärtungen vorrangig in Oberflächennähe auftreten (vgl. Abschnitt 2.2.2.2). Es ist daher sehr wahrscheinlich, dass durch die Abrostung ein Teil der verfestigten Randschicht abgetragen wurde. Dies könnte dazu geführt haben, dass die Wirksamkeit zur Verzögerung der Anrissbildung dadurch eingeschränkt wurde. Des Weiteren liegen durch die Behandlung insbesondere oberflächennah hohe Druckeigenspannungen vor (vgl. Abschnitt 2.2.2.3). Dennoch ist aufgrund des begrenzten Materialabtrags eine starke Veränderung der durch die HFH-Behandlung eingebrachten Eigenspannungsfelder infolge der verwendeten Vorkorrosionsmethoden nicht zu erwarten.

Diese Aspekte wurden bereits in (Gkatzogiannis et al., 2021; Weinert et al., 2021b) thematisiert und scheinen anhand der für die Anrissphase quantifizierten

Ermüdungsfestigkeiten bestätigt zu werden. Die konkreten Mechanismen dieser beiden Effekte und ihre individuellen Einflüsse bei Korrosion würden jedoch unter anderem Untersuchungen auf mikroskopischer Ebene zur Mikrorissbildung und deren Wachstum erfordern. Aufgrund der Fokussierung auf das Makrorisswachstum sind im Rahmen dieser Arbeit diesbezüglich keine weitergehenden Analysen möglich.

Für die hier durchgeführte Mittelwertanalyse ist festzuhalten, dass die Ermüdungsfestigkeit der HFH-behandelten Quersteifen vor allem bei simultaner Korrosion reduziert wird. Dies ist auf die sich überlagernden Effekte auf die Anriss- und Rissfortschrittsphase zurückzuführen. Dennoch soll an dieser Stelle auf die starke Streuung der normierten Spannungsschwingbreiten der SSN-Versuchsreihe hingewiesen werden. Im Vergleich zu den anderen Korrosionsmethoden ergeben sich sowohl sehr hohe als auch sehr niedrige Schwingbreiten. So liegen in einigen Fällen geringe Ermüdungslebensdauern als Folge der Salzsprühnebelkorrosion vor. Diese sind bei der Ermittlung eines statistischen Streubands zur Berücksichtigung der Korrosionseinflüsse von Bedeutung und werden im Rahmen der Verifizierung der Kerbfallempfehlung in Kapitel 5 berücksichtigt.

#### **4.3.8.4 Wirksamkeit der HFH-Behandlung unter dem Einfluss simultaner Korrosion**

Für eine Einflussanalyse des HFH-behandelten Zustands bei simultaner Korrosion wird die Serie HFH KMW B herangezogen. Dieser wird die Serie AW KMW B mit unbehandelten Probekörpern gegenübergestellt. Da sich die beiden Serien lediglich hinsichtlich des Behandlungszustands unterscheiden und ansonsten gleiche Randbedingungen bezüglich des Korrosionseinflusses sowie der Belastungsart vorliegen, ist eine gute Vergleichbarkeit gewährleistet.

Die Anriss- und Bruchwöhlerlinien der beiden Serien werden in Abbildung 4.39 gezeigt. Für die Serie HFH KMW B ergibt sich eine freie Neigung der Anrisswöhlerlinie von  $m = 4,1$ . Im Gegensatz zum unbehandelten Zustand ist im HFH-behandelten Zustand die Neigung der Anrisswöhlerlinie etwas steiler als bei der Bruchwöhlerlinie.

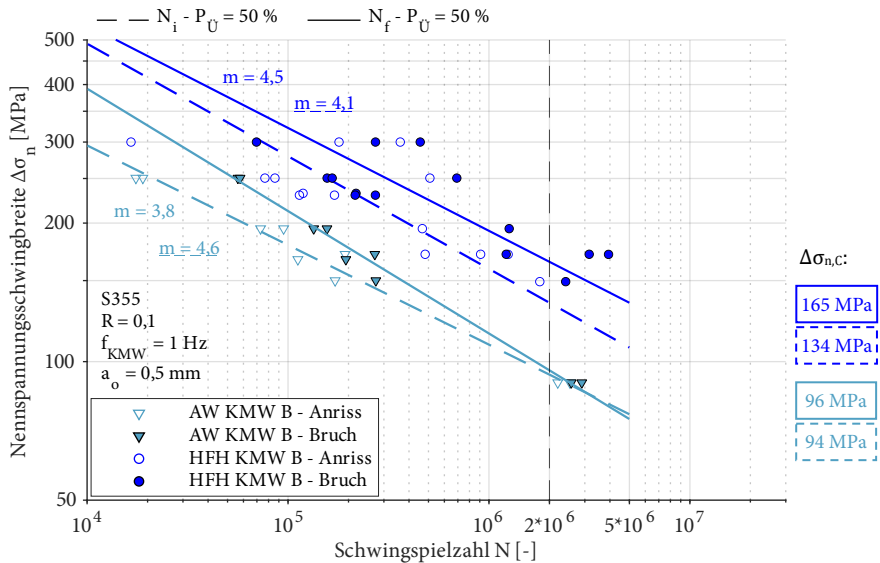


Abbildung 4.39: Rechnerische Anriss- und experimentelle Bruchwöhlerlinien auf Basis von Nennspannungen für biegebeanspruchte Quersteifen im unbehandelten und HFH-behandelten Zustand unter simultaner Korrosion M1

Die steilere Neigung der Anrisswöhlerlinie steht wiederum mit den Anteilen der Lebensdauerphasen an der Gesamtlebensdauer im Zusammenhang. Die entsprechenden Verhältnisse zwischen der Anriss- und der Gesamtlebensdauer sind zur Verdeutlichung in Abbildung 4.40 dargestellt.

Anders als im AW-Zustand ist für den HFH-behandelten Zustand keine klare Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe erkennbar. Auf identischen Beanspruchungsniveaus überwiegt zum Teil sowohl die Anriss- als auch die Rissfortschrittsphase. Insofern ist eine deutliche Streuung bezüglich der Lebensdaueranteile an der Gesamtlebensdauer gegeben. Für die Rotation der Anrisswöhlerlinie sind vor allem die Ergebnisse verantwortlich, die unterhalb einer Spannungsschwingbreite von 200 MPa eine dominierende Rissfortschrittsphase aufweisen. Für diese beträgt der Anteil der Rissfortschrittsphase zwischen 63 % und 85 % der Gesamtlebensdauer.

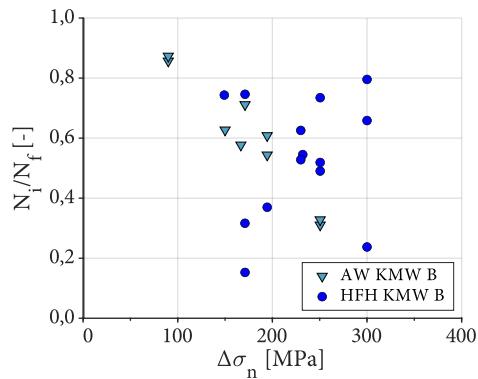


Abbildung 4.40: Verhältnis der Anriss- zur Gesamtlebensdauer im unbehandelten und HFH-behandelten Zustand in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe ( $a_0 = 0,5$  mm;  $f = 1,0$  Hz;  $R = 0,1$ )

Mit der Rotation der Anrisswöhlerlinie ist eine stärkere Diskrepanz zwischen den mittleren Ermüdungsfestigkeiten in Bezug auf den Anriss und den Bruch gegenüber dem unbehandelten Zustand verbunden. Im HFH-behandelten Zustand beträgt die Abweichung 19 %, während im unbehandelten Zustand die Ermüdungsfestigkeiten zwischen Anriss und Bruch lediglich 2 % voneinander abweichen.

Wie in Abschnitt 4.3.8.2 bemerkt, ist bei der Serie mit unbehandelten Probekörpern vor allem die Phase bis zum Anriss für die Ermüdungsfestigkeit entscheidend. Im HFH-behandelten Zustand definiert sich die Ermüdungsfestigkeit hingegen aus der Anriss- sowie aus der Rissfortschrittslebensdauer. Auch die ermüdungsfestigkeitssteigernde Wirkung durch die HFH-Behandlung ist auf Einflüsse zurückzuführen, die sich auf beide Lebensdauerphasen auswirken. In diesem Zusammenhang ist in Bezug auf den Anriss eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von 94 MPa auf 134 MPa zu verzeichnen. Dies entspricht einer Verbesserung um 43 % ausgehend vom unbehandelten Zustand. In Bezug auf die Gesamtlebensdauer wird die Ermüdungsfestigkeit von 96 MPa auf 165 MPa erhöht, was einer Steigerung von 72 % entspricht. Damit entfällt ein Anteil von 29 % der Ermüdungsfestigkeitsverbesserung auf den durch die HFH-Behandlung verlängerten Rissfortschritt, der in Abschnitt 4.3.7.2 ausführlich analysiert wird.

# 5 Kerbfallempfehlung

Auf Basis der experimentellen Untersuchungsergebnisse aus Kapitel 3 und den weiterführenden Bewertungen in Kapitel 4 wird im Folgenden das Ziel verfolgt, die Kerbfallempfehlung von (Ummerhofer et al., 2018) zu verifizieren. Aufbauend auf den ergänzenden Ergebnissen dieser Arbeit soll ermittelt werden, ob der Kerbfall 125 auf Nennspannungsebene und der Kerbfall 320 auf Kerbspannungsebene weiterhin eine zutreffende Empfehlung für HFH-behandelte Quersteifen in korrosiver Umgebung darstellt.

## 5.1 Relevante Erkenntnisse zur Kerbfallempfehlung

In Erweiterung der Ergebnisse des Forschungsprojektes HFH-Korrosion (Ummerhofer et al., 2018) liegen auf Basis der ergänzenden experimentellen Untersuchungsergebnisse und der verwendeten Konzepte zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit die nachfolgend aufgeführten Erkenntnisse zum Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Quersteifen unter Korrosionseinfluss vor. Die Angaben von Ermüdungsfestigkeiten beziehen sich auf charakteristische Werte und auf eine Auswertung bei fester Neigung von  $m_{HFH} = 5$ .

Erkenntnisse der Bewertung nach dem Nennspannungskonzept:

- Für eine Gesamtauswertung der Korrosionsermüdungsversuche dieser Arbeit wird eine Ermüdungsfestigkeit von 135 MPa ermittelt (vgl. Abschnitt 4.1.1.2).
- Unter Einbeziehung weiterer Ergebnisse aus der Literatur ergibt sich eine Ermüdungsfestigkeit von 141 MPa. Der um die Literaturergebnisse erweiterte Datensatz umfasst Versuche, für die eine stärkere Dickenreduktion von 247  $\mu\text{m}$  vorlag als für die hier untersuchten Probekörper mit durchschnittlich 100 bis 110  $\mu\text{m}$  (vgl. Abschnitt 4.1.2.2).

- Eine Auswertung von Literaturdaten von unkorrodierten Quersteifen im HFH-behandelten Zustand zum Einfluss der Belastungsarten belegt einen günstigen Einfluss der Biegung auf die Ermüdungsfestigkeit gegenüber axialem Zug (vgl. Abschnitt 4.1.2.3).

Erkenntnisse der Bewertung nach dem Kerbspannungskonzept:

- Mithilfe von numerisch ermittelten Kerbformzahlen werden Kerbspannungswöhlerlinien der Korrosionsermüdungsversuche generiert, wobei eine Ermüdungsfestigkeit von 353 MPa ermittelt wird (vgl. Abschnitt 4.2.2.2).
- Basierend auf Erkenntnissen aus der Literatur wird der Einfluss von Belastungsart und Bauteilsymmetrie mithilfe von numerisch ermittelten Kerbformzahlen untersucht. Es zeigt sich, dass der hinsichtlich der Rissentstehung ungünstigste Fall, die beidseitige Quersteife unter axialer Zugbelastung, nicht Bestandteil der experimentellen Untersuchungen ist (vgl. Abschnitt 4.2.3).

Erkenntnisse der Bewertung nach dem Rissfortschrittskonzept:

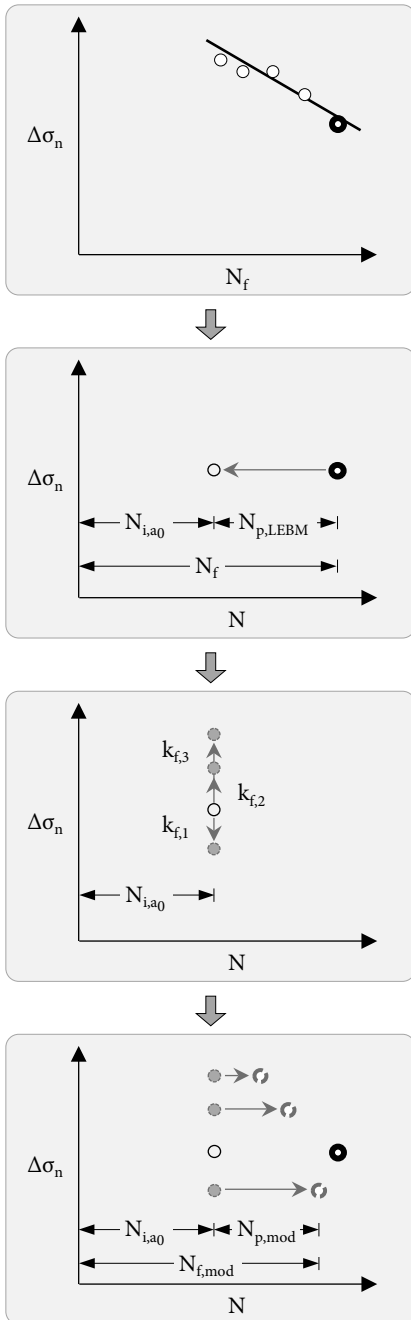
- Zur Prognose der Rissfortschrittslebensdauer wird ein Berechnungsmodell auf Basis der linear-elastischen Bruchmechanik aufgebaut und experimentell validiert (vgl. Abschnitt 4.3.6).
- Das LEBM-Modell ermöglicht es, Einflüsse aus der Belastungsart, dem Behandlungszustand und der simultanen Korrosion unter Berücksichtigung des Frequenzeinflusses individuell zu berücksichtigen (vgl. Abschnitt 4.3.7).
- Eine Rissfortschrittsanalyse zeigt, dass die Rissfortschrittslebensdauer bei simultaner Korrosion gegenüber den Bedingungen an Luft verkürzt wird, was auf eine korrosionsbedingt erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit zurückzuführen ist. Dennoch wird das Risswachstum infolge der durch die HFH-Behandlung eingebrachten Druckeigenstressungen weiterhin verzögert und dadurch der Rissfortschritt verlängert. Zudem ist festzustellen, dass sich eine Biegebelastung im Vergleich zur axialen Zugbelastung günstig auf den Rissfortschritt auswirkt. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass

die Zugbelastung bezüglich der Rissfortschrittslebensdauer den ungünstigeren Fall darstellt (vgl. Abschnitt 4.3.7.2)

- Das LEBM-Modell wird zur Berechnung der Rissfortschrittslebensdauern der Probekörper dieser Arbeit verwendet und ermöglicht so eine Rückrechnung auf Anrisslebensdauern. Die daraus generierten Anrisswöhlerlinien zeigen im Vergleich zu den Bruchwöhlerlinien, dass sich reduzierende Korrosionseinflüsse auf beide Phasen der Ermüdungslebensdauer auswirken, wenn simultane Korrosion vorliegt. Zugleich bleiben durch die HFH-Behandlung hervorgerufene Verzögerungseffekte in relevantem Umfang erhalten, die sowohl die Rissentstehung als auch den Rissfortschritt positiv beeinflussen. Weiterhin ist für die sequenzielle Korrosion aufgrund von Vorkorrosion durch Salzsprühnebel und anschließende Prüfung an Luft eine starke Streuung zu verzeichnen. Dabei ergeben sich geringe Ermüdungslebensdauern, die für die Ermittlung eines statistischen Streubands von Bedeutung sind (vgl. Abschnitte 4.3.8.3 und 4.3.8.4).

## 5.2 Vorgehen zur Absicherung der Empfehlung

Aufgrund der in dieser Arbeit gewonnenen Erkenntnisse kann festgestellt werden, dass die bisherige Kerbfallempfehlung für HFH-behandelte Quersteifen unter Korrosionseinfluss auch für die erweiterte Versuchsdatenbasis einen konservativen Ansatz darstellt. Dennoch zeigen die numerischen und bruchmechanischen Untersuchungen auf, dass Einflüsse auf die Ermüdungslebensdauer je Versuchsserie unterschiedlich berücksichtigt werden und für die Ermüdungsfestigkeit potenziell ungünstige Fälle möglicherweise nicht durch die experimentellen Untersuchungen abgedeckt werden. Aus diesem Grund werden die Ergebnisse des Kerbspannungs- und des Rissfortschrittskonzeptes genutzt, um ein erweitertes Streuband auf Grundlage der Ergebnisse der Korrosionsermüdungsversuche zu generieren. Die entsprechende Vorgehensweise ist in Abbildung 5.1 dargestellt, die neben den Korrosionseinflüssen auf den Rissfortschritt auch rissinitiierende Einflüsse aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie berücksichtigt.



