

Zum Ermüdungsverhalten einseitig geschweißter Stumpfstöße von Kreishohlprofilen

zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

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

genehmigte

Dissertation

von

Dipl.-Ing. Philipp Weidner

aus Schwäbisch Hall

Tag der mündlichen Prüfung: 02. Dezember 2019

Referent: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer

Korreferent: Prof. Dr. techn. Andreas Taras

Kurzfassung

Das Ermüdungsverhalten zahlreicher Konstruktionsdetails im Stahlbau ist hinreichend erforscht und gültige Regelwerke geben Kerbfälle für den Ermüdungsnachweis an, die durch umfassende experimentelle Untersuchungen abgesichert sind.

Bei einseitig geschweißten Stumpfstoßen von Kreishohlprofilen (KHP) ist dies nicht der Fall. Bezugnehmend auf den EC 3 Teil 1-9 zeigt sich, dass dem Kerbfalkatalog für dieses Detail lediglich eine unzureichend kleine Datenbasis zugrunde liegt. Der Vergleich mit weiteren Regelwerken zeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails nicht einheitlich bewertet wird und die angegebenen Kerbfälle erheblich variieren. Die vorliegende Arbeit zeigt diesbezüglich den Forschungsbedarf auf und stellt experimentelle sowie numerische Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP vor. Kern dieser Arbeit stellt eine Bewertung der Ermüdungsfestigkeit anhand verschiedener Konzepte dar, auf deren Basis eine zutreffende Kerbfallempfehlung für dieses Konstruktionsdetail abgeleitet wird.

Grundlage für die Bewertung sind im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte umfangreiche experimentelle Untersuchungen an einseitig geschweißten Stumpfstoßen mit offshore-relevanten Abmessungen. Anhand von 40 Ermüdungsversuchen wird eine Datenbasis geschaffen und gezeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit dieser Schweißverbindungen maßgeblich durch geometrische Imperfektionen und Schweißnahtunregelmäßigkeiten beeinflusst wird. Herstellungsbedingt geht das Versagen von der ermüdungskritischen Schweißnahtwurzel aus. Zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit wird die Nahtgeometrie in diesem Bereich erfasst, vorliegende Unregelmäßigkeiten werden dokumentiert und die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte bestimmt.

Die Bestimmung des Kerbfalls erfolgt nennspannungsbasiert auf Basis eigener Ergebnisse und unter Hinzunahme einer erstellten Datenbank, die aus recherchierten Versuchsergebnissen einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP besteht. Basierend auf numerischen Analysen und unter Anwendung des Struktur- und des Kerbspannungskonzeptes wird die Streuung reduziert und es werden Kerbfälle für diese Konzepte angegeben. Für den strukturspannungsbasierten Ermüdungsnachweis wird zudem ein Spannungskonzentrationsfaktor für die Nahtwurzel des Konstruktionsdetails entwickelt. Durch Rückrechnung der Struktur- und Kerbspannungswerte wird nachgewiesen, dass Versätze in begrenztem Maße durch den für das Nennspannungskonzept angegebenen Kerbfall abgedeckt werden.

Der Einfluss von Unregelmäßigkeiten und vorliegender Fehler wird bruchmechanisch auf Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik abgeschätzt. Dazu wird ein Ansatz zur bruchmechanischen Lebensdauerberechnung entwickelt, der auf Grundlage numerisch berechneter Korrekturfaktoren eine gute und konservative Näherung an die experimentellen Ergebnisse des Konstruktionsdetails darstellt. Anhand bruchmechanisch bestimmter Rissfortschrittswöhlerlinien wird der maßgebliche Einfluss von vorliegenden Fehlern, zu denen überwiegend Bindefehler gehören, aufgezeigt. Abschließend erfolgt die Angabe von Kerbfällen, die für definierte Fehlergrößen abhängig vom vorhandenen Versatz eingehalten werden.

Abstract

The fatigue behaviour of numerous constructional details has been sufficiently studied and applicable standards and recommendations specify fatigue classes (FAT-classes) for fatigue design, which have been verified by comprehensive experimental investigations.

This is not the case for tubular girth welds which are usually manufactured from the outside only. With reference to the EC 3 Part 1-9, it can be seen that the FAT-class for this detail is only based on a questionably small database. A comparison with other standards and recommendations shows that the fatigue strength of girth welds is not assessed consistently and that the specified FAT-classes vary considerably. The present thesis shows the need for research in this respect and presents experimental and numerical investigations on the fatigue behaviour of tubular girth welds. The main part of this thesis is an evaluation of fatigue strength using different design approaches, based on which an appropriate recommendation of FAT-class is given.

Basis for the evaluation are extensive experimental investigations on tubular girth welds with offshore-relevant dimensions that have been performed in the context of this work. As a result of 40 large-scale fatigue tests, a database is established and it is shown that the fatigue strength of these joints is significantly influenced by geometric imperfections and weld flaws at the weld root. As a consequence, the failure initiates at the fatigue-critical weld root. To evaluate the fatigue strength, the geometric profile at the weld root is recorded, existing flaws are documented and the material constants for a fracture mechanics approach are determined.

Regarding the nominal stress approach, the determination of the FAT-class is based on nominal stress at the weld root. Therefore, an additional database consisting of test results of girth welded tubulars is developed within the scope of a literature review. Based on numerical analyses and using the structural stress and notch stress approach, a reduction of the scatter of the test results is received and FAT-classes for these approaches are specified. In addition, a stress concentration factor for the weld root of girth welds is developed for the structural stress approach. By recalculating the structural stress and notch stress values, it is proven that axial misalignment is covered to a limited extent by the FAT-class which has been specified for the nominal stress approach.

The influence of weld flaws and existing defects is assessed by a fracture mechanics approach based on linear-elastic fracture mechanics. For this purpose, an approach for fracture mechanics service life calculation is developed, which represents a good and conservative approximation to the experimental results. This approach is based on numer-

ically calculated magnification factors for the weld root by capturing the typical weld profile at the weld root of tubular girth welds. The significant influence of existing flaws is shown by means of SN-curves which are derived based on fracture mechanics calculations. Finally, FAT-classes for defined flaw sizes depending on the existing amount of misalignment are specified.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Inhaltsverzeichnis	v
Symbole, Indizes und Abkürzungen	ix
Symbole	ix
Indizes	xi
Abkürzungen	xii
Vorwort	xv
1 Einleitung	1
1.1 Ausgangssituation und Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung	4
1.3 Aufbau der Arbeit.....	4
2 Kenntnisstand	7
2.1 Ermüdung von Stahlwerkstoffen	7
2.2 Ermüdungsfestigkeit.....	9
2.3 Ermüdungsrelevante Einflüsse	11
2.3.1 Kerbwirkung	12
2.3.2 Stützwirkung	14
2.3.3 Größeneinfluss	15
2.3.4 Werkstoff	16
2.3.5 Einfluss der Mittelspannung.....	18
2.3.6 Einfluss der Eigenspannungen	19
2.3.7 Ermüdungsverhalten geschweißter Verbindungen	20
2.4 Bemessungskonzepte für ermüdungsbeanspruchte Schweißverbindungen	25
2.4.1 Allgemeines	26
2.4.2 Nennspannungskonzept.....	26
2.4.3 Strukturspannungskonzept	29
2.4.4 Kerbspannungskonzept	33
2.4.5 Kerbdehnungskonzept.....	35
2.4.6 Rissfortschrittskonzept, bruchmechanisches Konzept	37
2.4.7 Bewertung der Bemessungskonzepte	50
2.4.8 Schlussfolgerung	52