### Ausgangslage

- Basis der experimentellen Wöhlerlinien:  $\Delta\sigma_n$  und  $N_f$
- Einflüsse auf Lebensdauerphasen je Versuchsserie individuell abgedeckt
- Ungünstige Fälle bleiben möglicherweise unberücksichtigt

### I – Rückrechnung:

$$N_{i,a_0} = N_f - N_{p,LEBM}$$

- Explizite Berücksichtigung der im Versuch vorherrschenden Einflüsse aus Belastungsart und Prüfumgebung auf die Rissfortschrittsphase durch  $N_{p,LEBM}$
- Implizite Berücksichtigung von korrosionsbedingt veränderten Oberflächen- und Randschichtzuständen durch  $N_{i,a_0}$  für  $a_0 = 0,5 \text{ mm}$

### II – Korrektur $\sigma_n$ :

$$\Delta\sigma_{n,mod} = k_f \cdot \Delta\sigma_n$$

- Explizite Berücksichtigung von rissinitierenden Einflüssen bei abweichender Bauteilsymmetrie und Belastungsart durch

$$k_f = \frac{K_t(\text{Ref} = \text{Versuch})}{K_t(\text{Var})}$$

### III – Prognose $N_f$ :

$$N_{f,mod} = N_{i,a_0} + N_{p,mod}$$

- Explizite Berücksichtigung von Einflüssen auf den Rissfortschritt durch  $N_{p,mod}$
- Berücksichtigung des ungünstigsten Einflusses aus simultaner Korrosionseinwirkung
- Berücksichtigung der Belastungsart, zugehörig zur Variante, für die das Beanspruchungsniveau neu berechnet wurde

Abbildung 5.1: Schematische Vorgehensweise zur Berücksichtigung variierender Einflüsse



Die Basis bilden die auf Nennspannungen und Bruchschwingspielzahlen bezogenen Ergebnisse aus den Korrosionsermüdungsversuchen. Ein jeder Datenpunkt, der Nahtübergangsversagen aufweist, wird auf die Anrisslebensdauer mit Anfangsrisstiefe  $a_0 = 0,5$  mm rückgerechnet. Diese Berechnung richtet sich nach den jeweiligen Versuchsbedingungen der einzelnen Versuchsserien in Bezug auf Belastungsart und Prüfumgebung, entsprechend dem Vorgehen aus Abschnitt 4.3.8. Durch Korrosion veränderte Oberflächen- und Randschichtzustände werden dabei implizit in der berechneten Anrisslebensdauer  $N_{i,a0}$  berücksichtigt.

Um Einflüsse aus Bauteilsymmetrie und Belastungsart auf die Rissinitiierung explizit zu erfassen, erfolgt in einem nächsten Schritt eine rechnerische Korrektur der Nennspannung, die dem Versuch zugrunde liegt. Für diese Korrektur werden die numerisch ermittelten Kerbformzahlen aus Abschnitt 4.2.3 eingesetzt. Mit ihrer Hilfe werden Kerbfaktoren für Bedingungen bestimmt, die von den Versuchsbedingungen abweichen. Dieses Vorgehen wird in Abbildung 5.2 veranschaulicht.

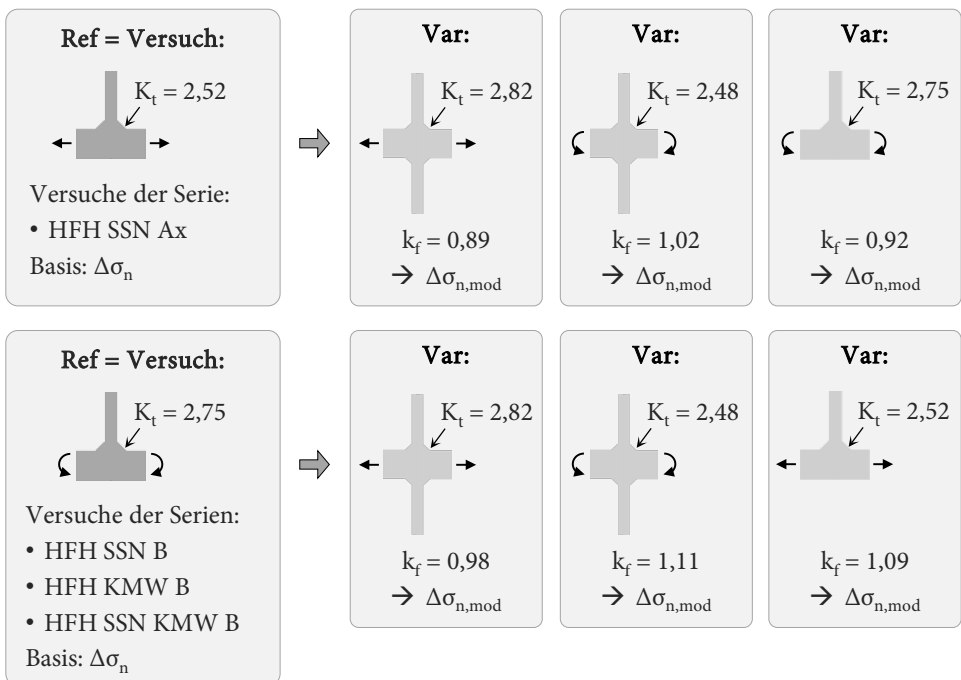


Abbildung 5.2: Vorgehen zur Ermittlung der Kerbfaktoren und Übersicht über die Referenzen und Varianten

Mithilfe der Kerbfaktoren der Varianten werden modifizierte Werte der Nennspannungsschwingbreite  $\Delta\sigma_{n,mod}$  berechnet. Dadurch entstehen drei zusätzliche Datenpunkte, die verschiedene Bedingungen jenseits der ursprünglichen Versuchsspezifikationen auf dem neu berechneten Beanspruchungsniveau rechnerisch abbilden.

Für diese Datenpunkte wird die Rissfortschrittslebensdauer entsprechend dem neu berechneten Beanspruchungsniveau und der jeweiligen Belastungsart, für die der Datenpunkt modifiziert wurde, berechnet. Die Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer  $N_{p,mod}$  erfolgt konsequent unter den Bedingungen simultaner Korrosion, um ungünstige Korrosionseinflüsse auf den Rissfortschritt zu berücksichtigen. Abschließend ermöglichen die rechnerische Anrisslebensdauer  $N_{i,a0}$  und die berechnete Rissfortschrittslebensdauer  $N_{p,mod}$  eine Prognose der modifizierten Gesamtlebensdauer  $N_{f,mod}$ , die die beschriebenen Einflüsse entsprechend einbezieht.

Das beschriebene Vorgehen basiert grundsätzlich auf einem Ansatz von (Shams-Hakimi et al., 2018). In ihrer Studie modifizierten sie Versuchsergebnisse, die unter Biegung ermittelt wurden, mithilfe bruchmechanischer Berechnungen. Dadurch war es möglich, rechnerische Ermüdungsfestigkeiten bei axialer Zugbelastung zu ermitteln und den Einfluss der Belastungsart zu analysieren. Diesen Untersuchungen wurde die Annahme zugrunde gelegt, dass die Lebensdauer in der Anrissphase unabhängig von der Belastungsart ist. In der vorliegenden Arbeit wird dieser Einfluss jedoch explizit berücksichtigt. Darüber hinaus wird im Rahmen dieser Arbeit der Ansatz um die Berücksichtigung von Korrosionseinflüssen auf den Rissfortschritt erweitert.

### 5.3 Verifizierung der Kerbfallempfehlung

Um die Kerbfallempfehlung für HFH-behandelte Quersteifen unter Korrosionseinfluss zu verifizieren, werden die Versuchsergebnisse für Nahtübergangsversagen entsprechend der zuvor beschriebenen Vorgehensweise modifiziert. Die Basis bilden die Ergebnisse aus den Korrosionsermüdungsversuchen, also die experimentell ermittelten Gesamtlebensdauern. Die daraus modifizierten Gesamt-

lebensdauern berücksichtigen die jeweiligen Einflüsse aus Belastungsart und Bauteilsymmetrie aller drei von der eigentlichen Versuchsserie abweichenden Varianten. Für alle modifizierte Daten erfolgt die Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer unter Berücksichtigung des Einflusses aus simultaner Korrosion, da dieser den ungünstigsten Fall in Bezug auf den Rissfortschritt repräsentiert. Diese Berechnungen basieren auf der Beanspruchungsfrequenz von 1 Hz, die in den Versuchen verwendet wurde. Die rechnerisch ermittelten Ermüdungslebensdauern werden zusammen mit den Ergebnissen aus den Korrosionsermüdungsversuchen in Abbildung 5.3 gezeigt und ausgewertet.

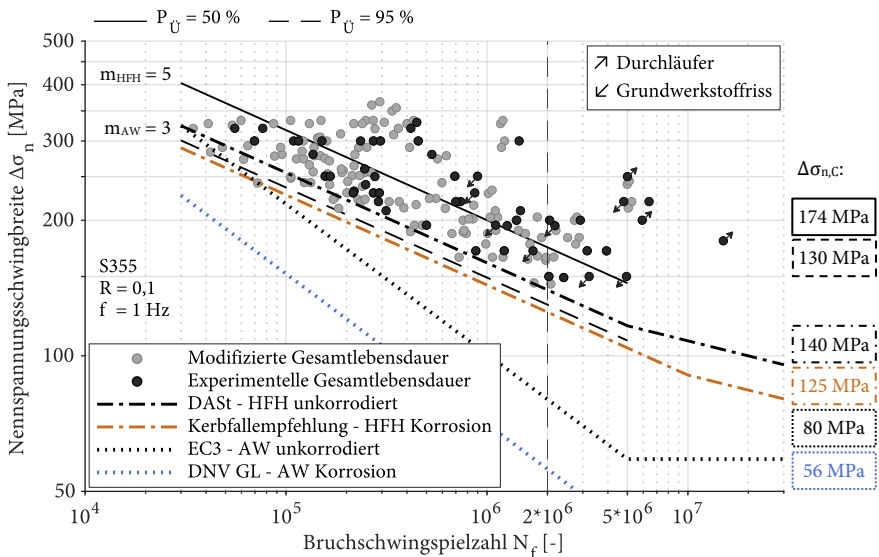


Abbildung 5.3: Nennspannungswöhlerlinien für Quersteifen im HFH-behandelten Zustand unter Korrosionseinfluss (modifizierte Gesamtlebensdauern berücksichtigen einen simultanen Korrosionseinfluss auf den Rissfortschritt; Gesamtauswertung bei fester Neigung)

Im Vergleich zu den experimentellen Ergebnissen weisen die modifizierten Daten durchaus kürzere Gesamtlebensdauern auf. Dies zeigt sich unter anderem dadurch, dass modifizierte Datenpunkte die Bemessungskurve nach DAST-Richtlinie 026 unterschreiten, wohingegen alle experimentellen Daten über dieser

Kurve liegen. Demnach bestätigt sich die hier gewählte Vorgehensweis zur Berücksichtigung ungünstiger Einflüsse auf die Ermüdungslebensdauer.

Werden alle Gesamtlebensdauern gemeinsam für eine feste Neigung von  $m_{\text{HFH}} = 5$  ausgewertet, so ergibt sich eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 174 MPa und eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 130 MPa. Dies bestätigt die Empfehlung des Kerbfalls 125 auf Nennspannungsebene als anwendbaren Ansatz auch für das um ungünstige Fälle erweiterte Streuband. Dies belegt wiederum, dass die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit von Quersteifen auch in korrosiver Umgebung deutlich erhöhen kann. Die Gegenüberstellung zu den Bemessungswöhlerlinien des unbehandelten Zustands in Abbildung 5.3 verdeutlicht dahingehend das Potenzial zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit durch Einsatz der HFH-Verfahren.

Für eine Verifizierung auf Kerbspannungsebene werden die Datenpunkte entsprechend der zugrunde liegenden Belastungsart und Steifenanordnung mit der zugehörigen Kerbformzahl multipliziert. Auf diese Weise werden die Art der Belastung und die Bauteilsymmetrie explizit bei der Kerbspannungsermittlung berücksichtigt. Hierdurch fallen die drei modifizierten Varianten mit dem zugrunde liegenden Versuchswert auf einem Kerbspannungsniveau zusammen, berücksichtigen jedoch weiterhin die individuelle Rissfortschrittslebensdauer. Das Ergebnis kann der Abbildung 5.4 entnommen werden.

Wie schon auf Nennspannungsebene sind kürzere Ermüdungslebensdauern der modifizierten Daten im Vergleich zu den Versuchsergebnissen offensichtlich. Eine gemeinsame Auswertung der modifizierten und der experimentellen Daten liefert für eine feste Neigung von  $m_{\text{HFH}} = 5$  eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 453 MPa und eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 340 MPa. Demnach kann der Kerbfall 320 nach der IIW-Richtlinie von (Marquis und Barsoum, 2016) weiterhin als Ansatz für die Bemessung von HFH-behandelten Quersteifen unter Korrosionseinfluss auf Kerbspannungsebene empfohlen werden. Ebenso wie auf Nennspannungsebene ist damit eine deutliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit gegenüber dem unbehandelten Zustand gegeben.

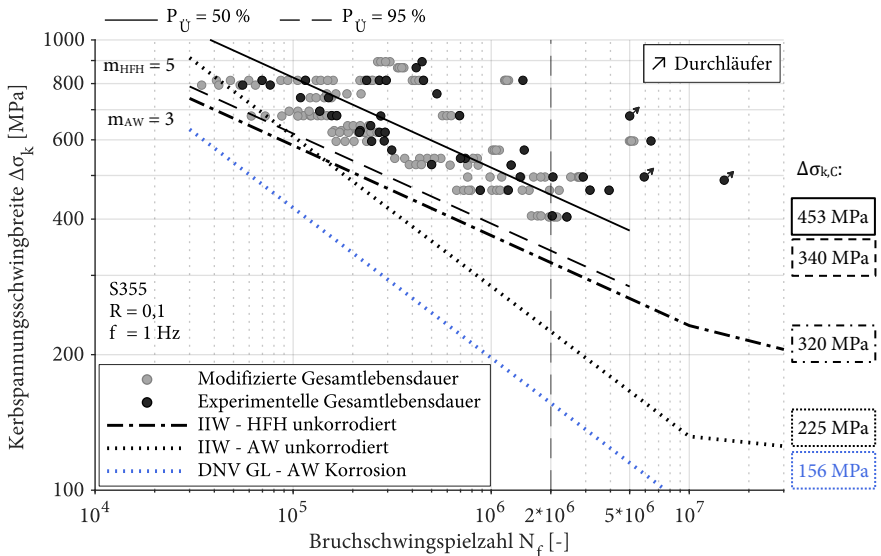


Abbildung 5.4: Kerbspannungswöhlerlinien für Querstreifen im HFH-behandelten Zustand unter Korrosionseinfluss (modifizierte Gesamtlebensdauern berücksichtigen einen simultanen Korrosionseinfluss auf den Rissfortschritt; Gesamtauswertung bei fester Neigung)

## 5.4 Geltungsbereich

Auf Grundlage der umfangreichen experimentellen und rechnerischen Untersuchungen kann der Kerbfall 125 auf Nennspannungsebene und der Kerbfall 320 auf Kerbspannungsebene als Ansatz für die Bemessung von HFH-behandelten Querstreifen in korrosiver Umgebung bestätigt werden.

Ebenso wie bei HFH-behandelten Schweißnähten im unkorrodierten Zustand sind auch diese Kerbfallklassen von den experimentellen Randbedingungen abhängig. In Bezug auf die vorliegende Arbeit beziehen sich die Kerbfallklassen daher auf die Stahlgüte S355 und das Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$ .

Des Weiteren ist aufgrund der Komplexität des Korrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten eine Übertragung über das hier untersuchte Parameterfeld hinaus nicht unmittelbar möglich. Im Rahmen der Untersuchungen konnten

korrosive Einflussgrößen identifiziert werden, die sich spezifisch auf das Anriss- und das Rissfortschrittsverhalten auswirken.

Aus der Literatur ist der Einfluss der Beanspruchungsfrequenz auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit in korrosiver Umgebung bekannt. Ebenso wird die Frequenzabhängigkeit bei den bruchmechanischen Untersuchungen dieser Arbeit deutlich. Daher ist die in den Versuchen verwendete Prüffrequenz für die Gültigkeit der Kerbfallklassen von Bedeutung. Diese kann als untere Grenze der Gültigkeit angesehen werden, da eine Erhöhung der Frequenz mit einer Verlangsamung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit verbunden ist und demnach bei höheren Frequenzen von keinem negativen Einfluss auf den Rissfortschritt auszugehen ist. Folglich gelten die Kerbfallklassen für Beanspruchungsfrequenzen von  $f \geq 1$  Hz.

Zudem führt die Korrosion zu einer Veränderung der Oberfläche, die sich in Form einer erhöhten Oberflächenrauheit äußert. Obwohl kein relevanter Einfluss der charakterisierten Rauheiten auf die Ermüdungsfestigkeit in Bezug auf die Anrissphase festgestellt werden kann, ist ein Einfluss einer stärker degradierten Oberfläche nicht ohne Weiteres auszuschließen. Die Kerbfallklassen beziehen sich daher auf die in Abschnitt 3.4.3.2 angegebenen Oberflächenzustände.

Darüber hinaus deuten Untersuchungen zum Anrissverhalten auf einen Einfluss des korrosionsbedingten Oberflächenabtrags hin. Die Ergebnisse legen nahe, dass es eine Wechselwirkung zwischen der Abrostung und der Wirksamkeit der HFH-Behandlung zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit gibt. Inwieweit eine stärkere Abrostung die Wirksamkeit der HFH-Behandlung beeinträchtigt, kann aufgrund der Zielsetzung dieser Arbeit nicht beurteilt werden. Aus diesem Grund beziehen sich die Kerbfallklassen auf die in den Untersuchungen festgestellte mittlere Dickenreduktion von 0,10 mm und 0,11 mm bzw. auf einen mittleren Oberflächenabtrag von ca. 0,05 mm.

# 6 Zusammenfassung und Ausblick

## 6.1 Zusammenfassung

Diese Arbeit beinhaltet experimentelle, numerische und bruchmechanische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten und zur Wirksamkeit von HFH-behandelten Quersteifen in korrosiver Umgebung. Bisherige Forschungsergebnisse zeigen, dass Korrosion die Ermüdungsfestigkeit verringern kann, ähnlich wie bei unbehandelten Schweißnähten. Dennoch erhöht die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit trotz der korrosiven Umgebung gegenüber dem unbehandelten Zustand. Da Bewertungen bislang auf Nennspannungen mit Bezug auf den endgültigen Bruch beruhen, ist der Korrosionseinfluss auf Rissentstehung und Rissfortschritt noch weitgehend ungeklärt. So ist nicht ausreichend bekannt, welche verzögernden Effekte in diesen Phasen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit trotz Korrosion beitragen. Ziel dieser Arbeit ist es daher, das Ermüdungsverhalten von HFH-behandelten Quersteifen in korrosiver Umgebung speziell für die beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer zu analysieren. Basierend auf den Erkenntnissen wird eine bestehende Kerbfallempfehlung auf ihre Anwendbarkeit überprüft und gegen ungünstige Einflüsse abgesichert. Auf diese Weise soll eine solide Grundlage für die Bemessung und zukünftige Integration in Regelwerke geschaffen werden.

Nachfolgend werden die wesentlichen Ergebnisse dieser Arbeit entsprechend den einzelnen Kapiteln zusammengefasst:

Eingangs wird der aktuelle Kenntnisstand zum Einfluss von Korrosion auf das Ermüdungsverhalten geschweißter und HFH-behandelter Konstruktionsdetails mit Fokus auf unbelastete Quersteifen ausführlich behandelt. Die Lebensdauer von geschweißten Bauteilen wird in Rissentstehung und Rissfortschritt unterteilt. Diese Phasen sind abhängig von Faktoren wie Kerbschärfe und Spannungskonzentration am Nahtübergang. HFH verzögert die Rissentstehung durch Verfestigung und Druckeigenspannungen, während Korrosion die Oberfläche verändert

und die Mikrorissbildung fördert. Einflüsse aus der Belastungsart und Bauteilsymmetrie beeinflussen beide Phasen. Druckeigenstressungen im HFH-Zustand wirken verzögernd auf den Rissfortschritt, während Korrosion diesen beschleunigt. Die Beanspruchungsfrequenz spielt im Falle eines simultanen Korrosionseinflusses ebenfalls eine Rolle. Diese Einflüsse können die Lebensdauer und somit die Ermüdungsfestigkeit entweder verlängern oder verkürzen. Zur Bewertung werden neben dem Nennspannungskonzept das Kerbspannungs- und das Rissfortschrittskonzept herangezogen, sodass verschiedene Einflüsse isoliert und in ihrer Wechselwirkung beurteilt werden können.

Experimentelle Untersuchungen bilden die Bewertungsgrundlage. Dazu werden Probekörper mit einseitiger Quersteife aus normalfestem Baustahl S355J2+N mit einer Dicke von 25 mm von einem Industriepartner vollmechanisiert geschweißt. Es werden unbehandelte sowie HFH-behandelte Probekörper untersucht. Die Nachbehandlung der ermüdungskritischen Nahtübergänge erfolgt mit den qualifizierten HFH-Verfahren HiFIT und PIT. Die Probekörper der Korrosionsermüdungsversuche werden in der Salzsprühnebelanlage (10 Tage) oder durch Auslagerung in künstlichem Meerwasser (30 Tage) vorkorrodieren.

Zunächst erfolgt eine umfassende Probekörpercharakterisierung. Es zeigt sich, dass beide Vorkorrosionsmethoden die Oberflächenrauheit deutlich erhöhen, Salzsprühnebel jedoch zu einem stärkeren Anstieg der Rauheit führt. Die durchschnittlichen Dickenreduktionen liegen bei beiden Vorkorrosionsmethoden ähnlich bei etwa 0,10 mm bis 0,11 mm, bzw. 100 µm bis 110 µm. Neben der Beurteilung von Korrosionseffekten dienen die Geometriedaten ebenfalls zur Eingabe in numerische Modelle. Darüber hinaus wird damit die schweißtechnische Fertigungsqualität überprüft und nachgewiesen, dass die Anforderungen an die Bewertungsgruppe B90 erfüllt werden. Im Zuge dessen wird ein äußerst geringer Schweißverzug festgestellt, der daher bei den weiteren Analysen unberücksichtigt bleibt.

Es werden Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche mit einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  an 77 Probekörpern durchgeführt. Das Versuchsprogramm beinhaltet fünf Versuchsserien mit HFH-behandelten und zwei mit unbehandelten Probekörpern. Eine HFH-Serien erfolgt unter axialer Zugbelastung, alle



weiteren unter Biegebelastung. Der Fokus liegt darauf, den Korrosionseinfluss getrennt für Rissentstehung und Rissfortschritt zu untersuchen. Probekörper, die in Salzsprühnebel vorkorrodiert und sequenziell an Luft getestet werden, berücksichtigen den Korrosionseinfluss auf die Rissentstehung. Probekörper, die in künstlichem Meerwasser vorkorrodiert und simultan in diesem bei einer Frequenz von 1 Hz geprüft werden, erfassen Korrosionseinflüsse auf die Rissentstehung und den Rissfortschritt. Eine weitere Methode untersucht den Einfluss von Vorkorrosion durch Salzsprühnebel, gefolgt von einer Prüfung im Meerwasser. Hierdurch soll der Einfluss der beiden unterschiedlichen Vorkorrosionsmethoden betrachtet werden. Es folgt eine Auswertung der Versuchsdaten bei freier Wöhlerlinienneigung basierend auf Nennspannungen und Bruchschwingungszahlen. Bei unbehandelten Probekörpern ergibt sich ausschließlich Nahtübergangsversagen. Die Lebensdauer in künstlichem Meerwasser ist kürzer als an Luft, wodurch sich bei simultaner Korrosion eine reduzierte Ermüdungsfestigkeit ergibt. Einige Daten liegen trotz höherer charakteristischer Ermüdungsfestigkeit unter dem Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9. Dies beruht auf einer flacheren Neigung der Versuchswöhlerlinie. HFH-behandelte Probekörper zeigen ein Versagen im Nahtübergang und Grundwerkstoff. Ein Versagen am korrodierten Grundwerkstoff markiert die untere Grenze der erreichbaren Lebensdauer. Alle Ergebnisse HFH-behandelter Probekörper liegen über dem Kerbfall 140 der DASt-Richtlinie 026. Eine statistische Auswertung der Biegeversuche an Luft ist aufgrund hoher Streuung nicht möglich. Dennoch zeigen die Versuche in künstlichem Meerwasser eine geringere Ermüdungsfestigkeit als diejenigen an vorkorrodierten Probekörpern an Luft.

Begleitende Rastlinienuntersuchungen zeigen, dass die Rissgeometrieentwicklung vom Behandlungszustand und -verfahren abhängt, jedoch keinen Einfluss durch Korrosion erfährt. Die minimal detektierbaren Risstiefen variieren zwischen 0,55 mm und 3,97 mm. Bei Probekörpern mit einer Risttiefe von weniger als 1 mm macht die Phase bis zum messbaren Anriss 30 % bis 56 % der Gesamtlebensdauer aus, sodass beide Phasen bei einer Bewertung der Ermüdungsfestigkeit relevant sind. HFH-behandelte zeigen im Vergleich zu unbehandelten Probekörpern deutlich verzögerte Rissfortschrittsgeschwindigkeiten in Oberflächennähe. Dies führt zu längeren Lebensdauern in der Rissfortschrittsphase. Trotz korrosionsbedingt

erhöhten Rissfortschrittsraten sind die Rissfortschrittslebensdauern im HFH-behandelten Zustand immer noch länger als im unbehandelten Zustand an Luft.

Die Ermüdungsfestigkeit der Korrosionsermüdungsversuche wird nach dem Nennspannungskonzept bewertet und sequenzielle und simultane Korrosionseinflüsse werden innerhalb eines statistischen Streubandes erfasst. Für einen regelwerkskonformen Kerbfallvergleich werden die Wöhlerlinien bei fester Neigung ausgewertet. Bei korrodierten Probekörpern ergibt sich im unbehandelten Zustand eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 69 MPa, die damit unter dem Kerbfall 80 nach DIN EN 1993-1-9 für Bedingungen an Luft liegt. Der Kerbfall 56 für freie Korrosion nach DNVGL-RP-C203 beschreibt die Ergebnisse konservativ. Infolge der HFH-Behandlung steigt die Ermüdungsfestigkeit auf 135 MPa. Dies entspricht einer Verbesserung von 96 % gegenüber dem unbehandelten Zustand. Der Kerbfall 140 nach DAST-Richtlinie 026 wird nicht erreicht, aber der Kerbfall 125 bietet einen konservativen Ansatz. Dieser wurde bereits von (Ummerhofer et al., 2018) empfohlen, basierend auf einem Teil der Versuchsergebnisse der vorliegenden Arbeit. Die in dieser Arbeit neu erzielten Ergebnisse bestätigen diese Empfehlung. Die Auswertung der Versuchsergebnisse mit Literaturdaten bestätigt ähnliche Ermüdungsfestigkeitswerte und den Kerbfall 125. Diese Literaturstudie erweitert die Datenbasis für HFH-behandelte Quersteifen unter Korrosionseinfluss durch längere Auslagerungszeiten im Salzsprühnebel und stärkere Dickenreduktionen bis 247  $\mu\text{m}$ . Eine Analyse ohne Korrosionsermüdungsversuche zeigt, dass sich unter Biegebelastung eine höhere Ermüdungsfestigkeit ergibt – mit einem Zuwachs von 29 % für unbehandelte und 23 % für HFH-behandelte Quersteifen gegenüber axialer Zugbelastung.

Eine Bewertung der Ermüdungsfestigkeit erfolgt zudem nach dem Kerbspannungskonzept. Es werden Kerbformzahlen numerisch ermittelt und Kerbspannungswöhlerlinien der Versuchsserien mit Bezug auf Bruchschwingspielzahlen generiert. Im unbehandelten Zustand liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit unter Korrosionseinfluss bei 189 MPa, wodurch der Kerbfall 225 nach der IIW-Empfehlung von (Hobbacher, 2016) nicht erreicht wird. Als konservativer Ansatz dient der Kerbfall 156 für unbehandelte Quersteifen in korrosiver Umgebung nach DNVGL-RP-C203. Im HFH-behandelten Zustand steigt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit auf 353 MPa, was einer 87 % höheren Ermüdungsfestigkeit im

Vergleich zum unbehandelten Zustand entspricht. Selbst unter korrosiven Bedingungen stellt der für normale atmosphärische Bedingungen abgeleitete Kerbfall 320 von (Marquis und Barsoum, 2016) einen konservativen Ansatz dar. Die Auswertung der Versuchsdaten auf Kerbspannungsebene ergibt, dass im Gegensatz zur Nennspannungsebene keine Anpassung der Kerbfallklasse aufgrund von Korrosion erforderlich ist. Dies wird dadurch begründet, dass für die ursprüngliche Herleitung der Kerbfallklassen in den beiden Konzepten unterschiedliche Abminderungen vom Versuchswert auf den Bemessungswert angewendet wurden.

Zudem werden Kerbformzahlen für vier Varianten bezüglich Belastungsart und Bauteilsymmetrie analysiert, um deren Einfluss auf die Rissentstehung zu bewerten. Die beidseitig aufgeschweißte Steife unter axialer Zugbelastung zeigt die höchste Kerbformzahl und stellt somit die ungünstigste Variante für Rissinitiierung dar. Diese ist jedoch nicht Teil der experimentellen Untersuchungen. Abweichungen zu dieser Variante finden sich bei einseitigen Steifen, besonders unter axialer Zugbelastung. Anders als bei einer Kerbspannungsbewertung, bei der diese Einflüsse im Rahmen der Kerbspannungsermittlung explizit berücksichtigt werden, bleiben sie bei einer reinen Bewertung auf Nennspannungsebene unberücksichtigt. Eine Fehlinterpretation bei der Herleitung einer sicheren Kerbfallempfehlung ist möglich, wenn ungünstige Varianten nicht berücksichtigt werden. Daher fließen die anhand der Kerbformzahlen quantifizierten Einflüsse im weiteren Verlauf der Arbeit in die Überprüfung der Kerbfallempfehlung ein.

Für die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit nach dem Rissfortschrittskonzept wird ein Berechnungsmodell auf Basis der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) aufgebaut. Dieses bildet individuelle Einflüsse aus Belastungsart, Behandlungszustand und Korrosion auf das Makrorisswachstum ab. Parameteransätze zu Eigenspannungszuständen und Rissgeometrieentwicklungen werden basierend auf den Erkenntnissen der Rastlinienuntersuchungen entwickelt und durch bruchmechanische Kennwerte ergänzt, die den frequenzabhängigen Einfluss bei simultaner Korrosion berücksichtigen. Zur Herleitung der Ansätze werden sowohl analytische Lösungen als auch ein numerisches Modell verwendet, das reale Rissformen erfassen kann. Die Prognosegüte des LEBM-Modells wird durch die Ergebnisse aus den Rastlinienuntersuchungen bestätigt.

Die Analyse des Rissfortschritts bestätigt die günstige Wirkung der HFH-Behandlung auf die Rissfortschrittslebensdauer. Gegenüber dem unbehandelten Zustand wird diese sowohl unter Luft- als auch unter korrosiven Umgebungsbedingungen verlängert, besonders bei niedrigen Beanspruchungsniveaus. Während im unbehandelten Zustand die Rissfortschrittslebensdauer bei simultaner Korrosion stark reduziert wird, bleibt der HFH-behandelte Zustand resilienter. Dieses Verbesserungspotenzial ist unter Korrosion gegenüber Bedingungen an Luft begrenzt und erklärt sich durch die korrosionsbedingt erhöhte Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Diesbezüglich lassen sich anhand der Rastlinienergebnisse keine weiteren Auswirkungen der Korrosion auf die Rissgeometrie oder die Eigenspannungsverläufe feststellen. Die Biegebelastung zeigt gegenüber axialer Zugbelastung einen zusätzlichen günstigen Einfluss auf die Rissfortschrittslebensdauer, vor allem bei niedrigen Spannungsniveaus. Dieser positive Effekt scheint mit den durch HFH induzierten Druckeigenspannungen zusammenzuhängen.

Mithilfe des LEBM-Modells werden Rissfortschrittslebensdauern der Versuchsserien ermittelt, die zur Bestimmung der Anrisslebensdauer dienen. Der rechnerische Anriss bezieht sich dabei auf eine Anfangsrisstiefe von  $a_0 = 0,5$  mm. Bei vier Probekörpern übersteigt die berechnete Rissfortschrittslebensdauer die tatsächliche Gesamtlebensdauer. Dies könnte auf einen stärkeren Korrosionsabtrag der Randschicht und modifizierte Eigenspannungen zurückgehen, ein Aspekt, den das LEBM-Modell aktuell nicht erfasst und dessen Klärung damit weiterhin aussteht. Diese Probekörper werden als Ausreißer deklariert und von weiteren Untersuchungen ausgeschlossen. Alle anderen Probekörper werden für Analysen auf Basis von Anriss- und Bruchwöhlerlinien herangezogen.

Im unbehandelten Zustand hängt der Anteil der Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer an der Gesamtlebensdauer stark von der Beanspruchungshöhe ab. Bei hohen Beanspruchungen dominiert der Rissfortschritt, während bei niedrigen Beanspruchungen die Anrissphase überwiegt. Die Ermüdungsfestigkeit bei simultaner Korrosion ist im Vergleich zur sequenziellen Korrosion geringer. Dies ist sowohl auf eine kürzere Rissfortschritts- als auch auf eine kürzere Anrisslebensdauer zurückzuführen. Obwohl bei sequenzieller Korrosion durch die Auslagerung im Salzsprühnebel eine höhere Oberflächenrauheit entsteht, führt die simultane Korrosion zu einer stärker verkürzten Lebensdauer in der Anrissphase.

Die Analyse HFH-behandelter Versuchsserien zeigt, dass Korrosion die Ermüdungsfestigkeit reduziert. Bei simultaner Korrosion fällt diese Reduktion in Bezug auf die Gesamtlebensdauer im Vergleich zur sequenziellen Korrosion stärker aus, da bei simultaner Korrosion neben der Anriss- zusätzlich die Rissfortschrittsphase beeinflusst wird. In Bezug auf die Anrisslebensdauer zeigen alle Korrosionsmethoden ähnliche Ermüdungsfestigkeiten, wonach die Art der Vorkorrosion keinen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit zu haben scheint. Dies wird dadurch gestützt, dass sich die Ermüdungsfestigkeiten bei unterschiedlichen Vorkorrosionsmethoden und damit unterschiedlichen Oberflächenrauheiten kaum unterscheiden. Stattdessen scheint eine andere korrosionsbedingte Oberflächenveränderung die Wirkung der HFH-Behandlung zu beeinträchtigen. Anzunehmen ist, dass die Abrostung die Verzögerungseffekte beeinflusst. Entweder indem sie die verfestigte Randschicht abträgt, dadurch die oberflächennahen Druckeigenstressungen modifiziert werden oder beides. Da sich diese Arbeit auf das Makrorisswachstum konzentriert, sind jedoch keine weiteren Analysen zu dieser speziellen Thematik möglich. Schließlich zeigt ein direkter Vergleich zwischen unbehandelten und HFH-behandelten Probekörpern, dass die Behandlung auch unter den Bedingungen simultaner Korrosion eine signifikante Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit aufweist, sowohl im Hinblick auf die Anriss- als auch auf die Rissfortschrittslebensdauer. In Bezug auf den Anriss steigt die mittlere Ermüdungsfestigkeit von 94 MPa im unbehandelten Zustand auf 134 MPa nach der HFH-Behandlung, eine Verbesserung um 43 %. In Bezug auf die Gesamtlebensdauer wird die Ermüdungsfestigkeit von 96 MPa auf 165 MPa erhöht, eine Steigerung um 72 %. Demnach entfallen 29 % der Verbesserung speziell auf die durch die Behandlung verlängerte Rissfortschrittslebensdauer.

Abschließend wird die Kerbfallempfehlung von (Ummenhofer et al., 2018) durch eine Kombination von numerischen und bruchmechanischen Analysen verifiziert. Um mögliche ungünstige Fälle in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit abzudecken, wird ein erweitertes Streuband erstellt, das simultane Korrosionseinflüsse auf den Rissfortschritt und rissinitiierende Faktoren wie Belastungsart und Bauteilsymmetrie berücksichtigt. Dessen Erstellung erfolgt in drei Schritten: Rückrechnung auf die Anrisslebensdauer ( $a_0 = 0,5$  mm), Nennspannungskorrektur und neue Prognose der Gesamtlebensdauer. Auf Nennspannungsebene wird eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von 130 MPa ermittelt, wodurch der Kerbfall 125

als anwendbarer Ansatz bestätigt wird. Auf Kerbspannungsebene liegt die charakteristische Ermüdungsfestigkeit bei 340 MPa und bestätigt damit die Anwendbarkeit des Kerbfalls 320 nach der IIW-Richtlinie von (Marquis und Barsoum, 2016). Diese Ergebnisse belegen, dass die HFH-Behandlung die Ermüdungsfestigkeit von Quersteifen signifikant erhöhen kann, selbst in korrosiven Umgebungen.