2.5	Kerbfalleinordnung und Regelungen für einseitig geschweißte Stumpfstöße von Kreishohlprofilen	52
2.5.1	Herstellungsbedingte Randbedingungen bei Kreishohlprofilen und bei deren Verbindungen	52
2.5.2	Kerbfalleinordnung nach EC 3 Teil 1-9	54
2.5.3	Kerbfalleinordnung nach den IIW-Empfehlungen	56
2.5.4	Kerbfalleinordnung nach DNV GL-Richtlinie	57
2.5.5	Gegenüberstellung der Regelwerke	58
3	Experimentelle Untersuchungen	59
3.1	Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP	60
3.1.1	Probekörpergeometrien und Versuchsprogramm	60
3.1.2	Werkstoffe	61
3.1.3	Herstellung der Probekörper	63
3.1.4	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	68
3.1.5	Versuchsergebnisse: Nennspannungswöhlerlinien der einzelnen Versuchsserien	74
3.1.6	Probekörpercharakterisierung und Begleituntersuchungen	80
3.2	Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte	102
3.2.1	Probenentnahme und Probengeometrie	102
3.2.2	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	104
3.2.3	Auswertung und Versuchsergebnisse	106
4	Bewertung der Ermüdungsfestigkeit	113
4.1	Ziel und Vorgehensweise	113
4.2	Nennspannungskonzept	113
4.2.1	Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP	113
4.2.2	Recherche zu veröffentlichten Versuchsergebnissen	116
4.3	Strukturspannungskonzept	121
4.3.1	SCFs für Stumpfstöße von Kreishohlprofilen	121
4.3.2	Strukturspannungen basierend auf gemessenen Dehnungen an der Profilaußenseite	123
4.3.3	Numerische Berechnung der Strukturspannungen an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite	124
4.3.4	Recherche zu veröffentlichten Versuchsergebnissen	131
4.4	Kerbspannungskonzept	133
4.4.1	Modellbildung, Randbedingungen und Werkstoffkennwerte	133
4.4.2	Ergebnisse	135

4.4.3	Sensitivitätsanalysen zum Einfluss geometrischer Imperfektionen	137
4.5	Bruchmechanik: Rissfortschrittskonzept	140
4.5.1	Eingangsbetrachtungen und Analyse des Versagensverhaltens der Probekörper	140
4.5.2	Vorgehensweise und bruchmechanischer Ansatz	141
4.5.3	Numerische Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren	144
4.5.4	Rissfortschrittsberechnung	149
4.5.5	Vergleich mit Bemessungsempfehlungen in Regelwerken	159
4.5.6	Ergebnisse	162
4.5.7	Schlussfolgerungen	167
4.6	Weitere ermüdungsrelevante Einflüsse	168
4.6.1	Schlankheit, Spannungsverhältnis und Wanddicke	168
4.6.2	Eigenspannungen	170
4.7	Möglichkeiten zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit	172
5	Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP	175
5.1	Vorgehen und Ziel	175
5.2	Kerbfallempfehlung	175
6	Zusammenfassung und Ausblick	181
6.1	Zusammenfassung	181
6.2	Ausblick	185
	Literaturverzeichnis	187
	Anhang	
A	Spannungsintensitätsfaktoren und Korrekturfaktoren	
B	V Versuchsergebnisse der Großbauteilversuche	
C	Nahtgeometrieparameter	
D	Schweißanweisungen	
E	Verläufe des K-Faktors und des M_k -Faktors	
F	Rissfortschrittswöhlerlinien	
G	Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten	
H	Anpassungsfunktionen für M_k -Verläufe	

Symbole, Indizes und Abkürzungen

Symbole

Symbol	Einheit	Erläuterung
A	mm ²	Querschnittsfläche
A	%	Bruchdehnung
a	mm	Risstiefe
a _n	mm	Halbe Kerblänge bzw. Risslänge der MT-Probe nach ASTM E647
B	mm	Probendicke der MT-Probe nach ASTM E647
b	mm	Nahtbreite einer Schweißnaht
C		Konstante für die Geradengleichung der Wöhlerlinie in Abhängigkeit vom Konstruktionsdetail
c	mm	Risslänge
C _P		Konstante der Paris-Rissfortschrittsgleichung
D		Schädigung
D	mm	Durchmesser eines KHP nach DNV GL
d	mm	Nennwert des Außendurchmessers von Kreishohlprofilen
da/dN	mm/LZ	Rissfortschrittsgeschwindigkeit / Rissfortschrittsrate
Δ		Schwingbreite
δ ₀	mm	Exzentrizität bzw. Versatz nach DNV GL, der in der Bemessungswöhlerlinie berücksichtigt ist
δ _m	mm	Exzentrizität aus (axialem) Versatz nach DNV GL
δ _t	mm	Exzentrizität infolge eines Blechdickensprungs
E	MPa	Elastizitätsmodul
γ		Verhältnis zwischen Außenradius und Wanddicke von Kreishohlprofilen (Schlankheit $2\gamma = d / t$)
h	mm	Nahtüberhöhung einer Schweißnaht
h	mm	Kerbhöhe der MT-Probe nach ASTM E647
K	MPa√m	Spannungsintensitätsfaktor
KSR	mm	Kreisscheibenreflektor-Durchmesser
K _{lc}	MPa√m	Kritischer Spannungsintensitätsfaktor für eine Mode I-Belastung
K _{th}	MPa√m	Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors / Thresholdwert
k _s		Abminderungsfaktor für die Ermüdungsfestigkeit zur Berücksichtigung der Größenabhängigkeit nach EC 3 Teil 1-9

K_f		Kerbwirkungszahl
K_t		Kerbformzahl
KV	J	Kerbschlagarbeit
L	mm	Nahtbreite einer Stumpfnah nach DNV GL
LZ		Schwingenspiel im Zusammenhang mit der Rissfortschritts- geschwindigkeit
M		Mittelspannungsempfindlichkeit
m		Neigung der Wöhlerlinie
m_D		Reduzierte Neigung der Wöhlerlinie
M_k		Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Änderung des Span- nungsintensitätsfaktors infolge einer Schweißverbindung bzw. Diskontinuität
M_{ka}		Korrekturfaktor für den Rissscheitel
M_{kc}		Korrekturfaktor für den Oberflächenpunkt (Rissrand)
m_p		Exponent der Paris-Rissfortschrittsgleichung
μ		Mittelwert
n		Stützziffer
N		Spannungsschwingenspielzahl
N_C		Spannungsschwingenspielzahl, die dem Kerbfall $\Delta\sigma_C$ zugeordnet ist, $N_C = 2 \cdot 10^6$
N_D		Spannungsschwingenspielzahl, die der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ zugeordnet ist
N_L		Spannungsschwingenspielzahl, die dem Schwellenwert der Ermü- dungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ zugeordnet ist
v		Querkontraktionszahl
P	kN	Kraft im Versuch zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte nach ASTM E647
ΔP	kN	Schwingbreite der Kraft im Versuch zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte nach ASTM E647
P_i		Nahtgeometrieparameter für DoE-Untersuchungen
$P_{\bar{U}}$	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
R		Spannungsverhältnis ($R = \sigma_u / \sigma_u$)
r	mm	Radius / Nahtübergangsradius
R_e	MPa	Obere Streckgrenze R_{eH} bzw. Dehngrenze $R_{p0,2}$
r_i	mm	Innenradius eines Hohlzylinders / Kreishohlprofils
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{t0,5}$	MPa	Dehngrenze bei gesamter Extensometer-Dehnung von 0,5 %
ρ	mm	Ausgangsradius bzw. realer Radius
ρ	mm	Kerbradius der MT-Probe nach ASTM E647
ρ^*	mm	Ersatzstrukturlänge

s		Faktor für Mehrachsigsigkeitsgrad und Festigkeitshypothese
SCF		Spannungskonzentrationsfaktor (engl. stress concentration factor), in Literatur häufig auch Bezeichnung mit K_s
σ	MPa	Spannung
σ		Standardabweichung
$\Delta\sigma$	MPa	Spannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_C$	MPa	Kerbfall / Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen / charakteristische Ermüdungsfestigkeit
$\Delta\sigma_D$	MPa	Dauerfestigkeit
$\Delta\sigma_L$	MPa	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit
σ_{YS}	MPa	0,2 %-Dehngrenze in ASTM E647
T	°C	Temperatur
T	mm	Größere Wanddicke bei einem Wanddickensprung von Kreishohlprofilen
t	mm	Nennwert der Wanddicke von Kreishohlprofilen / Blechdicke
T_σ		Streuspanne $T_\sigma = \Delta\sigma_{C,90\%} / \Delta\sigma_{C,10\%}$
θ	°	Nahtanstiegswinkel einer Schweißnaht
V	%	Variationskoeffizient
v	mm	Versatz bzw. Kantenversatz
W	mm	Probenbreite der MT-Probe nach ASTM E647
W_{max}		„Hoher“ Parameterwert für DoE-Untersuchungen
W_{min}		„Niedriger“ Parameterwert für DoE-Untersuchungen

Indizes

Index	Bedeutung
1, 2, 3	1., 2., 3. Hauptspannung
I, II, III	Bezeichnung der Rissöffnungsart (Modus)
a	Amplitude
b	Spannung aus Biegebeanspruchung / Biegespannungsanteil
Cap	Bezeichnung für die Decklage nach DNV GL
D	Decklage einer Schweißnaht
f	Kenngröße für das definierte Versagen bzw. den Bruch
i	Kenngröße für den Anriss (engl. initiation) / bezeichnet die Innenseite eines Kreishohlprofils
k	Elastische Kerbspannung
max	Maximum
min	Minimum
m	Membranspannung / Membranspannungsanteil

m	Mittelspannung
n	Nennspannung
o	Oberspannung oder Oberlast
p	KenngroÙe für den Rissfortschritt (engl. propagation)
ref	Referenzwert
Root	Bezeichnung für die Nahtwurzel nach DNV GL
s	Strukturspannung
th	Thresholdwert / Schwellenwert
u	Unterspannung oder Unterlast
V	Vergleichsspannung
W	Wurzel einer Schweißnaht

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
API	American Petroleum Institute
AVG	Abstand, Verstärkung, Größe des Fehlers
BAM	Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung
BEM	Randelementmethode (engl. boundary element method)
CAD	Computer-Aided Design
CIDECT	Comité International pour le Développement et l'Etude de la Construction Tubulaire
DIN	Deutsches Institut für Normung
DMS	Dehnungsmessstreifen
DoE	Design of Experiments
EC	Eurocode
EKS	Europäische Konvention für Stahlbau
FAT	FAT-Klasse (engl. fatigue class) bezeichnet den Kerbfall eines Konstruktionsdetails
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
IAM	Institut für Angewandte Materialien
IIW	International Institute of Welding
ISO	International Organization for Standardization
KHP	Kreishohlprofil
KIT	Karlsruher Institut für Technologie
LEBM	Linear-elastische Bruchmechanik
OWEA	Offshore-Windenergieanlage
MAG	Metall-Aktivgasschweißen

Pk	Probekörper
RHP	Rechteckhohlprofil
TLP	Tension Leg Platform
TWI	The Welding Institute
VA	Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inertgasschweißen
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfung

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT). Zum Gelingen dieser Arbeit haben zahlreiche Personen beigetragen, denen ich herzlich danken möchte.

An erster Stelle möchte ich meinem Doktorvater, Herrn Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer, für das mir entgegengebrachte Vertrauen, für die Betreuung dieser Arbeit und für seine Unterstützung danken. Als Mitarbeiter an seinem Institut bekam ich die Möglichkeit, in einem kreativen und motivierenden Arbeitsumfeld tätig sein zu dürfen. Neben der Forschung erhielt ich wertvolle Einblicke in die Lehre sowie in verschiedene Bereiche der Bauteil- und Werkstoffprüfung, die insbesondere für die vorliegende Arbeit von großer Bedeutung sind.

Für das Interesse an meiner Arbeit und die fachlichen Gespräche sowie für die Übernahme des Korreferats möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr. techn. Andreas Taras (Institut für Baustatik und Konstruktion, ETH Zürich) ganz herzlich bedanken. Herrn Prof. Dr.-Ing. Hans Joachim Blaß danke ich dafür, dass er den Vorsitz übernommen hat. Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Werner Wagner und bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Peter Knödel für die Mitwirkung bei meiner Doktorprüfung bedanken.

Meinen Kollegen, die ich an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine kennenlernen durfte, möchte ich für die schöne gemeinsame Zeit und für die inhaltliche sowie emotionale Unterstützung danken. Ganz besonders möchte ich mich bei Herrn Dr.-Ing. Matthias Albiez für die zahlreichen inhaltlichen Diskussionen und für die sorgfältige und kritische Durchsicht meiner Arbeit bedanken. Den Labormitarbeitern und insbesondere Herrn Werner Lenart und Herrn Jürgen Wagner danke ich für die tatkräftige Unterstützung bei der Versuchsdurchführung. Des Weiteren gilt mein Dank den Hiwis Normann Schulze und Paul Oevermann, die mir in vielerlei Hinsicht geholfen haben.

Ganz besonders möchte ich mich bei meiner Familie bedanken. Meinen Eltern Margit und Günter danke ich für ihre Unterstützung und dafür, dass sie mir diesen Ausbildungsweg ermöglicht haben. Meiner Frau Cécile danke ich dafür, dass sie immer motivierende Worte gefunden, sehr viel Verständnis gezeigt und mich stets moralisch unterstützt hat. Ich habe großes Glück, Cécile an meiner Seite zu haben.

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation und Problemstellung

Kreishohlprofile (KHP) werden in den verschiedensten Bereichen des konstruktiven Ingenieurbaus eingesetzt. Die vielfältigen Vorteile von KHP begründen sich zum einen in den Tragfähigkeitseigenschaften der Hohlprofile. Zum anderen sind sie auf ästhetische Gesichtspunkte zurückzuführen oder ergeben sich aus dem geringen Strömungswiderstand bei Wind- und Wellenbeanspruchung. Häufig spielen zudem die vergleichsweise einfache Instandhaltung im Hinblick auf das Aufbringen eines Korrosionsschutzes und auch der Auftrieb von Profilen, wenn diese verschlossen werden, eine wichtige Rolle (WARDENIER ET AL. 2010).

Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) werden häufig als Raumbauwerke unter Verwendung von KHP ausgeführt. Bei diesen Tragstrukturen handelt es sich um geschweißte Raumbauwerke, die als Jacket-Konstruktionen bezeichnet werden. Fertiggestellte Jacket-Konstruktionen, die auf See zum Installationsort transportiert werden, sind in Abbildung 1.1 dargestellt.



Abbildung 1.1: Transport von Jacket-Konstruktionen auf See (Foto: Gerd Wiese)

Weitere Einsatzgebiete von KHP im Offshore-Bereich stellen der Pipelinebau und die Verwendung für Steigleitungen, sogenannte Risers, zur Verbindung eines Bohrlochs mit der Bohrplattform dar. Zur Verankerung schwimmender Gründungen in der Öl- und

Gasindustrie, sogenannte Tension Leg Platforms (TLP), werden zudem KHP, die als Tendon Pipes bezeichnet werden, eingesetzt. Charakteristisch für die beschriebenen Konstruktionen ist die überwiegend dynamische Beanspruchung aus Wind und Wellen sowie aus dem Betrieb selbst. Folglich wird bei diesen Konstruktionen meist der Ermüdungsnachweis maßgebend, sodass der Bemessung ermüdungskritischer Details eine entscheidende Bedeutung zukommt.

In den genannten Anwendungsgebieten gehören Stumpfstöße zu den am häufigsten vorkommenden Konstruktionsdetails. Aufgrund der verwendeten Profildurchmesser können diese in der Regel nur von der Außenseite hergestellt werden. Vielfach finden Stumpfstöße bei Jacket-Konstruktionen Anwendung, wenn vorgefertigte Knoten, wie in Abbildung 1.2 dargestellt, zum Einsatz kommen. Bei der Herstellung von Pipelines, Risers und Tendon Pipes ist die einseitig geschweißte Stumpfnahse das am häufigsten vorkommende und konstruktiv wichtigste Konstruktionsdetail.