Die Gültigkeit der bestätigten Kerbfallklassen beschränkt sich auf die experimentell untersuchten Bedingungen. Sie sind speziell für die Stahlgüte S355 und ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  anwendbar. Die Prüffrequenz stellt eine untere Grenze für die Gültigkeit der Ergebnisse dar und gilt für  $f \geq 1$  Hz. Darüber hinaus gelten die Kerbfallklassen für die untersuchten Oberflächenzustände, da der Einfluss einer stärker degradierten Oberfläche auf die Ermüdungsfestigkeit nicht ausgeschlossen werden kann. Die Ergebnisse sind zudem im Kontext der erfassten mittleren Dickenreduktion von 0,10 mm und 0,11 mm bzw. eines gemittelten Oberflächenabtrags von etwa 0,05 mm zu interpretieren.

## 6.2 Ausblick

In dieser Arbeit wird durch experimentelle, numerische und bruchmechanische Untersuchungen festgestellt, dass Korrosion sowohl die Rissentstehungs- als auch die Rissfortschrittsphase von HFH-behandelten Quersteifen beeinflusst. Das Verbesserungspotenzial gegenüber dem unkorrodierten Zustand ist zwar begrenzt, dennoch bleiben positive Einflüsse der Behandlung in beiden Phasen der Ermüdungslebensdauer erhalten. Dadurch wird die Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Zustand auch unter korrosiven Bedingungen deutlich erhöht.

In der Rissentstehungsphase wird die Wirksamkeit der Behandlung durch Oberflächenkorrosion beeinträchtigt. Dies wird mit einer Abrostung der Randschicht in Verbindung gebracht. Aufgrund des Fokus auf das Makrorisswachstum in dieser Arbeit kann die Wechselwirkung zwischen Korrosionseinfluss und HFH-behandeltem Randschichtzustand während der Rissentstehung jedoch nicht näher untersucht werden. Die Erforschung dieser Mechanismen macht weiterführende Untersuchungen auf mikroskopischer Ebene notwendig. Oberflächennahe Mes-

sungen zur Mikrohärteverteilung und zu Eigenspannungszuständen im korrodierten Randschichtzustand könnten wichtige neue Erkenntnisse liefern. Zudem bieten diese Daten die Möglichkeit, das Kerbdehnungskonzept in Bezug auf seine Eignung zur Prognose der Anrisslebensdauer von HFH-behandelten Schweißnähten unter Korrosionseinfluss zu evaluieren. In Kombination mit dem linear-elastischen bruchmechanischen Modell dieser Arbeit wäre die Voraussetzung für die Anwendung eines Zwei-Phasenmodells geschaffen, um eine rechnerische Abschätzung der Gesamtlebensdauer zu ermöglichen.

Die bisherigen Untersuchungen weisen die Wirksamkeit der HFH-Behandlung für einen oberflächennahen Korrosionsabtrag nach. Als nächster Schritt sollten Untersuchungen bei stärkerem Abtrag durchgeführt werden. Das Ziel sollte es sein, die Wirksamkeit der HFH-Behandlung in Abhängigkeit von unterschiedlichen Graden der Abrostung zu quantifizieren. Durch die Etablierung zulässiger Grenzen für Korrosionsabträge könnten daraufhin geeignete Inspektionsintervalle abgeleitet werden. Diese wären an die bauwerksspezifisch zu erwartenden Korrosionsraten anzupassen, um eine sichere, jedoch nicht übermäßig konservative Auslegung zu ermöglichen. Die Einbindung solcher angepassten Intervalle in bestehende Prüf- und Inspektionspläne würde zur unmittelbaren Integration der HFH-Behandlung in geltende Sicherheitsstandards beitragen und ebenso zur Aufrechterhaltung der langfristigen Integrität der behandelten Bauteile dienen.

Im Kontext zukünftiger Untersuchungen zu stärkerer Abrostung sollten Eigenspannungstiefenverläufe in Abhängigkeit vom Korrosionsabtrag begleitend ermittelt werden. Es gilt zu klären, inwieweit ein erhöhter Abtrag der HFH-behandelten Randschicht die Tiefenwirkung der Eigenspannungen beeinflusst. Im Rahmen von bruchmechanischen Berechnungen könnten diese Verläufe die Berücksichtigung von Risschließeffekten auf Basis des effektiven Spannungsintensitätsfaktors ermöglichen, wodurch eine Grundlage für umfassendere Rissfortschrittsanalysen gegeben wäre.

Bezüglich der Korrosionseinflüsse auf den Rissfortschritt basieren die Ergebnisse dieser Arbeit auf Frequenzen von  $f \geq 1$  Hz. Eine weiterführende Untersuchung von Frequenzen unter 1 Hz könnte den Geltungsbereich dieser Erkenntnisse im Kontext simultaner Korrosion erweitern.

Für eine umfassendere Anwendung von HFH-behandelten Schweißnähten unter Korrosionsbedingungen ist eine detaillierte Untersuchung der relevanten Einflussfaktoren der HFH-Behandlung sinnvoll. Dies würde es ermöglichen, die Kerbfallklassen nach Stahlgüte und Spannungsverhältnis um korrosionsspezifische Einflüsse zu ergänzen. Angesichts der streckgrenzenabhängigen Wirksamkeit zur Ermüdungsfestigkeitserhöhung besteht die Möglichkeit, dass höherfeste Stähle in korrosiver Umgebung effizienter eingesetzt werden können. Dazu empfiehlt es sich, die Untersuchungen auf weitere Konstruktionsdetails wie querbelastete Stumpfnähte und unbelastete Längssteifen auszuweiten.



# Literaturverzeichnis

## Wissenschaftlich-technische Veröffentlichungen

Acevedo, C. (2011): *Influence of Residual Stresses on Fatigue Response of Welded Tubular K-Joints*. Dissertation, École Polytechnique Fédérale de Lausanne.

Adedipe, O.; Brennan, F.; Kolios, A. (2016): Review of corrosion fatigue in offshore structures - Present status and challenges in the offshore wind sector. In: *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 61, S. 141–154. DOI: 10.1016/j.rser.2016.02.017.

Ahola, A. (2020): *Stress components and local effects in the fatigue strength assessment of fillet weld joints made of ultra-high-strength steels*. Dissertation, Lappeenranta-Lahti University of Technology LUT.

Ahola, A.; Nykänen, T.; Björk, T. (2017): Effect of loading type on the fatigue strength of asymmetric and symmetric transverse non-load carrying attachments. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 40(5), S. 670–682. DOI: 10.1111/ffe.12531.

Ault, J. P. (2006): The Use of Coatings for Corrosion Control on Offshore Oil Structures. In: *Journal of Protective Coatings and Linings* 23(4), S. 42–47.

Bargel, H.-J.; Schulze, G. (2018): *Werkstoffkunde*. 12. Auflage, Springer Vieweg, Berlin.

Bauer, F. (2021): *Tribologie - prägnant und praxisrelevant*. Springer Vieweg, Wiesbaden.

Baumgartner, J. (2014): *Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißseignspannungen und Größeneinflüssen*. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF.

Bell, R.; Vosikovsky, O. (1992): A fatigue life prediction model for multiple cracks in welded joints for offshore structures. In: *Proceedings 11th International Conference OMAE*. Houston Tex. ASME International Technical Institute, S. 501–507.

Berg, J. (2016): *Einfluss des Höherfrequenten Hämmerns auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter ultrahochfester Feinkornbaustähle*. Dissertation, Universität Duisburg-Essen, Institut für Metall- und Leichtbau.

Berger, C.; Blauel, G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeev, I. (2018): *FKM-Richtlinie - Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 4. Ausgabe, Forschungskuratorium Maschinenbau, VDMA Verlag, Frankfurt am Main.

Böllinghaus, T.; Rhode, M.; Falkenreck, T. (2020): Korrosion und Korrosionsschutz. In: B. Bender und D. Göhlich (Hg.): *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau 1: Grundlagen und Tabellen*: Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, S. 691–725.

Braun, M.; Scheffer, R.; Fricke, W.; Ehlers, S. (2020): Fatigue strength of fillet-welded joints at subzero temperatures. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 43(2), S. 403–416. DOI: 10.1111/ffe.13163.

Bremen, U. (1989): *Amélioration du comportement à la fatigue d'assemblages soudés: étude et modélisation de l'effet de contraintes résiduelles*. Dissertation, École Polytechnique Fédérale de Lausanne.

Brennan, F. P.; Peleties, P.; Hellier, A. K. (2000): Predicting weld toe stress concentration factors for T and skewed T-joint plate connections. In: *International Journal of Fatigue* 22(7), S. 573–584. DOI: 10.1016/S0142-1123(00)00031-1.

Breunig, S. (2022): *Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten und ihrer Nachbehandlung im Brückenbau*. Dissertation, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf.

Brozetti, J.; Hirt, M. A.; Ryan, I.; Sedlacek, G.; Smith, I. F. C. (1989): *Background information on fatigue design rules – Statistical evaluation – Chapter 9 – Document 9.01*, Eurocode 3 Editorial Group.

Bueckner, H. F. (1970): Ein neues Verfahren zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren. In: *Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 50, S. 529–546.

- Bürgel, R.; Richard, H. Albert; Riemer, A. (2014): *Werkstoffmechanik*. Springer Fachmedien, Wiesbaden.
- Caines, S.; Khan, F.; Shirokoff, J.; Qiu, W. (2015): Experimental design to study corrosion under insulation in harsh marine environments. In: *Journal of Loss Prevention in the Process Industries* 33, S. 39–51. DOI: 10.1016/j.jlp.2014.10.014.
- Chattopadhyay, A.; Glinka, G.; El-Zein, M.; Qian, J.; Formas, R. (2011): Stress Analysis and Fatigue of welded structures. In: *Welding in the World* 55(7-8), S. 2–21. DOI: 10.1007/BF03321303.
- Cheng, X.; Fisher, J. W.; Prask, H. J.; Gnäupel-Herold, T.; Yen, B. T.; Roy, S. (2003): Residual stress modification by post-weld treatment and its beneficial effect on fatigue strength of welded structures. In: *International Journal of Fatigue* 25(9-11), S. 1259–1269. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2003.08.020.
- Collmann, M. (2021): *Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnahtverbindungen größerer Blechdicke gefügt mit Hochleistungsschweißverfahren*. Dissertation, Universität Hannover, Institut für Stahlbau.
- Czichos, H.; Habig, K.-H. (2020): *Tribologie-Handbuch*. Springer Fachmedien, Wiesbaden.
- Dassault Systèmes (2019): *ABAQUS Dokumentation*.
- de Forest, A. V. (1936): The Rate of Growth of Fatigue Cracks. In: *Journal of Applied Mechanics* 3(1), S. A23-A25. DOI: 10.1115/1.4008666.
- Deguchi, T.; Mouri, M.; Hara, J.; Kano, D.; Shimoda, T.; Inamura, F.; Fukuoka, T.; Koshio, K. (2012): Fatigue strength improvement for ship structures by Ultrasonic Peening. In: *J Mar Sci Technol* 17(3), S. 360–369. DOI: 10.1007/s00773-012-0172-3.
- D'Errico, J. (2023): *SLM - Shape Language Modeling*, <https://www.mathworks.com/matlabcentral/fileexchange/24443-slm-shape-language-modeling>, MATLAB Central File Exchange, abgerufen am 23. Juli 2023.
- Dürr, A. (2007): *Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung*. Dissertation, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf.
- Dwivedi, D. Kumar (2022): *Fundamentals of Metal Joining*. Springer, Singapore.

Elber, W. (1970): Fatigue crack closure under cyclic tension. In: *Engineering Fracture Mechanics* 2(1), S. 37–45. DOI: 10.1016/0013-7944(70)90028-7.

Engesvik, K. M.; Moan, T. (1983): Probabilistic analysis of the uncertainty in the fatigue capacity of welded joints. In: *Engineering Fracture Mechanics* 18(4), S. 743–762. DOI: 10.1016/0013-7944(83)90122-4.

Erdogan, F.; Ratwani, M. (1970): Fatigue and fracture of cylindrical shells containing a circumferential crack. In: *Int J Fract* 6(4), S. 379–392. DOI: 10.1007/BF00182626.

Euler, M.; Drebenstedt, K. (2018): Statistical analysis of fatigue test data according to Eurocode 3. In: R. Al-Mahaidi, C. Caprani, D. M. Frangopol und N. Powers (Hg.): *Maintenance, safety, risk, management and life-cycle performance of bridges*. CRC Press, Boca Raton.

Euler, M.; Kuhlmann, U. (2014): *Statistical intervals for evaluation of test data acc. to Eurocode 3 Part 1-9 - 3rd Draft*, Contribution to Working Group 6.3: Statistical Analysis of Fatigue Data, ECCS Technical Committee 6 – Fatigue.

Feldmann, M.; Bartsch, H.; Ummenhofer, T.; Seyfried, B.; Kuhlmann, U.; Drebenstedt, K. (2019): *Neubewertung und Erweiterung des Kerbfallkatalogs nach Eurocode 3 für eine zukunftsfähige Auslegung hochbeanspruchter Stahlkonstruktionen*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, IGF 19178 N, Deutscher Ausschuss für Stahlbau e. V. (DASt) in Kooperation mit Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA).

Ferreira, J. A.; Branco, C. A. (1989): Influence of the radius of curvature at the weld toe in the fatigue strength of fillet welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 11(1), S. 29–36.

Forman, R. G.; Mettu, S. R. (1990): *Behavior of surface and corner cracks subjected to tensile and bending loads in Ti-6Al-4V alloy*. S-611, Technical Memorandum 102165, NASA Lyndon B. Johnson Space Center, Houston, Texas.

Fricke, W. (2012): *IIW Recommendations for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures*. Woodhead Publishing, Cambridge.

Fricke, W. (2015): Recent developments and future challenges in fatigue strength assessment of welded joints. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*,

*Part C: Journal of Mechanical Engineering Science* 229(7), S. 1224–1239. DOI: 10.1177/0954406214550015.

Galtier, A.; Statnikov, E. S. (2004): The Influence of Ultrasonic Impact Treatment on Fatigue Behaviour of Welded Joints in High-Strength Steel. In: *Welding in the World* 48(5-6), S. 61–66. DOI: 10.1007/BF03266433.

Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2019): Correlation of laboratory and real marine corrosion for the investigation of corrosion fatigue behaviour of steel components. In: *International Journal of Fatigue* 126, S. 90–102. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2019.04.041.

Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021): Corrosion fatigue behaviour of HFMI-treated butt welds. In: *International Journal of Fatigue* 145, S. 106079. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2020.106079.

Götz, S.; Eulitz, K.-G. (2020): *Betriebsfestigkeit - Bauteile sicher auslegen*. Springer Vieweg, Wiesbaden.

Gudehus, H.; Zenner, H. (1999): *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung - Empfehlungen zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. 4. Auflage, Stahleisen Verlag, Düsseldorf.

Gurney, T. R. (1979): *Fatigue of welded structures*. 2nd edition, Cambridge University Press, Cambridge.

Gurney, T. R. (1991): *The fatigue strength of transverse fillet welded joints - A study of the influence of joint geometry*. Abington Publishing, Cambridge.

Gurney, T. R. (1997): *Fatigue of thin walled joints under complex loading*. Abington Publishing, Cambridge.

Haagensen, P. J.; Maddox, S. J. (2013): *IIW recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints*. IIW document 2142-110, International Institute of Welding.

Hahn, H. G. (1976): *Bruchmechanik - Einführung in die theoretischen Grundlagen*. Teubner Verlag, Stuttgart.

Haibach, E. (2006): *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Auflage, Springer, Berlin.

Han, S.-H.; Han, J.-W.; Nam, Y.-Y.; Cho, I.-H. (2009): Fatigue life improvement for cruciform welded joint by mechanical surface treatment using hammer peening and ultrasonic nanocrystal surface modification. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* 32(7), S. 573–579. DOI: 10.1111/j.1460-2695.2009.01361.x.

Hellier, A. K.; Brennan, F. P.; Carr, D. G. (2014): Weld Toe SCF and Stress Distribution Parametric Equations for Tension (Membrane) Loading. In: *Advanced Materials Research* 891-892, S. 1525–1530. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMR.891-892.1525.

Hobbacher, A. (2008): *Database for the effective notch stress method at steel*. IIW Joint Working Group Document JWG-XIII-XV-197-08, International Institute of Welding.

Hobbacher, A. (2012): *Update of the Fracture Mechanics Chapters of the IIW Fatigue Design Recommendations*. IIW document XIII-2370r1-11 / XV-1376r1-11, International Institute of Welding.

Hobbacher, A. F. (2016): *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*. 2nd edition, Springer International Publishing Switzerland.

HSE (1994): *A survey of some recent corrosion fatigue tests on welded joints in steel plate*. Offshore Technology Report, OTH 92 392, The Welding Institute for the Health and Safety Executive.

Irwin, G. R. (1957): Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate. In: *Journal of Applied Mechanics* 24(3), S. 361–364. DOI: 10.1115/1.4011547.

Itoga, H.; Tokaji, K.; Nakajima, M.; Ko, H.-N. (2003): Effect of surface roughness on step-wise S–N characteristics in high strength steel. In: *International Journal of Fatigue* 25(5), S. 379–385. DOI: 10.1016/S0142-1123(02)00166-4.

Iwata, T.; Niwa, T.; Tanaka, Y.; Ando, T.; Anai, Y. (2016): Thickness Effect on Fatigue Strength of Welded Joint Improved by HFMI. In: *Quarterly Journal of the Japan Welding Society* 34(4), S. 249–259. DOI: 10.2207/qjwjs.34.249.

Jakubowski, M. (2013): Influence of pitting corrosion on fatigue and corrosion fatigue of ship structures. In: *Polish Maritime Research* 21(1), S. 62–69. DOI: 10.2478/pomr-2014-0009.