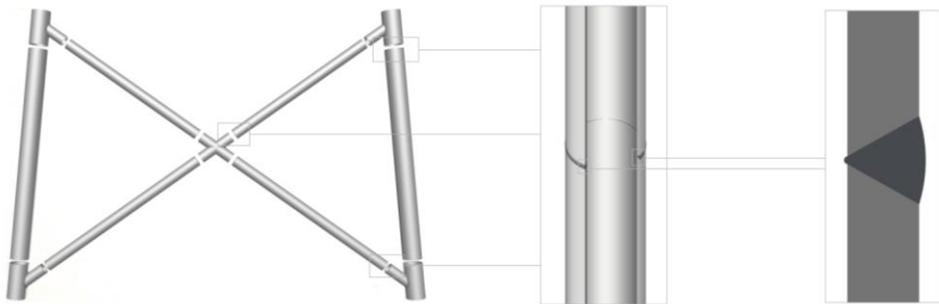


Abbildung 1.2: Ausschnitt einer Jacket-Konstruktion mit vorgefertigten Knoten und Position der stumpfgeschweißten KHP-Verbindungen

Bemessungsrelevant sind bei ermüdungsbeanspruchten Hohlprofilkonstruktionen in der Regel die Schweißverbindungen und insbesondere die Schweißnahtübergänge. Bei den Stumpfstößen in Abbildung 1.2 stellen die Nahtübergänge an der Schweißnahtwurzel und der Decklage Kerben dar, die die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung maßgeblich beeinflussen. Im Bereich dieser Nahtübergänge treten die geometrische Kerbe, die unter äußerer Belastung eine Spannungskonzentration hervorruft, und die metallurgische Kerbe aus dem Schweißprozess am gleichen geometrischen Ort auf. Aufgrund dieser Kerbwirkung liegt der Rissinitiiierungsort bei ermüdungsbeanspruchten Schweißnähten in der Regel am Schweißnahtübergang. Bedingt durch die frei hergestellte Nahtwurzel und die fehlende Zugänglichkeit können insbesondere an der Nahtwurzel zusätzlich Schweiß-

nahtunregelmäßigkeiten sowie Imperfektionen aus der Fertigung vorliegen, die sich ungünstig auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung auswirken. Im Hinblick auf die Zuverlässigkeit einer zerstörungsfreien Prüfung und vor dem Hintergrund, dass Ermüdungsrisse erst bei vollständigem Durchriss der Profilwand visuell detektiert werden können, werden einseitig geschweißte Stumpfnähte von KHP kritisch gesehen. Viele Regelwerke sehen deshalb, verglichen mit beidseitig geschweißten Stumpfnähten, entsprechend konservativere Ermüdungsfestigkeiten für den Ermüdungsnachweis vor. Forschungsarbeiten deuten darauf hin, dass die anzusetzenden Kerbfälle oftmals als konservativ angesehen werden, insbesondere wenn die einseitig geschweißten Stumpfstoße eine gute Fertigungsqualität aufweisen. Eine Anhebung dieser Kerbfälle erfordert eine fundierte Datenbasis und muss gut begründet sein.

Es ist festzustellen, dass zum Zeitpunkt der Erstellung aktuell gültiger Regelwerke nur sehr wenige Ergebnisse aus experimentellen Untersuchungen vorlagen. Aufgrund der hohen Kosten und des Aufwandes wurden, stellvertretend für die eigentlich erforderlichen Großbauteilversuche, häufig Ermüdungsversuche an kleinteiligen KHP-Segmenten durchgeführt. Diese Segmente weisen, verglichen mit dem gesamten Bauteil, veränderte Eigenspannungszustände und aufgrund der fehlenden Steifigkeit in Umfangsrichtung ein abweichendes Tragverhalten auf. Vor diesem Hintergrund beruhen die verfügbaren Kerbfallempfehlungen häufig mehr auf der Einschätzung von Experten und weniger auf einer fundierten Datengrundlage.

Als wesentliche Faktoren, die die Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter KHP-Verbindungen beeinflussen, sind geometrische Imperfektionen, Schweißnahtunregelmäßigkeiten und Eigenspannungen im ermüdungskritischen Wurzelbereich zu nennen. Obwohl das Ermüdungsversagen der Verbindung meist vom Nahtübergang der Wurzel ausgeht, werden Ergebnisse aus Ermüdungsversuchen üblicherweise in Form von Nennspannungen in der Profilwand oder Strukturspannungen in einem definierten Abstand zum Nahtübergang ausgewertet (DIN EN 1993-1-9; DNVGL-RP-C203b). Die lokale Kerbwirkung an der Wurzel und damit am Ort der Rissinitiierung wird nicht explizit berücksichtigt, sondern ist indirekt in den Bemessungswöhlerlinien enthalten. Aus den genannten Einflussparametern und deren Zusammenwirken resultiert eine erhebliche Streuung der zugrunde liegenden Versuchsergebnisse, die eine eindeutige und zuverlässige Kerbfalleinordnung erschwert und bei der Erstellung einer Bemessungsempfehlung den Kerbfall entsprechend reduziert.

Gelingt es eine Korrelation zwischen der Ermüdungsfestigkeit und den genannten ermüdungsrelevanten Einflüssen, zu denen insbesondere die typische Nahtgeometrie an der Wurzel gehört, herzustellen, so kann die Streuung für das vorliegende Konstruktionsdetail reduziert und basierend auf der ermittelten Ermüdungsfestigkeit ein geeigneter Kerbfall definiert werden.

1.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Untersuchung des Ermüdungsverhaltens einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP und die Erstellung einer zutreffenden Kerbfallempfehlung für dieses Konstruktionsdetail. Wesentlicher Bestandteil dieser Empfehlung soll die Definition von geeigneten Anforderungen im Hinblick auf geometrische Imperfektionen sein, die mit der Herstellung verbunden sind. Die Grundlage dafür stellen eigene experimentelle Untersuchungen sowie eine Recherche zu veröffentlichten experimentellen Ergebnissen dar. Anhand der experimentellen Untersuchungen werden numerische Modelle validiert und unter Verwendung dieser Modelle die wesentlichen Parameter, die das Ermüdungsverhalten beeinflussen, identifiziert und bewertet. Auf Basis dieser Analysen sollen geeignete Anforderungen unter Berücksichtigung ermüdungsrelevanter geometrischer Einflüsse definiert und eine Kerbfallempfehlung formuliert werden.

1.3 Aufbau der Arbeit

Der Aufbau der Arbeit gliedert sich in die folgenden Kapitel:

Kapitel 2 stellt den aktuellen Kenntnisstand zur Ermüdung geschweißter Verbindungen und insbesondere zum Ermüdungsverhalten von einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP dar. Dazu wird zunächst auf das Phänomen Ermüdung und die Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit eingegangen. Anschließend werden die wesentlichen ermüdungsrelevanten Einflüsse vorgestellt und auf deren Bedeutung eingegangen. Mit Blick auf die Bemessung ermüdungsbeanspruchter Schweißverbindungen werden verfügbare Bemessungskonzepte vorgestellt und die jeweiligen Anwendungsbereiche diskutiert. Abschließend wird die Kerbfalleinordnung verschiedener Normen und Regelwerke für das zu untersuchende Konstruktionsdetail analysiert und anhand einer Gegenüberstellung der Forschungsbedarf aufgezeigt.

Kapitel 3 beschreibt die durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP werden Ermüdungsversuche an Großbauteilen durchgeführt. Beschrieben werden die Probekörperherstellung, die Versuchsdurchführung und die Versuchsergebnisse. Im Rahmen einer Probekörpercharakterisierung werden die Nahtgeometrieparameter bestimmt und die Bruchflächen analysiert. Basierend auf diesen Analysen werden ermüdungsrelevante Einflüsse diskutiert sowie geometrische Eingangswerte für numerische Untersuchungen bestimmt.

Weiterhin werden Versuche zur Bestimmung bruchmechanischer Kennwerte durchgeführt. Die Probenentnahme erfolgt an den Großbauteilen im Bereich der Schweißnaht.

Nach der Festlegung der Probengeometrie und der Beschreibung der Versuche werden die an MT-Proben bestimmten bruchmechanischen Werkstoffkennwerte diskutiert und den Kennwerten aus den Regelwerken gegenübergestellt. Diese Werkstoffkennwerte dienen als Grundlage für bruchmechanische Untersuchungen zum Einfluss von Unregelmäßigkeiten auf die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails.

Kapitel 4 bewertet die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails unter Anwendung von verschiedenen Bemessungskonzepten. Die Bewertung erfolgt für die eigenen Versuchsergebnisse sowie unter Hinzunahme von in der Fachliteratur veröffentlichten Versuchsergebnissen, für die eine Datenbank erstellt wird. Zur Anwendung kommen das Nenn-, das Struktur- und das Kerbspannungskonzept. Die Bewertung für die beiden letztgenannten Konzepte erfolgt mithilfe numerischer Analysen.

Abschließend wird der Einfluss von Unregelmäßigkeiten bzw. Fehlern auf die Ermüdungsfestigkeit mithilfe eines validierten numerischen Modells erfasst. Dazu werden für die an den Probekörpern festgestellten Unregelmäßigkeiten Korrekturfaktoren für die Schweißnahtwurzel des Konstruktionsdetails berechnet, die auf verfügbare Spannungsintensitätsfaktorlösungen für Hohlzylinder angewendet werden können. Dieser Ansatz ermöglicht die bruchmechanische Bewertung fehlerbehafteter Bauteile und die Erstellung von Rissfortschrittswöhlerlinien für definierte Fehlergrößen.

Kapitel 5 befasst sich mit der Erstellung einer Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP. Basierend auf der Ermüdungsfestigkeitsbewertung in Kapitel 4 wird eine Kerbfallempfehlung formuliert, die zu erwartende Imperfektionen berücksichtigt und geeignete Anwendungsgrenzen definiert. Basierend auf den bruchmechanischen Betrachtungen wird diese Kerbfallempfehlung gegen kleine Unregelmäßigkeiten und Fehler abgesichert. Für größere Fehler werden exemplarisch entsprechend reduzierte Ermüdungsfestigkeiten angegeben.

Kapitel 6 gibt einen Überblick über die durchgeführten Arbeiten und fasst die Ergebnisse dieser Arbeit zusammen. Im Rahmen eines Ausblicks wird auf Möglichkeiten zur Weiterentwicklung der vorgestellten Ansätze sowie auf die damit in Zusammenhang stehenden Untersuchungen eingegangen.

2 Kennntnisstand

2.1 Ermüdung von Stahlwerkstoffen

Materialermüdung stellt zusammen mit Korrosion und Verschleiß eine der grundlegenden Schadensursachen bei Tragelementen im Stahlbau dar und tritt unter zeitlich veränderlicher, häufig wiederholter oder auch schwingender Beanspruchung auf (HIRT UND BEZ 1998). Schädigungen, die durch Ermüdungsbeanspruchungen verursacht werden, zeigen sich in Form von Anrissen, die vor allem an Kerben, Fehlstellen oder Diskontinuitäten auftreten. Die Lebensdauer ermüdungsbeanspruchter Bauteile lässt sich nach Abbildung 2.1 in drei Phasen einteilen. In der Rissentstehungsphase entstehen Mikrorisse (Kurzzrisse) schubspannungskontrolliert an der Bauteiloberfläche unter einem Winkel von ca. 45° zur Beanspruchungsrichtung. Sie bilden sich an der Oberfläche in der Nähe von Gleitebenen, die durch Versetzungsbewegungen und daraus resultierenden Gleitbändern bewirkt werden (SEEGER 1996). Unter weiterer zyklischer Beanspruchung wachsen und vereinigen sich die Mikrorisse und verlassen die unter 45° orientierten Gleitebenen; es entsteht ein Makroriss (Langriss). Das weitere stabile Makrorisswachstum erfolgt normalspannungskontrolliert und orthogonal zur Beanspruchungsrichtung. In der stabilen Risswachstumsphase wird der Querschnitt zunehmend geschwächt, bis das instabile Risswachstum einsetzt und es zum Restbruch kommt.

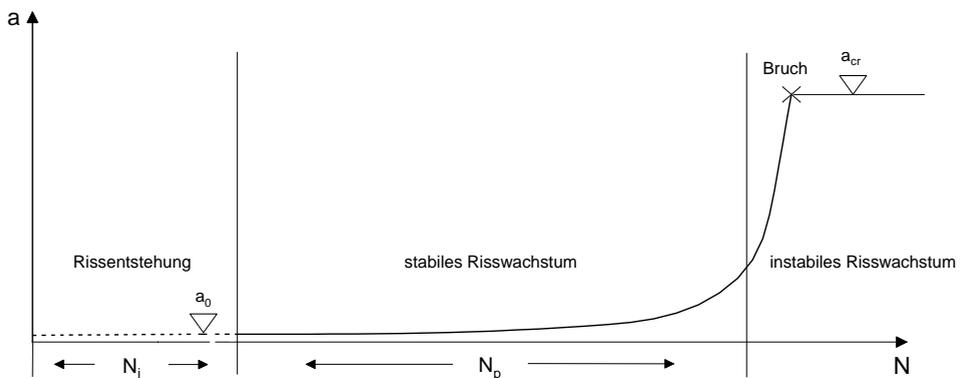


Abbildung 2.1: Phasen der Lebensdauer und des Risswachstums aufbauend auf (HIRT UND BEZ 1998)

Auf die Praxisrelevanz des Kurzzrisserhaltens wird in (RADAJ UND VORMWALD 2007) eingegangen: Typischen Kurzzrisse werden Risstiefen unter ca. 0,5 mm und Risslängen

unter ca. 1 mm zugeordnet, wobei es sich um halbkreisförmige Oberflächenrisse handelt. Das Kurzrisserverhalten hat eine große wissenschaftliche Bedeutung. Im Hinblick auf Sicherheitsbetrachtungen, die auf praxisüblichen zerstörungsfreien Prüfverfahren (ZfP) mit einer sicheren Detektion von Fehlergrößen über 0,5 mm aufbauen, ist es jedoch weitgehend bedeutungslos.

In technischer Hinsicht werden in der Phase der Rissentstehung die Vorgänge bis zur Bildung eines messtechnisch erfassbaren Makrorisses, der als technischer Anriss bezeichnet wird, zusammengefasst. Der technische Anriss charakterisiert den Übergang von der Rissentstehungsphase in die Rissfortschrittsphase und dient als Anfangsrisse für die Berechnung des technischen Rissfortschritts (stabiles Makrorisswachstum). Aufgrund des beschleunigten Risswachstums mit zunehmender Rissgröße wird bei Lebensdauerberechnungen der Teil, der auf die instabile Risswachstumsphase entfällt, meist vernachlässigt. Die Definition des technischen Anrisses orientiert sich an der Detektionsgrenze der gängigen ZfP-Verfahren (GUDEHUS UND ZENNER 1999), zu denen die Ultraschallprüfung, die Durchstrahlungsprüfung sowie die Farbeindringprüfung zählen. Die Definitionen zur Größenordnung des technischen Oberflächenanrisses variieren in der Fachliteratur. Häufig wird eine Anrissstiefe von 0,5 mm und eine Oberflächenrisslänge von 1 mm bis 2 mm angegeben (RADAJ ET AL. 2006; RADAJ UND VORMWALD 2007; SEEGER 1996).

Vereinfacht setzt sich die Gesamtlebensdauer N_f eines ermüdungsbeanspruchten Bauteils nach Abbildung 2.1 unter Berücksichtigung der genannten Punkte nach Gl. (2.1) zusammen. Je nach Art des zu beurteilenden Bauteils kann der Anteil der Anrisslebensdauer N_i und der Rissfortschrittslebensdauer N_p an der Gesamtlebensdauer stark variieren. So kann die Anrisslebensdauer bei schwach gekerbten Bauteilen einen Großteil der Gesamtlebensdauer einnehmen, während bei stark gekerbten Bauteilen der Anteil der Rissfortschrittslebensdauer dominiert.

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

Der Nachweis ermüdungsbeanspruchter Bauteile erfolgt in der Regel rechnerisch und erfordert die Kenntnis der Ermüdungsfestigkeit. Die zur Anwendung kommenden Bemessungskonzepte sind in Abbildung 2.2 über den wesentlichen Phasen der Risseinleitung und des Rissfortschritts dargestellt. Die Darstellung erfolgt für ein Bauteil, wobei die Risstiefe in Relation zur Lebensdauer gesetzt wird. Anzumerken ist, dass Abbildung 2.2 bezüglich der Risstiefe und der Lebensdauer lediglich eine Tendenz aufzeigt. Nachfolgend wird in Abschnitt 2.2 auf die wesentlichen ermüdungsrelevanten Einflüsse eingegangen. Die Vorstellung der Bemessungskonzepte für den Ermüdungsnachweis erfolgt in Abschnitt 2.4.