- Jakubowski, M. (2015): Influence of Pitting Corrosion on Fatigue and Corrosion Fatigue of Ship and Offshore Structures. In: *Polish Maritime Research* 22(3), S. 57–66. DOI: 10.1515/pomr-2015-0057.
- Jakubowski, M. (2017): Corrosion Fatigue Crack Propagation Rate Characteristics for Weldable Ship and Offshore Steels with Regard to the Influence of Loading Frequency and Saltwater Temperature. In: *Polish Maritime Research* 24(1), S. 88–99. DOI: 10.1515/pomr-2017-0011.
- Janosh, J. J. (1996): Improvement of Fatigue Strength in Welded Joints (in HSS and Aluminium Alloys) by Ultrasonic Hammer Peening. In: *Welding in the World* 37(2), S. 72–83.
- Jie, Z.; Li, Y.; Wei, X. (2016): Analysis of the stress intensity factor of welded joints under prior corrosion and complex stress fields. In: *Journal of Modern Transportation* 24(4), S. 270–276. DOI: 10.1007/s40534-016-0114-6.
- KEYENCE Corporation (2015): *Profilometer LJ-V7000 Series, LJ-Observer, LJ-Navigator2 - Product brochure*, Osaka, Japan.
- KEYENCE Corporation (2017): *Laser Profiler LJ-V7000 Series, Technology Guide - Product brochure*, Chicago, USA.
- Khodabux, W.; Causon, P.; Brennan, F. (2020): Profiling Corrosion Rates for Offshore Wind Turbines with Depth in the North Sea. In: *Energies* 13(10), S. 2518. DOI: 10.3390/en13102518.
- Kitagawa, H.; Takahashi, S. (1976): Applicability of Fracture Mechanics to Very Small Cracks or the Cracks in the Early Stage. In: *Proc. 2nd Int. Conf. on Mechanical Behaviour of Materials*, S. 627–631.
- Klippstein, K. H.; Schilling, C. G. (1989): Pilot study on the constant and variable amplitude behavior of transverse stiffener welds. In: *Journal of Constructional Steel Research* 12(3-4), S. 229–252. DOI: 10.1016/0143-974X(89)90057-6.
- Kloos, K.-H. (1976): *Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*, VDI-Berichte Nr. 268, S. 63-76.
- Knysh, V.; Solovei, S.; Motrunich, S.; Nyrkova, L.; Yıldırım, H. Can (2021): Influence of the accelerated corrosion exposure on the fatigue behaviour of welded

joints treated by high frequency mechanical impact. In: *International Journal of Fatigue* 149, S. 106272. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2021.106272.

Knysh, V. V.; Solovei, S. A.; Kir'yan, V. I.; Bulash, V. N. (2018): Increasing the Corrosion Fatigue Resistance of Welded Joints by High-Frequency Mechanical Peening. In: *Strength Mater* 50(3), S. 443–447. DOI: 10.1007/s11223-018-9988-3.

Knysh, V. V.; Solovei, S. A.; Kadyshchev, A. A.; Nyrkova, L. I.; Osadchuk, S. A. (2017): Influence of High-Frequency Peening on the Corrosion Fatigue of Welded Joints. In: *Mater Sci* 53(1), S. 7–13. DOI: 10.1007/s11003-017-0036-4.

Kuhlmann, U.; Breunig, S.; Ummenhofer, T.; Weidner, P. (2018): *Entwicklung einer DAST-Richtlinie für höherfrequente Hämmerverfahren*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, IGF 17886 N, Deutscher Ausschuss für Stahlbau e. V. (DAST).

Kuhlmann, U.; Dürr, A.; Bergmann, J.; Thumser, R. (2006): *Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, AiF-Vorhaben Nr. 13866, P 620, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA).

Kuhlmann, U.; Günther, H.-P. (2009): *Experimentelle Untersuchungen zur ermüdungssteigernden Wirkung des PIT-Verfahrens - Versuchsbericht*, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf.

Kuna, M. (2008): *Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen*. Vieweg+Teubner, Wiesbaden.

Kusch, M.; Matthes, K.-J.; Schneider, W. (2022): *Schweißtechnik - Schweißen von metallischen Konstruktionswerkstoffen*. 7. Auflage, Hanser Verlag, München.

Lachmann, E.; Oberparleiter, W. (1994): Einfluß korrosiver Umgebung auf die Lebensdauer zyklisch beanspruchter Bauteile, Influence of a corrosive environment on the fatigue life of cyclic loaded structures. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 25(1), S. 11–19. DOI: 10.1002/mawe.19940250106.

Läpple, V. (2016): *Einführung in die Festigkeitslehre - Lehr- und Übungsbuch*. 4. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden.

Leeuwen, J. (1981): *Endurance Tests on Plate Steel Specimens*. Fatigue and Corrosion Fatigue, Delft Univeristy of Technology.



- Leitner, M.; Khurshid, M.; Barsoum, Z. (2017): Stability of high frequency mechanical impact (HFMI) post-treatment induced residual stress states under cyclic loading of welded steel joints. In: *Engineering Structures* 143, S. 589–602. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.04.046.
- Leitner, M.; Stoschka, M.; Eichseder, W. (2014): Fatigue enhancement of thin-walled, high-strength steel joints by high-frequency mechanical impact treatment. In: *Welding in the World* 58(1), S. 29–39. DOI: 10.1007/s40194-013-0097-4.
- Löschner, D. (2016): *Einfluss korrosiver Medien auf das Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Schweißverbindungen - Numerische Untersuchung und Beurteilung durch das Kerbspannungskonzept*. Masterthesis, Hochschule München University of Applied Sciences, Labor für Stahl- und Leichtmetallbau.
- Lotsberg, I. (2014): Assessment of the size effect for use in design standards for fatigue analysis. In: *International Journal of Fatigue* 66, S. 86–100. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.03.012.
- Macherauch, E.; Wohlfahrt, H. (1985): Eigenspannungen und Ermüdung. In: M. Dietrich (Hg.): *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*. Oberursel, S. 237–283.
- Maddox, S. J. (2015): *Allowance for bending in fatigue design rules for welded joints*. IIW-Document XIII-2580-15, International Institute of Welding.
- Maddox, S. J.; Andrews, R. M. (1990): Stress intensity factors for weld toe cracks. In: *proceedings of the International Conference on Computer-Aided Assessment and Control of Localized Damage*: Springer Verlag, Berlin.
- Madia, M.; Zerbst, U.; Th. Beier, H.; Schork, B. (2018): The IBESS model – Elements, realisation and validation. In: *Engineering Fracture Mechanics* 198, S. 171–208. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2017.08.033.
- Malavika, V. A.; Asraff, A. K.; Kumar, M.; Sofi, A. (2021): Fracture analysis of plates and shells using FEM and XFEM. In: *Innov. Infrastruct. Solut.* 6(1). DOI: 10.1007/s41062-020-00439-z.
- Mang, F.; Bucak, Ö.; Steidl, G. (1984): *The influence of Residual Stresses on the Fatigue Strength of Hollow Sections' Joints*. IIW-Document XIII-1122-84, International Institute of Welding.

Marquis, G. B.; Barsoum, Z. (2016): *IIW Recommendations for the HFMI Treatment (HFMI) for Improving the Fatigue Strength of Welded Joints*. Springer, Singapore.

Marquis, G. B.; Mikkola, E.; Yildirim, H. Can; Barsoum, Z. (2013): Fatigue strength improvement of steel structures by high-frequency mechanical impact. In: *Welding in the World* 57(6), S. 803–822. DOI: 10.1007/s40194-013-0075-x.

Martínez, J. C.; Vanegas Useche, L. V.; Wahab, M. A. (2017): Numerical prediction of fretting fatigue crack trajectory in a railway axle using XFEM. In: *International Journal of Fatigue* 100, S. 32–49. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2017.03.009.

Mecseri, B. J.; Kövesdi, B. (2020): Discussion on the Hot-Spot and Notch Stress Based Fatigue Assessment Methods Based on Test Results. In: *International Journal of Steel Structures* 20(4), S. 1100–1114. DOI: 10.1007/s13296-020-00345-1.

Medgenberg, J. (2007): *Investigation of Localized Fatigue Properties in Unalloyed Steels by Infrared Thermography*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk.

Melchers, R. E. (1999): Corrosion uncertainty modelling for steel structures. In: *Journal of Constructional Steel Research* 52(1), S. 3–19. DOI: 10.1016/s0143-974x(99)00010-3.

Melchers, R. E. (2014): Long-term immersion corrosion of steels in seawaters with elevated nutrient concentration. In: *Corrosion Science* 81, S. 110–116. DOI: 10.1016/j.corsci.2013.12.009.

Milella, P. P. (2013): *Fatigue and corrosion in metals*. Springer, Milano.

Molski, K. L.; Tarasiuk, P. (2021): Stress Concentration Factors for Welded Plate T-Joints Subjected to Tensile, Bending, and Shearing Loads. In: *Materials (Basel, Switzerland)* 14(3). DOI: 10.3390/ma14030546.

Molski, K. L.; Tarasiuk, P.; Glinka, G. (2020): Stress concentration at cruciform welded joints under axial and bending loading modes. In: *Welding in the World* 64(11), S. 1867–1876. DOI: 10.1007/s40194-020-00966-4.

Momber, A. (2011): Corrosion and corrosion protection of support structures for offshore wind energy devices (OWEA). In: *Materials and Corrosion* 62(5), S. 391–404. DOI: 10.1002/maco.201005691.

- Monahan, C. C. (1995): *Early fatigue crack growth at welds*. Computational Mechanics Publications, Southampton.
- Neuber, H. (1936): Theorie der technischen Formzahl. In: *Forschung im Ingenieurwesen* 7(6), S. 271–274.
- Neuber, H. (1968): Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* 20(7), S. 245–251.
- Neuber, H. (2001): *Kerbspannungslehre - Theorie der Spannungskonzentration*. 4. Auflage, Springer-Verlag, Berlin.
- Neuhäusler, J.; Rother, K. (2022): Determination of notch factors for transverse non-load carrying stiffeners based on numerical analysis and metamodeling. In: *Welding in the World* 66(4), S. 753–766. DOI: 10.1007/s40194-021-01240-x.
- Newman, J. C.; Raju, I. S. (1981a): An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. In: *Engineering Fracture Mechanics* 15(1-2), S. 185–192. DOI: 10.1016/0013-7944(81)90116-8.
- Newman, J. C.; Raju, I. S. (1981b): *Stress-Intensity Factor Equations for Cracks in Three-Dimensional Finite Bodies*. Technical Memorandum 83200, NASA Langley Research Center, Hampton, VA.
- Newman, J. C.; Raju, I. S. (1984): *Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads*. Technical Memorandum 85793, NASA Langley Research Center, Hampton, VA.
- Nitschke-Pagel, T. (1995): *Eigenspannungen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig.
- Niu, X.; Glinka, G. (1987): The weld profile effect on stress intensity factors in weldments. In: *International Journal of Fracture* 35(1), S. 3–20. DOI: 10.1007/BF00034531.
- Nussbaumer, A.; Günther, H.-P. (2012): Stahlbaunormen - Kommentar zu DIN EN 1993-1-9: Ermüdung - Grundlagen und Erläuterungen. In: U. Kuhlmann (Hg.): *Stahlbau-Kalender 2012*. Berlin: Ernst & Sohn Verlag, S. 255–351.
- Oberparleiter, W. (1986): Einfluß von Prüffrequenz und Salzgehalt des Korrosionsmediums auf die Korrosionsermüdung von Stählen bei betriebsähnlichen

Lastabläufen. In: *Werkstoffe und Korrosion* 37(7), S. 391–397. DOI: 10.1002/maco.19860370704.

Oechsner, M.; Berger, C.; Kloos, K.-H. (2020): Werkstoff- und Bauteileigenschaften. In: B. Bender und D. Göhlich (Hg.): *Dubbel Taschenbuch für den Maschinenbau 1: Grundlagen und Tabellen*: Springer Vieweg, Berlin, Heidelberg, S. 475–519.

Okawa, T.; Shimanuki, H.; Funatsu, Y.; Nose, T.; Sumi, Y. (2013): Effect of preload and stress ratio on fatigue strength of welded joints improved by ultrasonic impact treatment. In: *Welding in the World* 57(2), S. 235–241. DOI: 10.1007/s40194-012-0018-y.

Olivier, R.; Köttgen, V.; Seeger, T. (1989): *Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen - Schweißverbindungen I*. Forschungshefte, Heft 143, Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. Frankfurt (Main).

Olivier, R.; Köttgen, V.; Seeger, T. (1994): *Untersuchungen zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen aus Stahl in Regelwerke - Schweißverbindungen II*. Forschungshefte, Heft 180, Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. Frankfurt (Main).

Olivier, R.; Ritter, W. (1980): *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 2: Quersteife*. DVS-Berichte, 56/II, Deutscher Verband für Schweißtechnik e. V., Düsseldorf.

Otegui, J. L.; Burns, D. J.; Kerr, H. W.; Mohaupt, U. H. (1991): Growth and coalescence of fatigue cracks at weld toes in steel. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 48(2), S. 129–165. DOI: 10.1016/0308-0161(91)90019-X.

Ottersböck, M.; Leitner, M.; Stoschka, M. (2015): *Effect of loading type on welded and HFMI-treated T-joints*. IIW-Document XIII-2584-15, International Institute of Welding.

Pang, J. H.L.; Tsang, K. Shun; Hoh, H. Jen (2016): 3D stress intensity factors for weld toe semi-elliptical surface cracks using XFEM. In: *Marine Structures* 48, S. 1–14. DOI: 10.1016/j.marstruc.2016.04.001.

Paris, P.; Erdogan, F. (1963): A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. In: *Journal of Basic Engineering* 85(4), S. 528–533. DOI: 10.1115/1.3656900.

- Pedersen, M. M.; Mouritsen, O.; Hansen, M. R.; Andersen, J. G.; Wenderby, J. (2010): Re-analysis of fatigue data for welded joints using the notch stress approach. In: *International Journal of Fatigue* 32(10), S. 1620–1626. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2010.03.001.
- Peeringa, J. M. (2014): Fatigue loading on a 5MW offshore wind turbine due to the combined action of waves and current. In: *J. Phys.: Conf. Ser.* 524, S. 12093. DOI: 10.1088/1742-6596/524/1/012093.
- Radaj, D. (1985): *Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen - Ermüdungsfestigkeit*, Fachbuchreihe Schweißtechnik, DVS Media GmbH, Düsseldorf.
- Radaj, D. (1990): *Design and analysis of fatigue resistant welded structures*. Abington Publishing, Cambridge.
- Radaj, D. (1996): Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters. In: *International Journal of Fatigue* 18(3), S. 153–170. DOI: 10.1016/0142-1123(95)00117-4.
- Radaj, D.; Sonsino, C. M.; Fricke, W. (2006): *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2nd edition, Woodhead Publishing, Cambridge.
- Radaj, D.; Vormwald, M. (2007): *Ermüdungsfestigkeit - Grundlagen für Ingenieure*. 3. Auflage, Springer-Verlag, Berlin.
- Rennert, R.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Esderts, A.; Luke, M. (2020): *FKM-Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. 7. Ausgabe, Forschungskuratorium Maschinenbau, VDMA Verlag, Frankfurt am Main.
- Revie, R. W.; Uhlig, H. H. (2008): *Corrosion and Corrosion Control*. John Wiley & Sons, Hoboken, NJ.
- Rice, J. R. (1972): Some remarks on elastic crack-tip stress fields. In: *International Journal of Solids and Structures* 8(6), S. 751–758. DOI: 10.1016/0020-7683(72)90040-6.
- Richard, H. Albert; Sander, M. (2012): *Ermüdungsrisse*. Vieweg+Teubner Verlag, Wiesbaden.
- Roach, A. (2014): *Statistik für Ingenieure*. Springer, Berlin, Heidelberg.

Rooke, D. P.; Cartwright, D. J. (1976): *Compendium of stress intensity factors*. HMSO, London.

Roos, E.; Maile, K. (2015): *Werkstoffkunde für Ingenieure*. Springer, Berlin, Heidelberg.

Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M. (2019): *Mechanisches Verhalten der Werkstoffe*. 6. Auflage, Springer Fachmedien, Wiesbaden.

Rossmann, A. (2010): *Probleme der Maschinenelemente erkennen, verhüten und lösen - Band 1, Teil C: Maschinenelemente, Leichtbau, Betriebseinflüsse, Erosion, Korrosion, Versprödung, Reibung, Verschleiß, Metallfeuer, Staubexplosionen, elektrische Effekte, magnetische Effekte*. Turbo Consult, Karlsfeld.

Rudorffer, W.; Wächter, M.; Esderts, A.; Dittmann, F.; Varfolomeev, I. (2022): Fatigue assessment of weld seams considering elastic-plastic material behavior using the local strain approach. In: *Welding in the World* 66(4), S. 721–730. DOI: 10.1007/s40194-021-01242-9.

Sander, M. (2018): *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen - Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage*. 2. Auflage, Springer Vieweg, Berlin.

Sauer, B. (2016): *Konstruktionselemente des Maschinenbaus 1*. Springer, Berlin, Heidelberg.

Schiaretti, M.; Cai, J.; Jiang, X.; Zhang, S.; Schott, D. (2021): A Numerical Investigation of an Abnormal Phenomenon of Stress Intensity Factor (SIF) in a Cracked T-Butt Joint Accounting for Welding Effect. In: *Journal of Marine Science and Application* 20(2), S. 343–353. DOI: 10.1007/s11804-021-00199-x.

Schijve, J. (2009): *Fatigue of structures and materials*. Second edition, Springer, Dordrecht.

Schubnell, J. (2021): *Experimentelle und numerische Untersuchung des Ermüdungsverhaltens von verfestigten Kerben und Schweißverbindungen nach dem Hochfrequenzhämmern*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Institut für Angewandte Materialien – Werkstoffkunde.

Schubnell, J.; Gkatzogiannis, S.; Farajan, M.; Knödel, P.; Luke, M.; Ummenhofer, T. (2020): *Rechnergestütztes Bewertungskonzept zum Nachweis der*

*Lebensdauererlängerung von mit dem Hochfrequenz-Hämmerverfahren (HFMI) behandelten Schweißverbindungen aus hochfesten Stählen.* Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, IGF 19.227 N / DVS 09.080, Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS.

Schuler, V.; Twrdek, J. (2019): *Praxiswissen Schweißtechnik.* Springer Fachmedien, Wiesbaden.