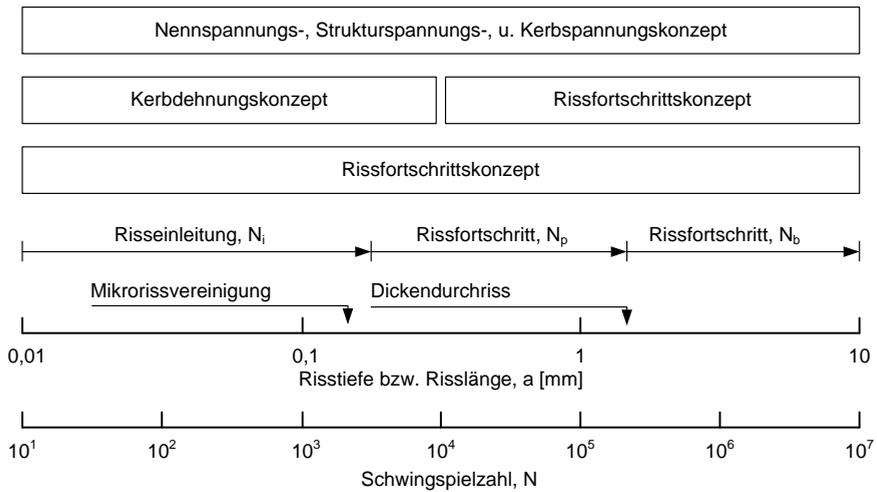


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung der Anwendungsbereiche verschiedener Konzepte zur Ermüdungsbemessung in Relation zur Risttiefe und Lebensdauer aufbauend auf (RADAJ UND VORMWALD 2007)

2.2 Ermüdungsfestigkeit

Die grundlegende technische Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen und Bauteilen erfolgt durch Wöhlerlinien, die auf experimentellen Untersuchungen basieren. Die Wöhlerlinie wird auch als Ermüdungsfestigkeitskurve bezeichnet und ist zu Ehren von August Wöhler benannt (WÖHLER 1863, 1866, 1870), der um 1860 erstmals den Zusammenhang zwischen Beanspruchung und ertragbarer Schwingspielzahl als Ergebnis systematischer Einstufenversuche veröffentlichte (NAUBEREIT UND WEIHERT 1999). Beim wichtigsten Versuch zur Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen, dem Wöhlerversuch, erfolgt die Belastung möglichst identischer Probekörper im einfachsten Fall sinusförmig bis zum definierten Versagen (z. B. Bruch, Anriss definierter Größe) oder bis zu einer definierten Schwingspielzahl, bei der kein Versagen mehr eintritt (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014). Werden die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ über den zugehörigen Schwingspielzahlen N im Wöhlerdiagramm doppeltlogarithmisch aufgetragen, so lässt sich der Mittelwert der Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich von ca. $5 \cdot 10^4$ bis $5 \cdot 10^6$ Spannungsschwingspielen anhand Gl. (2.2) durch eine Gerade darstellen (HIRT UND BEZ 1998), siehe Abbildung 2.3 sowie Abbildung 2.13 in Abschnitt 2.4.2.

$$N = C \cdot \Delta\sigma^{-m} \quad (2.2)$$

N Spannungsschwingspielzahl

- C Konstante in Abhängigkeit vom Konstruktionsdetail
 $\Delta\sigma$ Spannungsschwingbreite
 m Neigung der Geraden (Mittelwert der Versuchsergebnisse)

Das Gebiet kleiner Schwingspielzahlen oberhalb des Zeitfestigkeitsbereichs wird als Kurzzeitfestigkeitsbereich bezeichnet, wobei sich die Ermüdungsfestigkeit der Zugfestigkeit nähert und der Übergang von der steiler verlaufenden Zeitfestigkeitslinie in die flacher verlaufende Kurzzeitfestigkeitslinie im Bereich von 10^2 bis 10^4 Schwingspielen in der Region der Fließgrenze erfolgt (RADAJ UND VORMWALD 2007), siehe Abbildung 2.3. Der Dauerfestigkeitsbereich stellt die untere Begrenzung der Zeitfestigkeitslinie dar. Ermüdungsbeanspruchungen unterhalb der Dauerfestigkeit führen auch bei hohen Schwingspielzahlen nicht zum Ermüdungsbruch und können näherungsweise unendlich oft ertragen werden. Aus versuchstechnischen Gründen wird in der Praxis als Ersatzwert meist die technische Dauerfestigkeit bei Schwingspielzahlen im Bereich von $2 \cdot 10^6$ bis $1 \cdot 10^7$, bezugnehmend auf den Anwendungsbereich bzw. das jeweilige Bemessungsregelwerk, ermittelt (RADAJ UND VORMWALD 2007). Ein horizontaler Ast im Wöhlerdiagramm und demzufolge eine „echte“ Dauerfestigkeit wird nur bei unlegierten Stählen und Titanlegierungen mit kubisch raumzentrierter Gitterstruktur beobachtet. Bei legierten Stählen und Aluminiumverbindungen, die eine kubisch flächenzentrierte Gitterstruktur aufweisen, ist ein weiterer Ermüdungsfestigkeitsabfall und somit keine „echte“ Dauerfestigkeit festzustellen (RÖSLER ET AL. 2012).

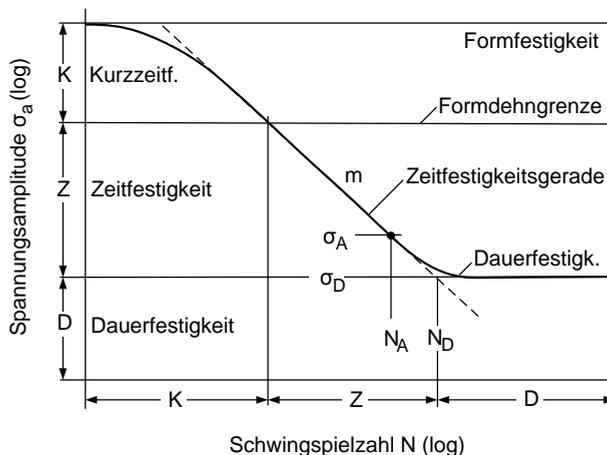


Abbildung 2.3: Kennwerte einer Wöhlerlinie und Abgrenzung der Bereiche der Dauerfestigkeit (D), der Zeitfestigkeit (Z) und der Kurzzeitfestigkeit (K), für ungekerbte und gekerbte Proben; aufbauend auf Haibach (HAIBACH 2006)

2.3 Ermüdungsrelevante Einflüsse

Die Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen und Bauteilen wird, wie aus Abbildung 2.4 hervorgeht, durch eine Vielzahl an Einflussgrößen bestimmt. In (GUDEHUS UND ZENNER 1999) werden diese Einflussgrößen in die drei Gruppen Probengeometrie bzw. Oberfläche, Beanspruchung und Umgebungsbedingungen eingeteilt (SANDER 2008). Des Weiteren haben der verwendete Werkstoff sowie dessen Beschaffenheit (chemische Zusammensetzung, Herstellung, Verarbeitung, Nachbehandlung etc.) Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Für die Untersuchungen an geschweißten Verbindungen im Rahmen dieser Arbeit sind von den in Abbildung 2.4 dargestellten Einflüssen insbesondere die Kerbwirkung an den Nahtübergängen sowie damit verbundene Stützeffekte von Bedeutung. Neben Einflüssen aus lastbedingten Mittelspannungen kommen bei geschweißten Bauteilen spezifische Eigenschaften, die aus dem Fügeprozess resultieren und die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen, hinzu. Hervorzuheben sind Schweißbeigenspannungen, Schweißnahtunregelmäßigkeiten und Imperfektionen sowie die Inhomogenität des Werkstoffs im Bereich der Schweißnaht (RADAJ UND SONSINO 2000). Nachfolgend wird auf die im Hinblick auf die Zielsetzung dieser Arbeit und für das Ermüdungsverhalten einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP bedeutenden Einflüsse eingegangen.