Schulze, G. (2010): *Die Metallurgie des Schweißens - Eisenwerkstoffe - Nichteisenmetallische Werkstoffe.* 4. Auflage, Springer, Berlin, Heidelberg.

Schütz, W. (1965): *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen.* Dissertation, TH München.

Schütz, W. (1997): Steigern Druckeigen- Spannungen die Schwingfestigkeit? In: *Materials Testing* 39(7-8), S. 285–287. DOI: 10.1515/mt-1997-397-804.

Seeger, T. (1996): Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. In: Deutscher Stahlbau-Verband (Hg.): *Stahlbau-Handbuch - Für Studium und Praxis, Band 1 Teil B.* 3. Auflage. Köln: Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, S. 5–123.

Shams-Hakimi, P.; Yildırım, H. Can; Al-Emrani, M. (2017): The thickness effect of welded details improved by high-frequency mechanical impact treatment. In: *International Journal of Fatigue* 99, S. 111–124. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2017.02.023.

Shams-Hakimi, P.; Zamiri, F.; Al-Emrani, M.; Barsoum, Z. (2018): Experimental study of transverse attachment joints with 40 and 60 mm thick main plates, improved by high-frequency mechanical impact treatment (HFMI). In: *Engineering Structures* 155, S. 251–266. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.11.035.

Shen, G.; Plumtree, A.; Glinka, G. (1991): Weight function for the surface point of semi-elliptical surface crack in a finite thickness plate. In: *Engineering Fracture Mechanics* 40(1), S. 167–176. DOI: 10.1016/0013-7944(91)90136-O.

Siebel, E.; Stieler, M. (1955): Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. In: *VDI Zeitschrift* 97(5), S. 121–126.

Smith, M.; Bowley, C.; Williams, L. (2002): In situ protection of splash zones - 30 years on. In: *Corrosion* 41, S. 30–33.

Stacey, A.; Barthelemy, J.-Y.; Leggatt, R.; Ainsworth, R. (2000): Incorporation of residual stresses into the SINTAP defect assessment procedure. In: *Engineering Fracture Mechanics* 67(6), S. 573–611. DOI: 10.1016/S0013-7944(00)00075-8.

Stephens, R.; Fatemi, A.; Stephens, R. R.; Fuchs, H. O. (2000): *Metal fatigue in engineering*. 2nd edition, Wiley, New York, Weinheim.

Suresh, S. (1998): *Fatigue of Materials*. 2nd edition, Cambridge University Press, Cambridge.

Thorpe, T. W.; Scott, P. M.; Rance, A.; Silvester, D. (1983): Corrosion fatigue of BS 4360:50D structural steel in seawater. In: *International Journal of Fatigue* 5(3), S. 123–133. DOI: 10.1016/0142-1123(83)90025-7.

Todoroki, R.; Hanzawa, M.; Ishiguro, T.; Yanagimoto, S. (1978): *Effects of toe profile improvement on corrosion fatigue properties of welded joint*. IIW-Document XIII-875-78, International Institute of Welding.

Tsuji, I. (1990): Estimation of stress concentration factor at weld toe of non-load carrying fillet welded joints. In: *West Jpn SocNaval Arch* 80, S. 241–251.

Ummenhofer, T.; Engelhardt, I.; Knödel, P.; Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Löschner, D. (2018): *Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, IGF 18457 N / DVS 09.069, Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS.

Ummenhofer, T.; Gkatzogiannis, S.; Weidner, P. (2017a): Einfluss der Korrosion auf die Ermüdungsfestigkeit von Konstruktionen des Stahlwasserbaus. In: *Tagungsband BAW Kolloquium - Korrosionsschutz und Tragfähigkeit bestehender Stahlwasserbauverschlüsse*. Karlsruhe, S. 80–86.

Ummenhofer, T.; Telljohann, G.; Dannemeyer, S.; Weich, I.; Strohbach, H.; Eslami, H.; Kern, A.-K.; Pinkernell, D. et al. (2011): *REFRESH - Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, P 702, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA), Düsseldorf.

Ummenhofer, T.; Weidner, P.; Kuhlmann, U.; Kudla, K.; Breunig, S. (2017b): *Entwicklung eines einfachen Qualitätssicherungstests für die Anwendung höherfrequenter*



*Hämmerverfahren*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, P 872, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA).

Ushirokawa, O.; Nakayama, E. (1983): Stress concentration factor at welded joints. In: *Ishikawajima Harima Eng. Rev.*(23), S. 351–355.

Vosikovskiy, O. (1975): Fatigue-Crack Growth in an X-65 Line-Pipe Steel at Low Cyclic Frequencies in Aqueous Environments. In: *Journal of Engineering Materials and Technology* 97(4), S. 298–304. DOI: 10.1115/1.3443302.

Walbridge, S.; Nussbaumer, A. (2006): *Probabilistic fatigue analysis of a post-weld treated tubular bridge*. Infoscience, École Polytechnique Fédérale de Lausanne.

Wang, X.; Lambert, S. B. (1995): Stress intensity factors for low aspect ratio semi-elliptical surface cracks in finite-thickness plates subjected to nonuniform stresses. In: *Engineering Fracture Mechanics* 51(4), S. 517–532. DOI: 10.1016/0013-7944(94)00311-5.

Weich, I. (2009): *Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands*. Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk.

Weidner, P. (2020): *Zum Ermüdungsverhalten einseitig geschweißter Stumpfstöße von Kreishohlprofilen*. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine.

Weinert, J.; Gkatzogiannis, S.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021a): Application of high frequency mechanical impact treatment to improve the fatigue strength of corroding welded joints. In: *Welding in the World* 65(11), S. 2157–2167. DOI: 10.1007/s40194-021-01171-7.

Weinert, J.; Gkatzogiannis, S.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021b): Investigation of corrosive influence on the fatigue behaviour of HFMI-treated and as-welded transverse non-load-carrying attachments made of mild steel S355. In: *International Journal of Fatigue* 151, S. 106225. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2021.106225.

Wöhler, A. (1863): Über die Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt a.d.O. angestellt sind. In: *Z. f. Bauwesen* 13, S. 233–258.

Wöhler, A. (1866): Resultate der in der Zentralwerkstatt der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt a.d.O. angestellten Versuche über die relative Festigkeit von Eisen, Stahl und Kupfer. In: *Z. f. Bauwesen* 16, S. 67–84.

Wöhler, A. (1870): Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl. In: *Z. f. Bauwesen* 20, S. 73–106.

Yagi, J.; Machida, S.; Tomita, Y.; Matoba, M.; Soya, I. (1991): Influencing Factors on Thickness Effect of Fatigue Strength in As-welded Joints for Steel Structure. In: *J. SNAJ, Nihon zousen gakkai ronbunshu* 1991(169), S. 289–299. DOI: 10.2534/jjasnaoe1968.1991.289.

Yekta, R. T. (2012): *Acceptance criteria for Ultrasonic Impact Treatment of Highway Steel Bridges*. Masterthesis, University of Waterloo.

Yekta, R. T.; Ghahremani, K.; Walbridge, S. (2013): Effect of quality control parameter variations on the fatigue performance of ultrasonic impact treated welds. In: *International Journal of Fatigue* 55, S. 245–256. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2013.06.023.

Yildirim, H. Can; Marquis, G. B. (2012a): Fatigue strength improvement factors for high strength steel welded joints treated by high frequency mechanical impact. In: *International Journal of Fatigue* 44, S. 168–176. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.05.002.

Yildirim, H. Can; Marquis, G. B. (2012b): Overview of Fatigue Data for High Frequency Mechanical Impact Treated Welded Joints. In: *Welding in the World* 56(7-8), S. 82–96. DOI: 10.1007/BF03321368.

Yildirim, H. Can; Marquis, G. B. (2013): A round robin study of high-frequency mechanical impact (HFMI)-treated welded joints subjected to variable amplitude loading. In: *Welding in the World*. DOI: 10.1007/s40194-013-0045-3.

Yildirim, H. Can; Marquis, G. B.; Barsoum, Z. (2013): Fatigue assessment of high frequency mechanical impact (HFMI)-improved fillet welds by local approaches. In: *International Journal of Fatigue* 52, S. 57–67. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2013.02.014.

Yuan, K. L.; Sumi, Y. (2015): Modelling of ultrasonic impact treatment (UIT) of welded joints and its effect on fatigue strength. In: *Frattura ed Integrità Strutturale*(34). DOI: 10.3221/IGF-ESIS.34.53.

Yuasa, M.; Watanabe, T. (1994): Fatigue Strength of Corroded Weld Joints. In: *J. SNAJ, Nihon zousen gakkai ronbunshu* 1994(176), S. 481–490. DOI: 10.2534/jjasnaoe1968.1994.176\_481.

Zerbst, U. (2015): *Analytische bruchmechanische Ermittlung der Schwingfestigkeit*. Abschlussbericht zum Forschungsprojekt, IGF 17518 N/1, BAM - Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin.

Zerbst, U.; Madia, M. (2022): *Bruchmechanische Bauteilbewertung*. Springer Fachmedien, Wiesbaden.

Zerbst, U.; Madia, M.; Schork, B.; Hensel, J.; Kucharczyk, P.; Ngoula, D.; Tchuindjang, D.; Bernhard, J.; Beckmann, C. (2019): *Fatigue and Fracture of Weldments - The IBESS Approach for the Determination of the Fatigue Life and Strength of Weldments by Fracture Mechanics Analysis*. Springer International Publishing, Cham.

## Normen und Richtlinien

DIN EN 1090-2, 2024-09: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken.

DVS-Merkblatt 2401, 2004-08: Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen.

DNVGL-RP-0416, March 2016: Corrosion Protection for Wind Turbines.

DIN 4768, 1990-05: Ermittlung der Rauheitskenngrößen  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{max}$  mit elektrischen Tastschnittgeräten; Begriffe, Meßbedingungen.

DASt-Richtlinie 026, 2019: Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren.

DIN EN 1993-1-9, 2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung.

DIN EN 1993-1-9, 2023-03: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung (Entwurf).

DIN EN 1993-2, 2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 2: Stahlbrücken.

DIN EN 1990, 2010-12: Eurocode: Grundlage der Tragwerksplanung.

DNVGL-RP-C203, 2016-04: Fatigue design of offshore steel structures.

DIN EN ISO 3274, 1998-04: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Nenneigenschaften von Tastschnittgeräten.

DIN EN ISO 4287, 2010-07: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4287:1997 + Cor 1:1998 + Cor 2:2005 + Amd 1:2009).

DIN EN ISO 4288, 1998-04: Geometrische Produktspezifikation (GPS) - Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren - Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit (ISO 4288:1996).

BS 7608, 2014: Guide to Fatigue Design and Assessment of Steel Products.

BS 7910, 2013: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures.

DVS-Merkblatt 0905, 2021-05: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen.

DIN EN ISO 8044, 2020-08: Korrosion von Metallen und Legierungen – Grundbegriffe (ISO 8044:2020).

DIN EN ISO 9227, 2017-07: Korrosionsprüfungen in künstlichen Atmosphären - Salzsprühnebelprüfungen (ISO 9227:2017).

DIN EN 10204, 2005-01: Metallische Erzeugnisse - Arten von Prüfbescheinigungen.

DNVGL-RP-C210, November 2015: Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures.

DIN EN ISO 5817, 2023-07: Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:2023).

DIN EN ISO 6520-1, 2007-11: Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen.

DIN EN ISO 4063, 2011-03: Schweißen und verwandte Prozesse - Liste der Prozesse und Ordnungsnummern.

DIN EN ISO 14341, 2011: Schweißzusätze - Drahtelektroden und Schweißgut zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen - Einteilung.

ASTM G31-21, 2021: Standard Guide for Laboratory Immersion Corrosion Testing of Metals.

ASTM G85-19, 2019: Standard Practice for Modified Salt Spray (Fog) Testing.

ASTM D1141-98, 2013: Standard Practise for the Preparation of Substitute Ocean Water.

ASME B46.1, 2019: Surface Texture (Surface Roughness, Waviness, and Lay).

ASTM E647-23, 2023: Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates.

DIN EN 10025-2, 2005-04: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle.



# Veröffentlichungen und Abschlussarbeiten mit Bezug zu dieser Arbeit

Nachfolgende Veröffentlichungen und Abschlussarbeiten sind im Rahmen dieser Dissertation entstanden und haben zu deren Erarbeitung beigetragen.

## Qualitätsgesicherte Veröffentlichungen (peer reviewed)

Weinert, J.; Gkatzogiannis, S.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021): Application of high frequency mechanical impact treatment to improve the fatigue strength of corroding welded joints. In: *Weld World* 65(11), S. 2157–2167. DOI: 10.1007/s40194-021-01171-7.

Weinert, J.; Gkatzogiannis, S.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021b): Investigation of corrosive influence on the fatigue behaviour of HFMI-treated and as-welded transverse non-load-carrying attachments made of mild steel S355. In: *International Journal of Fatigue* 151, S. 106225. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2021.106225.

Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2021): Corrosion fatigue behaviour of HFMI-treated butt welds. In: *International Journal of Fatigue* 145, S. 106079. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2020.106079.

Weinert, J., Gkatzogiannis, S., Engelhardt, I., Knoedel, P., Ummenhofer, T. (2019): Increasing the fatigue strengths of welded structural details in corrosive environments by applying high frequency mechanical impact treatment. In: *Welding and Cutting* 18(6), S. 458-464.

Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Engelhardt, I.; Knoedel, P.; Ummenhofer, T. (2019): Correlation of laboratory and real marine corrosion for the investigation of corrosion fatigue behaviour of steel components. In: *International Journal of Fatigue* 126, S. 90–102. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2019.04.041.

## Zeitschriften

Weinert, J.; Gkatzogiannis, S.; Engelhardt, I.; Knödel, P.; Ummenhofer, T. (2018): Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails in korrosiver Umgebung durch Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren. In: *Schweißen und Schneiden* 70(11), S. 782–789.

## Konferenzbeiträge

Weinert, J., Engelhardt, P., Ummenhofer, T. (2022): Erweiterung der versuchsbaasierten Bewertung HFH-behandelter Schweißdetails unter Korrosionseinfluss. *Münchener Stahlbautage*, 5. - 6. Mai 2022, München.

Weinert, J., Gkatzogiannis, S., Engelhardt, I., Knoedel, P., Ummenhofer, T. (2019): Application of high frequency mechanical impact treatment to improve the fatigue strength of welded joints in corrosive environment. IIW Document XIII-2781-19. *72nd IIW Annual Assembly and International Conference*, 7. - 12. Juli 2019, Bratislava, Slowakei.

Weinert, J., Gkatzogiannis, S., Engelhardt, I., Knödel, P., Ummenhofer, T. (2019): Potential der Schweißnahtnachbehandlung mithilfe von höherfrequenten Hämmerverfahren für den Einsatz an Offshore-Gründungsstrukturen. *19. Tagung Schweißen in der maritimen Technik und im Ingenieurbau*, 24. - 25. April 2019, Hamburg, S. 92-105.

Weinert, J., Engelhardt, I., Ummenhofer, T. (2018): Korrosionsermüdung HFH-behandelter Schweißnähte. Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DAST), *110 Jahre DAST und 21. DAST-Forschungskolloquium*, 6. - 7. März 2018, Kaiserslautern, S. 46-51.

Gkatzogiannis, S., Weinert, J., Engelhardt, I., Knoedel, P., Ummenhofer, T. (2017): Corrosion fatigue behaviour of HFMI-treated welded joints of steel S355: Correlation of testing methods. *EUROMAT 2017, European Congress and Exhibition on Advanced Materials and Processes*, 17. - 22. September 2017, Thessaloniki, Greece.



Weinert, J., Gkatzogiannis, S., Engelhardt, I., Knödel, P., Ummenhofer, T. (2017): Untersuchung des Korrosionseinflusses auf das Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Schweißnähte. *Münchener Stahlbautage*, 9. - 10. November 2017, München.

Loeschner, D., Weinert, J., Gkatzogiannis, S., Engelhardt, I., Knoedel, P., Ummenhofer, T. (2017): Influence of seawater corrosion on the fatigue strength of High frequency Hammerpeened (HFMI-treated) welded joints. *EUROCORR 2017, European Corrosion Congress*, 4. - 8. September 2017, Prag, Czech Republic.

## Forschungsbericht

Ummenhofer, T.; Engelhardt, I.; Knödel, P.; Gkatzogiannis, S.; Weinert, J.; Löschner, D. (2018): *Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Offshore-Windenergieanlagen durch Schweißnahtnachbehandlung unter Berücksichtigung des Korrosionseinflusses*. Abschlussbericht zum Forschungsvorhaben IGF 18457 N / DVS 09.069, Forschungsvereinigung Schweißen und verwandte Verfahren e. V. des DVS.

## Betreute Abschlussarbeiten

Müller, F. (2018): Untersuchungen zum Rissverhalten von HFH-nachbehandelten Schweißnähten unter Korrosionsermüdung - Analytische Berechnung und Bewertung mithilfe des Rissfortschrittskonzeptes. Masterthesis, Hochschule München University of Applied Sciences, Labor für Stahl- und Leichtmetallbau.

Löschner, D. (2016): Einfluss korrosiver Medien auf das Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Schweißverbindungen - Numerische Untersuchung und Beurteilung durch das Kerbspannungskonzept. Masterthesis, Hochschule München University of Applied Sciences, Labor für Stahl- und Leichtmetallbau.

## Online-Profil des Autors

Researchgate: [https://www.researchgate.net/profile/Joscha\\_Weinert](https://www.researchgate.net/profile/Joscha_Weinert)

ORCID: 0000-0001-9669-8578



# Anhang

## A Ergebnisse der durchgeführten Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche

Für die in Tabelle A.1 aufgeführten Serien sind die experimentell ermittelten Ergebnisse in den Tabellen A.2 bis A.8 enthalten.

Tabelle A.1: Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuche am geschweißten Konstruktionsdetail Quersteife; Werkstoff S355J2+N;  $t = 25 \text{ mm}$ ;  $R = 0,1$ ;  $f_{\text{KMW}} = 1 \text{ Hz}$

<b>Nomenklatur der Serien</b>	<b>Behandlungszustand</b>	<b>Vorkorrosionsmethode</b>	<b>Prüfung</b>	<b>Belastungsart</b>	<b>Versuchszahl</b>
AW SSN B	AW	SSN	Luft	Biegung	9
AW KMW B	AW	KMW	KMW	Biegung	9
HFH unkor B	HFH	-	Luft	Biegung	7
HFH SSN Ax	HFH	SSN	Luft	Axialer Zug	14
HFH SSN B	HFH	SSN	Luft	Biegung	11
HFH KMW B	HFH	KMW	KMW	Biegung	17
HFH SSN KMW B	HFH	SSN	KMW	Biegung	10

Tabelle A.2: Ergebnisse der Serie AW SSN B

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Bemerkung</b>
1	232	201.438	Nahtübergang	-
2	195	299.925	Nahtübergang	-
3	195	247.216	Nahtübergang	-
4	150	580.919	Nahtübergang	-
5	232	154.319	Nahtübergang	Rastlinienversuch
6	106	2.811.713	Nahtübergang	-
7	106	3.847.218	Nahtübergang	-
8	150	856.965	Nahtübergang	Rastlinienversuch
9	250	177.773	Nahtübergang	Rastlinienversuch

Tabelle A.3: Ergebnisse der Serie AW KMW B, Daten aus dem Forschungsvorhaben (Ummenhofer et al., 2018)

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Bemerkung</b>
100	195	134.198	Nahtübergang	-
2	251	56.304	Nahtübergang	-
3	171	270.295	Nahtübergang	-
4	251	57.757	Nahtübergang	-
5	167	193.989	Nahtübergang	-
6	150	273.518	Nahtübergang	-
7	195	156.266	Nahtübergang	-
8	90	2.567.702	Nahtübergang	-
9	90	2.897.494	Nahtübergang	-

Tabelle A.4: Ergebnisse der Serie HFH unkor B

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Behandlungs- verfahren</b>	<b>Bemerkung</b>
1	310	736.675	Nahtübergang	PIT	Rastlinienversuch
2	285	1.075.733	Nahtübergang	PIT	-
3	300	847.532	Nahtübergang	PIT	-
4.1	251	7.006.635	Durchläufer	PIT	-
4.2	270	4.955.000	Durchläufer	PIT	-
4.3	300	917.300	Nahtübergang	PIT	Hochgesetzt
5	251	333.236	Nahtübergang	HiFIT	-
6	285	224.562	Nahtübergang	HiFIT	-
7	230	604.963	Nahtübergang	HiFIT	Rastlinienversuch

Tabelle A.5: Ergebnisse der Serie HFH SSN Ax, Daten aus dem Forschungsvorhaben (Ummenhofer et al., 2018)

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Behandlungs- verfahren</b>	<b>Bemerkung</b>
1	320	55.562	Nahtübergang	HiFIT	-
2	280	136.133	Nahtübergang	HiFIT	-
3	300	150.881	Nahtübergang	HiFIT	-
4	260	246.210	Nahtübergang	HiFIT	-
5	240	248.896	Nahtübergang	HiFIT	-
6	220	739.238	Nahtübergang	PIT	-
7	200	5.921.627	Durchläufer	PIT	-
8	200	1.399.699	Nahtübergang	PIT	-
9	220	699.238	Nahtübergang	PIT	-
10	200	2.049.218	Nahtübergang	PIT	-
11	220	4.790.859	Grundwerkstoff	HiFIT	-
12	200	2.914.273	Nahtübergang	HiFIT	-
13	320	76.540	Nahtübergang	PIT	-
14	300	108.947	Nahtübergang	PIT	-

Tabelle A.6: Ergebnisse der Serie HFH SSN B, Daten aus dem Forschungsvorhaben (Ummenhofer et al., 2018)

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Behandlungs- verfahren</b>	<b>Bemerkung</b>
1	250	276.733	Nahtübergang	HiFIT	-
2	220	288.134	Nahtübergang	HiFIT	-
3	210	1.467.490	Nahtübergang	HiFIT	-
4	210	314.513	Nahtübergang	PIT	-
5	250	5.000.000	Durchläufer	PIT	-
5.1	330	447.360	Nahtübergang	PIT	Hochgesetzt, Rastlinienversuch
6	300	1.444.986	Nahtübergang	PIT	-
7	220	6.404.800	Nahtübergang	PIT	-
8	280	531.600	Nahtübergang	PIT	-
9	320	417.800	Nahtübergang	HiFIT	-
10	180	15.000.000	Durchläufer	HiFIT	-
11	300	234.731	Nahtübergang	HiFIT	Rastlinienversuch

Tabelle A.7: Ergebnisse der Serie HFH KMW B, Daten primär aus dem Forschungsvorhaben (Ummenhofer et al., 2018)

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_n</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Behandlungs- verfahren</b>	<b>Bemerkung</b>
1	300	69.649	Nahtübergang	HiFIT	-
2	251	156.511	Nahtübergang	HiFIT	-
3	230	272.155	Nahtübergang	HiFIT	-
4	171	1.218.220	Nahtübergang	HiFIT	-
5	251	165.831	Nahtübergang	HiFIT	-
6	149	2.408.740	Nahtübergang	HiFIT	-
7	232	217.885	Nahtübergang	HiFIT	Rastlinienversuch
8	195	1.260.654	Nahtübergang	PIT	-
9	195	2.178.377	Grundwerkstoff	PIT	-
10	171	3.153.469	Nahtübergang	PIT	-
11	300	272.420	Nahtübergang	PIT	-
12	251	897.121	Grundwerkstoff	PIT	-
13	251	691.705	Nahtübergang	PIT	-
14	300	454.831	Nahtübergang	PIT	Rastlinienversuch
15*	171	3.936.348	Nahtübergang	PIT	-
16*	150	4.945.898	Grundwerkstoff	PIT	-
17*	230	215.838	Nahtübergang	HiFIT	Rastlinienversuch

\* Ergebnisse aus Ergänzungsversuchen im Anschluss an das Forschungsvorhaben

Tabelle A.8: Serie HFH SSN KMW B

<b>Pk</b>	<b><math>\Delta\sigma_a</math></b> [MPa]	<b><math>N_f</math></b> [-]	<b>Rissausgang</b>	<b>Behandlungs- verfahren</b>	<b>Bemerkung</b>
1	171	879.488	Nahtübergang	HiFIT	-
2	195	499.687	Nahtübergang	HiFIT	-
3	150	2.031.987	Nahtübergang	HiFIT	-
4	300	115.308	Nahtübergang	HiFIT	-
5	230	291.050	Nahtübergang	HiFIT	Rastlinienversuch
6	171	1.693.439	Grundwerkstoff	PIT	-
7	300	294.841	Nahtübergang	PIT	-
8	150	3.223.257	Grundwerkstoff	PIT	-
9	195	1.103.218	Grundwerkstoff	PIT	-
10	230	868.974	Grundwerkstoff	PIT	-



## B Recherchierte Ermüdungsversuchsserien

Diese Arbeit umfasst die Auswertung von Literaturergebnissen zu Ermüdungs- und Korrosionsermüdungsversuchen an unbehandelten und HFH-behandelten Probekörpern des Konstruktionsdetails Quersteife. Es wurden sowohl Versuchsserien betrachtet, deren Probekörper unter axialer Zugbelastung geprüft wurden, als auch Probekörper, die durch Vierpunktbiegung belastet wurden. Die Zusammenstellung der Serien basiert dabei auf folgenden Veröffentlichungen:

- (Olivier und Ritter, 1980)
- (HSE, 1994)
- (Pedersen et al., 2010)
- (Yildirim und Marquis, 2012b)
- (Maddox, 2015)
- (Shams-Hakimi et al., 2017)
- (Kuhlmann et al., 2018)
- (Feldmann et al., 2019)

Zur Verbesserung der Übersichtlichkeit wird jeder Quelle, aus der die Versuchsergebnisse hervorgehen, eine spezifische ID zugeordnet (s. Tabelle B.1).

Tabelle B.1: ID-Zuordnung gemäß der jeweiligen Quelle, aus der die Versuchsergebnisse hervorgehen

ID	Quelle
Deg12	(Deguchi et al., 2012)
Fer89	(Ferreira und Branco, 1989)
G91	(Gurney, 1991)
G97	(Gurney, 1997)
GS04	(Galtier und Statnikov, 2004)
Han09	(Han et al., 2009)
Iwa16	(Iwata et al., 2016)
KG09	(Kuhlmann und Günther, 2009)
Kny18	(Knysh et al., 2018)

Tabelle B.1 (Fortsetzung)

ID	Quelle
Kny21	(Knysh et al., 2021)
KS89	(Klippstein und Schilling, 1989)
Kuhl06	(Kuhlmann et al., 2006)
Kuhl18	(Kuhlmann et al., 2018)
Lee81	(Leeuwen, 1981)
Lei14	(Leitner et al., 2014)
Schu20	(Schubnell et al., 2020)
MK20	(Mecséri und Kövesdi, 2020)
Oka13	(Okawa et al., 2013)
Ott15	(Ottersböck et al., 2015)
Sha18	(Shams-Hakimi et al., 2018)
Tod78	(Todoroki et al., 1978)
Yag91	(Yagi et al., 1991)
Yek12	(Yekta, 2012)
YW94	(Yuasa und Watanabe, 1994)

Die betreffenden Versuchsserien und deren Versuchs- sowie Geometrieparameter sind in den Tabelle B.2 bis Tabelle B.5 aufgeführt. Anhand der nachfolgend aufgelisteten Zusatzangaben werden diverse Spezifikationen hinsichtlich der Serien angegeben:

- A: Versuchsergebnisse grafisch aus Wöhlerdiagramm extrahiert
- B: Nennstreckgrenze gemäß Angabe der Stahlgüte
- C1: Geometrieparameter L gemäß Abbildung (Messung)
- C2: Geometrieparameter L gemäß statistischen Messdaten (Mittelwert)
- D: Fast ausschließlich Grundwerkstoffrisse, unabhängig von Durchläufern
- E: Zyklisch wechselnde Atmosphäre mit 6 h in KMW und 6 h an Luft

Tabelle B.2: Versuche an unbehandelten Probekörpern unter axialer Zugbelastung ( $0 \leq R \leq 0,1$ )

ID	Werkstoff	$f_y$ [MPa]	Vorkorrosion / Prüfunggebung	Steifen- anordnung	L [mm]	t [mm]	Zusatz- angabe
Deg12	KA36	355	- / Luft	beidseitig	32	16	A
Fer89	50E	413	- / Luft	beidseitig	12	6	A
Fer89	50E	381	- / Luft	beidseitig	40	20	A
G91	50D	317	- / Luft	beidseitig	13	13	
G91	50B	362	- / Luft	beidseitig	13	25	
G91	50D	290	- / Luft	beidseitig	13	100	
G91	50D	313	- / Luft	beidseitig	26	13	
G91	50D	323	- / Luft	beidseitig	29	38	
G91	50D	400	- / Luft	beidseitig	50	25	
G97	-	412	- / Luft	beidseitig	13	6	
Han09	SM490B	352	- / Luft	beidseitig	44	16	A
Iwa16	SM490A	374	- / Luft	beidseitig	26	10	C2
Iwa16	SM490A	317	- / Luft	beidseitig	47	22	C2
KG09	S355J2	441	- / Luft	beidseitig	26	12	
Kny18	10KhSND	390	- / Luft	beidseitig	30	12	A
Kny18	10KhSND	390	- / 3% NaCl (f = 5 Hz)	beidseitig	30	12	A
Kny18	15KhSND	400	- / 3% NaCl (f = 5 Hz)	beidseitig	30	12	A
Kny21	15KhSND	400	- / Luft	beidseitig	30	12	A
Kny21	15KhSND	400	SSN (50 d) / Luft	beidseitig	30	12	A
KS89	ASTM A572 Grade 50	345	- / Luft	beidseitig	27	9,5	
Kuhl06	S355J2	398	- / Luft	beidseitig	23	12	
Kuhl06	S460ML	504	- / Luft	beidseitig	23	12	
Kuhl18	S355J2+N	447	- / Luft	beidseitig	26	12	
Schu20	S355J2+N	420	- / Luft	beidseitig	21	10	C1
MK20	S235	235	- / Luft	beidseitig	21	10	
MK20	S420	420	- / Luft	beidseitig	29	10	
Oka13	AH36	392	- / Luft	beidseitig	26	20	
Ott15	S355	355	- / Luft	einseitig	17	5	A, B, C1
Tod78	SM41B	300	- / Luft	beidseitig	40	14	C1
Tod78	SM41B	300	- / KMW (f = 0,17 Hz)	beidseitig	40	14	C1
Yag91	EH36	402-455	- / Luft	beidseitig	13	10	A
Yag91	EH36	402-455	- / Luft	beidseitig	28	10	A
Yag91	EH36	421-466	- / Luft	beidseitig	28	22	A
Yag91	EH36	392-471	- / Luft	beidseitig	28	40	A
Yag91	EH36	403-449	- / Luft	beidseitig	28	80	A

Tabelle B.2 (Fortsetzung)

ID	Werkstoff	$f_y$ [MPa]	Vorkorrosion / Prüfunggebung	Steifen- anordnung	L [mm]	t [mm]	Zusatz- angabe
Yek12	350W	350	- / Luft	beidseitig	22	9,5	
YW94	AH36	401	- / Luft	beidseitig	43	20	
YW94	AH36	401	KMW (3 M) / Luft	beidseitig	43	20	E
YW94	AH36	401	KMW (6 M) / Luft	beidseitig	43	20	E

Tabelle B.3: Versuche an HFH-behandelten Probekörpern unter axialer Zugbelastung ( $0 \leq R \leq 0,1$ )

ID	Werkstoff	$f_y$ [MPa]	Vorkorrosion / Prüfunggebung	Steifen- anordnung	L [mm]	t [mm]	Zusatz- angabe
Deg12	KA36	355	- / Luft	beidseitig	32	16	A
Han09	SM490B	352	- / Luft	beidseitig	44	16	A
Iwa16	SM490A	374	- / Luft	beidseitig	27	10	C2
Iwa16	SM490A	317	- / Luft	beidseitig	48	22	C2
KG09	S355J2	441	- / Luft	beidseitig	26	12	
Kny18	10KhSND	390	- / Luft	beidseitig	30	12	A, D
Kny18	10KhSND	390	- / 3% NaCl (f = 5 Hz)	beidseitig	30	12	A, D
Kny18	15KhSND	400	- / 3% NaCl (f = 5 Hz)	beidseitig	30	12	A, D
Kny21	15KhSND	400	- / Luft	beidseitig	30	12	A, D
Kny21	15KhSND	400	SSN (50 d) / Luft	beidseitig	30	12	A, D
Kuhl06	S355J2	398	- / Luft	beidseitig	23	12	
Kuhl06	S355J2	398	- / Luft	beidseitig	23	12	
Kuhl18	S355J2+N	447	- / Luft	beidseitig	26	12	
Lei14	S355	355	- / Luft	einseitig	17	5	B, C1
Schu20	S355J2+N	420	- / Luft	beidseitig	21	10	C1
Oka13	AH36	392	- / Luft	beidseitig	26	20	
Yek12	350W	350	- / Luft	beidseitig	22	9,5	A

Tabelle B.4: Versuche an unbehandelten Probekörpern unter Biegebelastung ( $0 \leq R \leq 0,1$ )

<b>ID</b>	<b>Werkstoff</b>	<b><math>f_y</math></b> [MPa]	<b>Vorkorrosion / Prüfumgebung</b>	<b>Steifen- anordnung</b>	<b>L</b> [mm]	<b>t</b> [mm]	<b>Zusatz- angabe</b>
G91	50D	400	- / Luft	einseitig	13	25	
G91	50D	327	- / Luft	einseitig	13	50	
G91	50D	290	- / Luft	einseitig	13	100	
G91	50D	290	- / Luft	einseitig	29	100	
G97	-	412	- / Luft	einseitig	13	6	
GS04	S355	355	- / Luft	einseitig	19	6	B, C1
Lee81	FeE 355	355	- / Luft	einseitig	48	40	B
Lee81	FeE 355	355	- / KMW ( $f = 0,20$ Hz)	einseitig	48	40	B
Ott15	S355	355	- / Luft	einseitig	17	5	A, B, C1
Sha18	S460M	562	- / Luft	einseitig	35	38	C2
Sha18	S500G2M	471	- / Luft	einseitig	34	60	C2

Tabelle B.5: Versuche an HFH-behandelten Probekörpern unter Biegebelastung ( $0 \leq R \leq 0,1$ )

<b>ID</b>	<b>Werkstoff</b>	<b><math>f_y</math></b> [MPa]	<b>Vorkorrosion / Prüfumgebung</b>	<b>Steifen- anordnung</b>	<b>L</b> [mm]	<b>t</b> [mm]	<b>Zusatz- angabe</b>
GS04	S355	355	- / Luft	einseitig	19	6	A, B, C1
Ott15	S355	355	- / Luft	einseitig	17	5	A, B, C1
Sha18	S355K2+N	361	- / Luft	einseitig	30	60	C2
Sha18	S355K2+N	382	- / Luft	einseitig	32	40	C2



## C Analytische Berechnung von Kerbformzahlen

In dieser Arbeit werden elastische Kerbformzahlen am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails Quersteife mithilfe von analytischen Lösungen ermittelt, um numerische Ergebnisse zu verifizieren. Diese werden nachfolgend dargestellt. Die Variablen werden modifiziert, um den Definitionen dieser Arbeit zu entsprechen.