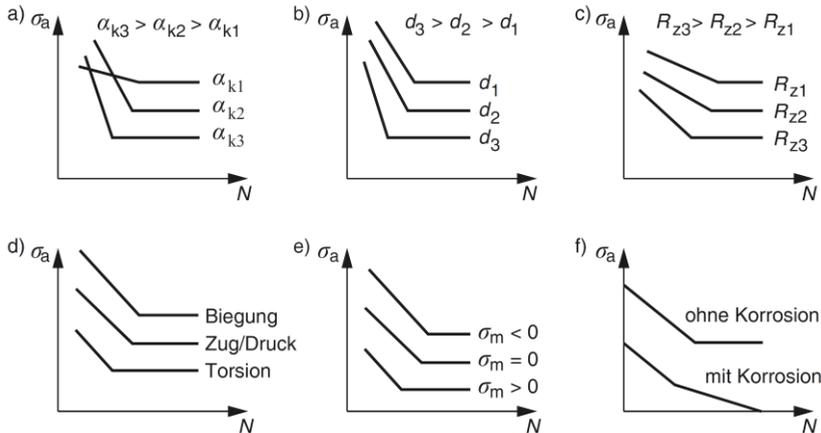


Abbildung 2.4: Einflussgrößen auf den Verlauf der Wöhlerlinie nach (GUDEHUS UND ZENNER 1999) aus (SANDER 2008)

- | | | |
|----------------------|-------------------|------------------------------------|
| a) Kerbfaktor | b) Probengröße | c) Oberfläche, Rauheit |
| d) Beanspruchungsart | e) Mittelspannung | f) Umgebungsbedingungen, Korrosion |

2.3.1 Kerbwirkung

Die Kerbwirkung ist als örtliche Beanspruchungserhöhung durch Kerben aufzufassen und für die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen von maßgeblicher Bedeutung (RADAJ 2003). Häufig wird bezüglich der jeweiligen Ursache zwischen geometrischen Kerben (Formkerben), Werkstoffkerben und Belastungskernen unterschieden, wobei die genannten Kerbarten einzeln oder auch überlagert vorliegen können. Die Beanspruchungserhöhung durch Formkerben resultiert aus einer Störung des Kraftflusses und der damit verbundenen Umlenkung der Spannungstrajektorien im Kerbbereich. Anders verhält es sich bei Werkstoffkerben bzw. metallurgischen Kerben, bei denen es, wie am Beispiel von Schweißnähten ersichtlich, zu einer Werkstoffmischung bzw. -schichtung im Bereich der Wärmeeinflusszone (WEZ) und damit einhergehend zu einer Inhomogenität der Werkstoffeigenschaften kommt. Belastungskernen liegen z. B. im Bereich lokaler Lasteinleitungen vor. Anschaulich ist der Einfluss der Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit für verschieden stark gekerbte Bauteile in Abbildung 2.5 dargestellt.

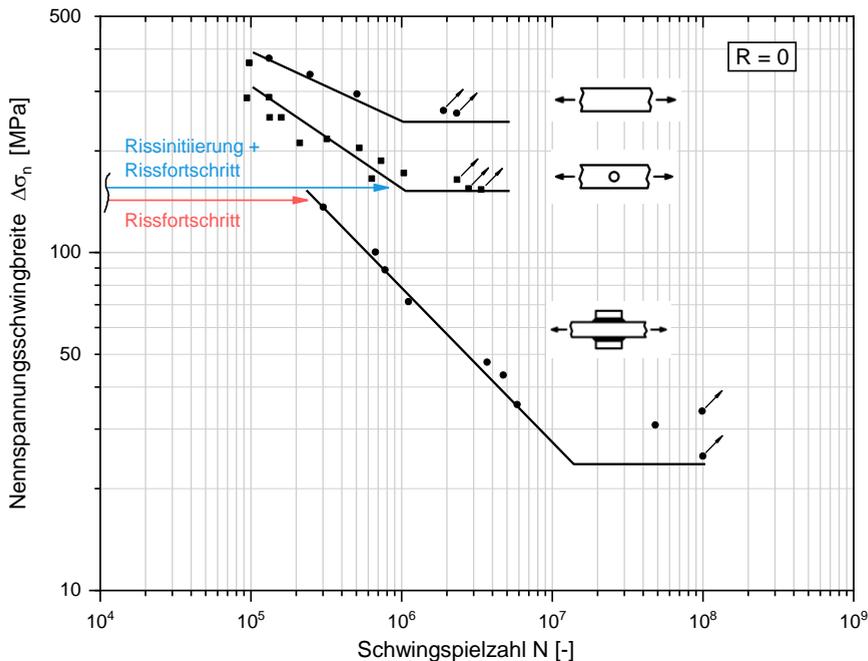


Abbildung 2.5: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von Stahlblechen, gelochten Blechen und Blechen mit aufgeschweißten Steifen aufbauend auf Maddox (MADDOX 1991), Stahlgüte 50B nach BS 4360

So erreichen gelochte Stahlbleche mit einer konstruktiv bedingten Formkerbe eine geringere Ermüdungsfestigkeit als glatte Stahlbleche. Bleche mit aufgeschweißten Steifen, bei denen im Nahtübergangsbereich die Formkerbe mit der metallurgischen Kerbe zusammenfällt, weisen im Vergleich mit den beiden anderen Probekörpertypen signifikant geringere Ermüdungsfestigkeiten auf. Hinzu kommt in diesem Fall der zusätzliche Einfluss von Eigenspannungen aus dem Schweißprozess. Diese Feststellungen gelten gleichermaßen für die erreichten Dauerfestigkeiten in Abbildung 2.5, die auf unterschiedlichen Beanspruchungsniveaus und im Falle der geschweißten Verbindungen erst bei merklich höheren Schwingspielzahlen erreicht werden.

Bei geschweißten Verbindungen ist die Nahtgeometrie abhängig vom Schweißprozess und von den Schweißparametern, wobei die Nahtgeometrieparameter mitunter stark variieren. Maßgeblichen Einfluss auf die Kerbwirkung bei Schweißnähten haben der am Nahtübergang oder an der Nahtwurzel vorliegende Nahtübergangsradius r , der Nahtanstiegswinkel θ sowie die Abmessungen der Nahtüberhöhung bei Stumpfnähten, siehe Abbildung 2.6.

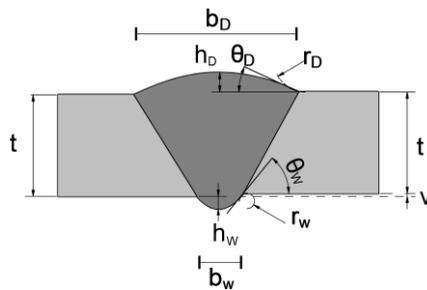


Abbildung 2.6: Nahtgeometrieparameter am Beispiel einer Stumpfnahtheit

Im Rahmen zahlreicher Forschungsarbeiten wurden entsprechende Daten erhoben und überwiegend Nahtübergangsradien zwischen 0,1 mm und 4 mm sowie Nahtanstiegswinkel zwischen 10° und 80° gemessen (RADAJ UND SONSINO 2000). Im Allgemeinen erreichen Schweißnähte mit größeren Nahtübergangsradien und kleineren Nahtanstiegswinkeln höhere Ermüdungsfestigkeiten, siehe z. B. (HEESCHEN 1986). An dieser Stelle setzen Schweißnahtnachbehandlungsverfahren an, indem die ermüdungskritischen Nahtübergänge mechanisch durch Ausschleifen oder mithilfe thermischer Verfahren wie der WIG-Nachbehandlung (Wolfram-Inertgasschweißen) ausgerundet werden (MADDOX UND HAAGENSEN 2013). Bei der WIG-Nachbehandlung werden die Schweißnahtübergänge mit einem WIG-Schweißbrenner wiederaufgeschmolzen. Ebenfalls zu den mechanischen Schweißnahtnachbehandlungsverfahren zählen die höherfrequenten Hämmerver-

fahren, bei denen die Ermüdungsfestigkeitssteigerung jedoch mehr auf die Änderung des Eigenspannungszustands am Nahtübergang sowie die lokale Erhöhung des Widerstands gegen Rissinitiierung durch eine Randschichtverfestigung und weniger auf die Ausrundung der Kerbgeometrie zurückzuführen ist, z. B. (UMMENHOFER ET AL. 2009; NITSCHKE-PAGEL 1995; WEICH ET AL. 2009; DÜRR 2006).

Untersuchungen zur Kerbwirkung und die damit verbundene örtliche Beanspruchungserhöhung gehen auf Neuber (NEUBER 2001) zurück. Die Kerbformzahl K_t (auch Kerbfaktor oder Formzahl) gibt das Verhältnis der maximalen Spannung im Kerbgrund σ_k zur Nennspannung σ_n unter der Voraussetzung linear-elastischen Werkstoffverhaltens an:

$$K_t = \frac{\sigma_k}{\sigma_n} \quad (2.3)$$

Zugrunde gelegt wird in Gl. (2.3) die Nennspannung im ungestörten Querschnitt sowie die erste Hauptspannung im Kerbgrund bei räumlichen Modellen. Maßgeblichen Einfluss auf die Höhe der Kerbspannung haben die Geometrie des Bauteils und dessen Beanspruchung. Die Berechnung von Kerbformzahlen kann mithilfe analytischer Lösungen oder Näherungslösungen sowie anhand von Finite-Elemente-Berechnungen (FE-Berechnungen) erfolgen, siehe Abschnitt 2.4.4.