### C.1 Quersteife mit symmetrischer Steifenanordnung

Analytische Lösungen nach (Molski et al., 2020) für  $\theta = 45^\circ$

**Gültigkeitsbereich:**

$$0 < \rho/a \leq 1,3; 0 < a/t \leq 1,3; 1 < t'/a \leq 4$$

**Normalisierende Parameter:**

$$X = \rho/(\rho + a); Y = a/(a + t); Z = t'/a$$

**Zugbeanspruchung:**

$$K_{t,Ax} = X^{-0,3264} (A_{0t} + A_{1t}X + A_{2t}X^2 + A_{3t}X^3 + A_{4t}X^4) \kappa_t$$

$$A_{0t} = 1,495 + 0,116Y + 1,690Y^2 - 12,878Y^3 + 12,853Y^4$$

$$A_{1t} = -0,405 + 0,553Y - 4,856Y^2 + 12,410Y^3 - 9,082Y^4$$

$$A_{2t} = 0,505 - 0,881Y - 0,405Y^2 + 3,533Y^3 - 2,689Y^4$$

$$A_{3t} = -0,826 + 1,654Y + 5,274Y^2 - 35,138Y^3 + 41,767Y^4$$

$$A_{4t} = 0,374 + 0,061Y - 20,664Y^2 + 79,757Y^3 - 76,234Y^4$$

$$\kappa_t = 1 + (\sqrt{Z} - 1)[1 - (0,538 + 8,659Y^2)X] \cdot \text{Exp} [-(3,654Y)^{2,7} - 1,453]$$

**Biegebeanspruchung:**

$$K_{t,B} = X^{-0,3264}(A_{0b} + A_{1b}X + A_{2b}X^2 + A_{3b}X^3 + A_{4b}X^4)\kappa_b$$

$$A_{0b} = 1,491 + 1,137Y - 14,897Y^2 + 30,960Y^3 - 21,195Y^4$$

$$A_{1b} = -0,379 - 0,831Y + 5,195Y^2 - 7,152Y^3 + 3,924Y^4$$

$$A_{2b} = 0,440 - 1,322Y + 2,031Y^2 + 4,111Y^3 - 1,144Y^4$$

$$A_{3b} = -0,792 + 2,683Y - 12,341Y^2 + 41,76Y^3 - 55,767Y^4$$

$$A_{4b} = 0,533 - 3,688Y + 25,247Y^2 - 74,895Y^3 + 75,845Y^4$$

$$\kappa_b = 1 + (\sqrt{Z} - 1)[1 - (0,600 + 20,148Y^2)X] \cdot \text{Exp} [-(6,899Y)^{2,0} - 1,492]$$

**C.2 Quersteife mit asymmetrischer Steifenanordnung**

Analytische Lösungen nach (Molski und Tarasiuk, 2021) für  $\theta = 45^\circ$

**Gültigkeitsbereich:**

$$0 < \rho/a \leq 1,3; 0 < a/t \leq 1,3; 1 < t'/a \leq 4$$

**Normalisierende Parameter:**

$$X = \rho/(\rho + a); Y = a/(a + t); Z = t'/a$$

**Zugbeanspruchung:**

$$K_{t,Ax} = X^{-0,3264}(A_{0t} + A_{1t}X + A_{2t}X^2 + A_{3t}X^3 + A_{4t}X^4)\kappa_t$$

$$A_{0t} = 1,490 + 0,523Y - 8,946Y^2 + 14,813Y^3 - 7,663Y^4$$

$$A_{1t} = -0,352 - 0,177Y + 0,872Y^2 + 5,466Y^3 - 5,868Y^4$$

$$A_{2t} = 0,167 + 1,0580Y - 4,115Y^2 + 13,152Y^3 - 17,032Y^4$$

$$A_{3t} = -0,115 - 3,167Y + 10,737Y^2 - 26,319Y^3 + 27,302Y^4$$

$$A_{4t} = -0,018 + 1,742Y - 5,021Y^2 + 14,844Y^3 - 16,359Y^4$$

$$\kappa_t = 1 + (\sqrt{Z} - 1)[1 - (0,568 + 16,296Y^2)X] \cdot \text{Exp} [-(6,044Y)^{2,4} - 1,554]$$



**Biegebeanspruchung:**

$$K_{t,B} = X^{-0,3264}(A_{0b} + A_{1b}X + A_{2b}X^2 + A_{3b}X^3 + A_{4b}X^4)\kappa_b$$

$$A_{0b} = 1,487 + 1,154Y - 7,529Y^2 + 6,724Y^3 - 0,075Y^4$$

$$A_{1b} = -0,368 - 0,366Y + 1,236Y^2 - 1,570Y^3 + 2,524Y^4$$

$$A_{2b} = 0,338 - 2,711Y - 1,982Y^2 + 40,313Y^3 - 50,359Y^4$$

$$A_{3b} = -0,563 + 7,574Y - 11,045Y^2 - 51,817Y^3 + 92,375Y^4$$

$$A_{4b} = 0,306 - 6,040Y + 5,853Y^2 + 65,308Y^3 - 107,060Y^4$$

$$\kappa_b = 1 + (\sqrt{Z} - 1)[1 - (0,499 + 13,350Y^2)X] \cdot \text{Exp} [-(4,962Y)^{26} - 1,476]$$



## D Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren

Im Rahmen dieser Arbeit wird für die Bewertung des Ermüdungsverhaltens ein bruchmechanisches Modell aufgebaut. Die für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren verwendeten Korrekturfaktoren werden nachfolgend dargestellt. Die Lösungen gelten speziell für die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren an der tiefsten Stelle des Risses. Für detaillierte Informationen sei auf die zugehörige Quelle verwiesen.

### D.1 Halbelliptische Oberflächenrisse

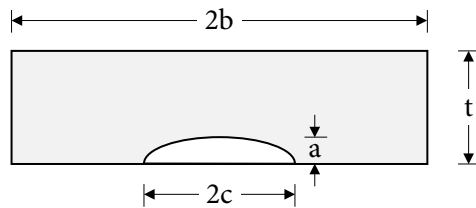


Abbildung D.1: Parameter für Riss- und Bauteilgeometrie, nach (Newman und Raju, 1981b)

Die im Folgenden vorgestellten Lösungen zielen darauf ab, den Korrekturfaktor  $Q$  für elliptische Rissformen und den Korrekturfaktor  $F_s$  für Oberflächenrisse in einer endlichen Platte zu bestimmen. Um Konsistenz mit der etablierten Formel zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors zu gewährleisten, basieren sie auf der folgenden Beziehung:

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

**Zugbeanspruchung nach (Newman und Raju, 1981b):**

Gültigkeitsbereich:  $a/c \leq 1$  und  $c/b < 0,5$

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

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

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

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

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

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

Am tiefsten Punkt des Risses:

$$g = 1$$

$$f_\phi = 1$$

### **Biegebeanspruchung nach (Newman und Raju, 1984):**

Der Korrekturfaktor  $Q$  für elliptische Rissformen und der Korrekturfaktor  $F_s$  für Oberflächenrisse in einer endlichen Platte werden analog zur Lösung für Zugbeanspruchung berechnet.

Der zusätzlich zu berücksichtigende Korrekturfaktor  $H$  für Biegung wird wie folgt ermittelt:

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

$$G_1 = -1,22 - 0,12 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)$$

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

## D.2 Durchgehende Risse nach (Rooke und Cartwright, 1976)

Die Lösung wurde aus der Quelle BS 7910 entnommen. Zur Konsistenz mit den in dieser Arbeit verwendeten Bezeichnungen wurden die Variablen für Blechdicke und Blechbreite entsprechend angepasst.

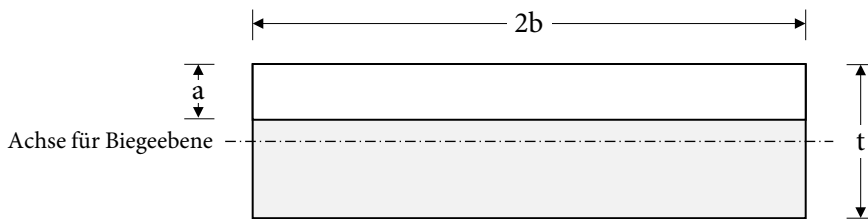


Abbildung D.2: Durchgehender Oberflächenriss in einer Platte, nach BS 7910

Gültigkeitsbereich:  $a/t \leq 0,6$

### Zugbeanspruchung:

$$M_m = 1,12 - 0,23 \cdot \left(\frac{a}{t}\right) + 10,6 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 21,7 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 30,4 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^4$$

### Biegebeanspruchung:

$$M_b = 1,12 - 1,39 \cdot \left(\frac{a}{t}\right) + 7,32 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 - 13,1 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^3 + 14 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^4$$

### Anmerkungen:

- $Y = M_m$  bzw.  $M_b$
- $f_w = 1$
- $M_b$  stellt bereits die Lösung für Biegung dar, daher ist kein zusätzlicher Korrekturfaktor zur berücksichtigen

### D.3 Korrekturfaktoren $M_k$ nach (Maddox und Andrews, 1990)

Die Lösung wurde aus der Quelle (Hobbacher, 2012) entnommen.

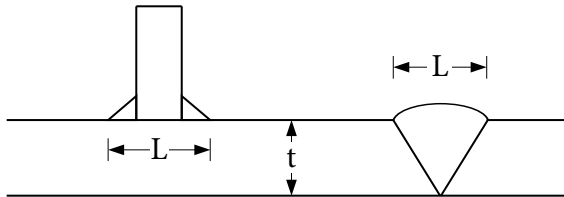


Abbildung D.3: Relevante Geometrieparameter der Schweißverbindungen, nach (Hobbacher, 2012)

**$M_k > 1$  bei Zugbeanspruchung, wenn  $L/t \leq 2$ :**

$$M_k = 0,51 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,27} \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{-0,31}, \quad \text{wenn } \left(\frac{a}{t}\right) \leq 0,05 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,55}$$

$$M_k = 0,83 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{-0,15} \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,46}, \quad \text{wenn } \left(\frac{a}{t}\right) > 0,05 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,55}$$

**$M_k > 1$  bei Biegebeanspruchung, wenn  $L/t \leq 1$ :**

$$M_k = 0,45 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,21} \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{-0,31}, \quad \text{wenn } \left(\frac{a}{t}\right) \leq 0,03 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,55}$$

$$M_k = 0,68 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^{-0,19} \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,21}, \quad \text{wenn } \left(\frac{a}{t}\right) > 0,03 \cdot \left(\frac{L}{t}\right)^{0,55}$$

## D.4 Gewichtsfunction für halbelliptische Oberflächenrisse nach (Wang und Lambert, 1995)

Gültigkeitsbereich:  $0 < a/t \leq 0,8$

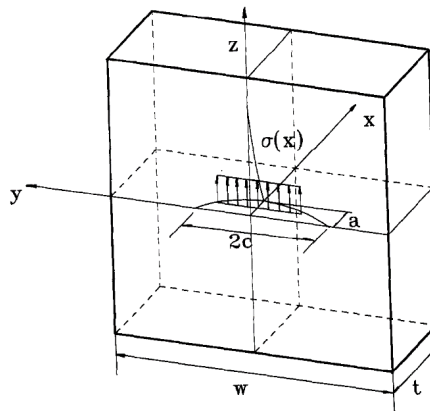


Abbildung D.4: Geometrieparameter der Gewichtsfunction für einen halbelliptischen Oberflächenriss in einer Platte, aus (Wang und Lambert, 1995)

### Koeffizienten der Gewichtsfunction:

$$M_1 = \frac{\pi}{\sqrt{2Q}} (4Y_0 - 6Y_1) - \frac{24}{5}$$

$$M_2 = 3$$

$$M_3 = 2 \left( \frac{\pi}{\sqrt{2Q}} Y_0 - M_1 - 4 \right)$$

**Lösung für  $0 < a/c < 1$ :**

$$Q = 1,0 + 1,464 \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}$$

$$Y_0 = B_0 + B_1 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + B_2 \left(\frac{a}{t}\right)^4 + B_3 \left(\frac{a}{t}\right)^6$$

$$B_0 = 1,0929 + 0,2581 \left(\frac{a}{c}\right) - 0,7703 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,4394 \left(\frac{a}{c}\right)^3$$

$$B_1 = 0,456 - 3,045 \left(\frac{a}{c}\right) + 2,007 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + \frac{1,0}{0,147 + \left(\frac{a}{c}\right)^{0,688}}$$

$$B_2 = 0,995 - \frac{1,0}{0,027 + \left(\frac{a}{c}\right)} + 22,0 \left(1 - \frac{a}{c}\right)^{0,953}$$

$$B_3 = -1,459 + \frac{1,0}{0,014 + \frac{a}{c}} - 24,211 \left(1 - \frac{a}{c}\right)^{8,071}$$

$$Y_1 = A_0 + A_1 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + A_2 \left(\frac{a}{t}\right)^4 + A_3 \left(\frac{a}{t}\right)^6$$

$$A_0 = 0,4537 + 0,1231 \left(\frac{a}{c}\right) - 0,7412 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + 0,4600 \left(\frac{a}{c}\right)^3$$

$$A_1 = -1,652 + 1,665 \left(\frac{a}{c}\right) - 0,534 \left(\frac{a}{c}\right)^2 + \frac{1,0}{0,198 + \left(\frac{a}{c}\right)^{0,846}}$$

$$A_2 = 3,418 - 3,126 \left(\frac{a}{c}\right) - \frac{1,0}{0,041 + \left(\frac{a}{c}\right)} + 17,259 \left(1,0 - \frac{a}{c}\right)^{9,286}$$

$$A_3 = -4,228 + 3,643 \left(\frac{a}{c}\right) + \frac{1,0}{0,020 + \frac{a}{c}} - 21,924 \left(1,0 - \frac{a}{c}\right)^{9,203}$$



# E Abnahmeprüfzeugnis des Werkstoffs S355J2+N



## QM-System: Certification as per ISO 9001

Erläuterungen siehe Rückseite/Explications voir au verso/See reverse for explanations (www.dillinger.de/certificate)

A02	INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER EN 10204:2004 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER ISO 10474:2013 MATERIAL TEST REPORT (MTR)	A10	Advice of dispatch No./ Date of dispatch	A08/ Manufacturer's order/ A03 Certificate No.	Sheet
A05	Established inspecting body DH	A07.1 No.	528549-24.04.15	403269-001	1/....
	A06 Purchaser DH-MARKETING	A07.2 No.		B01 Product HEAVY PLATES	
	Final receiver RWTH, AACHEN				
B02/	Steel design. S355J2+N				
B03	Any suppl. EN - 10025-2 : 04				
	requirements				

### B01-B99 Description of the product

B14 Item No.	B08 Heat No.	B09 Thickness of pieces	B10 Width	B11 Length	B12 Mechanical mass, KG	B14 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 N	419039	305338-01	
***	1				2944	Actual mass: 2944 KG			

### 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 Rol./plate/ Test No.	Reference (heat) treatment	C01 Temp. GRC	C02/ C03 RT	C10 MPA REH	C11 RT	C12 RM	C13 LU=50	A %	C14-C15
01	419039	305338			K4 Q	369		549	33		

### C40-C49 Impact test

B14 Item No.	B07.2 Heat No.	B05 Rol./plate/ Test No.	Reference (heat) treatment	C01 Temp. GRC	C02/ C03 RT	C40 Width of test piece	C41 Type of test piece	C44 Testing method	C45 Energy Joules	C46 AV-J	C42 Individual values	C43 Mean value
01	419039	305338			K4 LO	-20	CHP-V		750	211	223	240
												225

### C70-C99 Chemical composition % - Heat analysis

B07.2 Heat No.	C	SI	MIN	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	0,041	0,045

A04		Z01/Z02/203 We hereby certify, that the above mentioned materials have been delivered in accordance with the terms of order.		AG der Dillinger Huttenwerke Postfach 1580, D-66748 Dillingen/Saar	A01
			B. BALDAUF Test House Manager	Inspector's stamp	Date 24.04.15 JK 1

**QM-System: Certification as per ISO 9001**



Erläuterungen siehe Rückseite/Explications voir au verso/See reverse for explanations (www.dillinger.de/certificate)

A02 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER EN 10204:2004  
 INSPECTION CERTIFICATE 3.1 AS PER ISO 10474:2013  
 MATERIAL TEST REPORT (MTR)

A05 Established inspecting body A06 Purchaser A07.1 No. H. LEHNERT 22.10.2014  
 DH Final receiver RWTH, AACHEN A07.2 No. TEL. 2394

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

**C94 Heat analysis Carbon equivalent / Alloying restrictions**  
 B07.2 Heat  
 4.19039 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

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

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

B01 Product  
 HEAVY PLATES

Sheet  
 2

	20/12/2023. We hereby certify, that the above mentioned materials have been delivered in accordance with the terms of order.		AG der Dillinger Hüttenwerke Postfach 1580, D-66748 Dillingen/Saar Inspection department	A01
	B BALDAUF Test House Manager		Inspector's stamp Date 24.04.15	JK 1

# F Schweißanweisung (WPS)



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



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

<b>Ort:</b>	Nordhausen	<b>Qualifikation nach:</b>	DIN EN ISO 15614
<b>Schweißverfahren des Herstellers:</b>	VMAG-M	<b>Art der Vorbereitung bzw. Reinigung:</b>	geschliffen
<b>Beleg Nr.:</b>	v135_P_FWa4_PB_sl	<b>Spezifikation des Grundwerkstoffs:</b>	S355J2+N
<b>WPQR Nr.:</b>	VP-FW 225 715 13 157- 3	<b>Werkstoffgruppe nach CR ISO 15608:</b>	1.2
<b>Hersteller:</b>	SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH	<b>Werkstückdicke (mm):</b>	12 / 25
<b>Schweißprozess nach EN ISO 4063:</b>	v135	<b>Außendurchmesser (mm):</b>	-
<b>Nahtart:</b>	Kehlnaht, a = 4 mm	<b>Geltungsbereich (mm):</b>	≥ 5
<b>Einzelheiten der Fugenvorbereitung</b>		<b>Schweißposition nach EN ISO 6947:</b>	PB
<b>Zeichnung:</b>			

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]	Wärmeinbringung* [KJ/ cm]
1	135	1,2	280 - 300	31 - 33	DC +	10 - 11	40 - 45	9 - 12



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



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

**Zusatzwerkstoff**

- Normbezeichnung: G 50 5 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\*):**  $t_{8/5} = 5 - 25 \text{ s}$

**Weitere Informationen**

- Pendeln: -

- maximale Raupenbreite -

- Amplitude -

- Frequenz -

- Verweilzeit -

**Einzelheiten für das Pulserschweißen:** -

**Kontaktdüsenabstand:** 15 - 20 mm

**Einzelheiten für das Plasmaschweißen:** -

**Brenneranstellwinkel:** neutral bis leicht stechend

**Hersteller**

SCHACHTBAU NORDHAUSEN GmbH

Romhardt, 27.05.2015

Name, Datum, Unterschrift

**Prüfer oder Prüfstelle**

Schweißaufsicht Burkhard Senk

27.05.2015

Datum, Unterschrift