2.3.2 Stützwirkung

Im Zuge der Durchführung von Ermüdungsversuchen ist festzustellen, dass, verglichen mit der ertragbaren Nennspannung von ungekerbten Werkstoffproben, im Bereich von Kerben eine höhere lokale Beanspruchbarkeit erreicht wird. Dieser Effekt zeigt sich sowohl für scharf als auch für mild gekerbte Bauteile und ist auf die Stützwirkung zurückzuführen. Die im Bereich der Dauerfestigkeit auftretende und weitgehend elastische Mikrostützwirkung kann aus der Kristallstruktur und Fehlstellenpopulation erklärt werden, während die elastisch-plastische Makrostützwirkung im Kurzzeit- und Zeitfestigkeitsbereich auf dem Kerbspannungsabbau durch lokales Fließen beruht (RADAJ 2003). Nach (RADAJ 2003) liegt dem Konzept der Mikrostützwirkung die Vorstellung zugrunde, dass nicht die maximale Spannung im Kerbgrund die Dauerfestigkeit bestimmt, sondern die über ein kleines Werkstoffelement im Kerbgrund gemittelte Kerbspannung. Vor diesem Hintergrund ist nicht nur die Beanspruchungserhöhung an Kerben durch die Kerbwirkung von Bedeutung, sondern auch der Einfluss der Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit. Dieser Einfluss wird durch die Kerbwirkungszahl K_f berücksichtigt. Sie repräsentiert den ermüdungswirksamen Teil der elastischen Kerbspannung und ist durch das Verhältnis der Dauerfestigkeit ($N_D = 10^6 - 10^7$) der ungekerbten polierten Probe und der gekerbten Probe unter Wechselbeanspruchung wie folgt definiert:

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_D (K_t = 1)}{\Delta\sigma_D (K_t > 1)} \quad (2.4)$$

Bei scharfen Kerben führen die Mikrostützwirkung sowie verschiedene Größeneinflüsse zu einer nennenswerten Abminderung der Kerbwirkung, die sich in Form eines großen Unterschiedes zwischen der Kerbwirkungszahl K_f und der Kerbformzahl K_t zeigt. Ein häufig verwendeter Ansatz von (SIEBEL UND STIELER 1955) beschreibt die Stützwirkung über die in Gl. (2.5) gegebene (spannungsmechanische) Stützziffer n , die die Kerbformzahl zur Kerbwirkungszahl ins Verhältnis setzt und von der Werkstoffart, der Werkstofffestigkeit sowie vom bezogenen Spannungsgradienten am Ort der maximalen Kerbspannung abhängt:

$$n = \frac{K_t}{K_f} \quad (2.5)$$

Auf die Berücksichtigung der Mikrostützwirkung beim Ermüdungsnachweis geschweißter Verbindungen wird in Abschnitt 2.4.4 im Zusammenhang mit den Grundlagen des Kerbspannungskonzeptes eingegangen. Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit und oberhalb der technischen Dauerfestigkeit $N_D < 10^6$ reicht das Konzept der Mikrostützwirkung zur Begründung der Kerbwirkungsminderung nicht aus und die plastische Verformung sowie der Rissfortschritt sind hinzuzuziehen (RADAJ UND VORMWALD 2007). Auf die Berücksichtigung der elastisch-plastischen Makrostützwirkung bei Ermüdungsfestigkeitsberechnungen wird in Abschnitt 2.4.5 bei der Vorstellung des Kerbdehnungskonzeptes eingegangen. Wichtig im Hinblick auf die Untersuchungen in dieser Arbeit ist, dass an scharf gekerbten Bauteilen die Rissinitiierung frühzeitig stattfindet und der Rissfortschritt einen wesentlichen Anteil der Lebensdauer ausmacht, siehe Abbildung 2.5. In diesen Fällen ist die Kerbschärfe im Ausgangszustand sowie im plastisch gemilderten Zustand für Lebensdauerabschätzungen von zweitrangiger Bedeutung (RADAJ UND VORMWALD 2007).

2.3.3 Größeneinfluss

Der Begriff Größeneinfluss bezeichnet das Phänomen, dass die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen und Strukturen aus Stahl mit zunehmender Bauteilgröße abnimmt. Synonym mit dem Größeneinfluss werden im Stahlbau häufig die Begriffe Maßstabeffekt, Wanddickeneinfluss oder Blechdickenabhängigkeit verwendet. Der Größeneinfluss ist auch als Grund dafür anzusehen, dass die Ermüdungsfestigkeit keine Werkstoffkonstante ist. Zur Erfassung des Größeneinflusses sind Betrachtungen auf mikrostruktureller (z. B. Korngröße, Mikrorisse, Poren, Einschlüsse) wie auch auf makrostruktureller Ebene (z. B. Eigenspannungen, Blechdicke, Spannungszustand) erforderlich (NUSSBAUMER UND

GÜNTHER 2014). Als wesentliche Ursachen für den Größeneinfluss sind nach (KLOOS 1989) zu unterscheiden:

- **Spannungsmechanischer Größeneinfluss:** Der spannungsmechanische (geometrische) Größeneinfluss entsteht aufgrund der Stützwirkung bei inhomogener Spannungsverteilung, siehe Abschnitt 2.3.2. Zudem besitzt z. B. bei Hohlprofilkonstruktionen die Völligkeit der Spannungsverteilung im Bauteil einen Einfluss, da mögliche Fehlstellen in der Profilwand im Falle einer völligeren Spannungsverteilung ein entsprechend höheres Beanspruchungsniveau erfahren (MANGERIG UND ROMEN 2009).
- **Statistischer Größeneinfluss:** Mit zunehmender Bauteilgröße vergrößert sich auch die Bauteiloberfläche und die Wahrscheinlichkeit eines Ermüdungsbruchs ausgehend von statistisch verteilten Fehlern steigt.
- **Technologischer Größeneinfluss:** Unter dem technologischen Größeneinfluss werden die bei Erzeugnisformen mit zunehmender Blechdicke festzustellenden geringeren Reinheitsgrade (Größe, Form und Verteilung nichtmetallischer Einschlüsse), Effekte wie die Grobkornbildung sowie reduzierte Werkstofffestigkeiten verstanden. Darüber hinaus führen Zwänge, die z. B. bei der Herstellung geschweißter Bauteile entstehen, zu höheren Eigenspannungen und in Folge zu geringeren Ermüdungsfestigkeiten.
- **Oberflächentechnischer Größeneinfluss:** Dieser Einfluss kann aus der unterschiedlichen Tiefenwirkung einer Oberflächenverfestigung oder auch aus korrosionsbedingten Unterschieden in der Oberflächenrauigkeit resultieren (HAIBACH 2006).

Die genannten Größeneinflüsse treten häufig in Kombination auf und eine separate Erfassung ist nur schwer möglich. Meist wird beim Ermüdungsnachweis unter Verwendung der in Abschnitt 2.4 beschriebenen Konzepte der spannungsmechanische und der statistische Größeneinfluss adressiert.

2.3.4 Werkstoff

Der genaue Zusammenhang zwischen der Kerbempfindlichkeit und den statischen Werkstoffkennwerten ist bislang unzureichend geklärt, wobei tendenziell höherfestere Werkstoffe (bei gleichem Kerbradius) kerbempfindlicher als niederfestere Werkstoffe sind (RADAJ UND VORMWALD 2007).

Abbildung 2.7 zeigt den Einfluss der Werkstoffzugfestigkeit auf die Ermüdungsfestigkeit, ausgedrückt in Form der ertragbaren Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ bei 10^6 Schwingspielen. Die Darstellung erfolgt für unterschiedlich stark gekerbte Proben unter Zugschwellbeanspruchung. Erkennbar ist, dass die Ermüdungsfestigkeit ungekerbter ebener Bleche ($K_t = 1$) sowie die gelochter Bleche ($K_t = 2,65$) nahezu linear mit der Zugfestigkeit des Werkstoffs ansteigt, wobei der Ermüdungsfestigkeitszuwachs mit höherer Kerbformzahl K_t abnimmt. Bei sehr hohen Kerbformzahlen der gekerbten Proben (V-Kerb, $K_t = 6,0$) hat die Werkstoffzugfestigkeit in Abbildung 2.7 hingegen nur einen geringen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Proben.

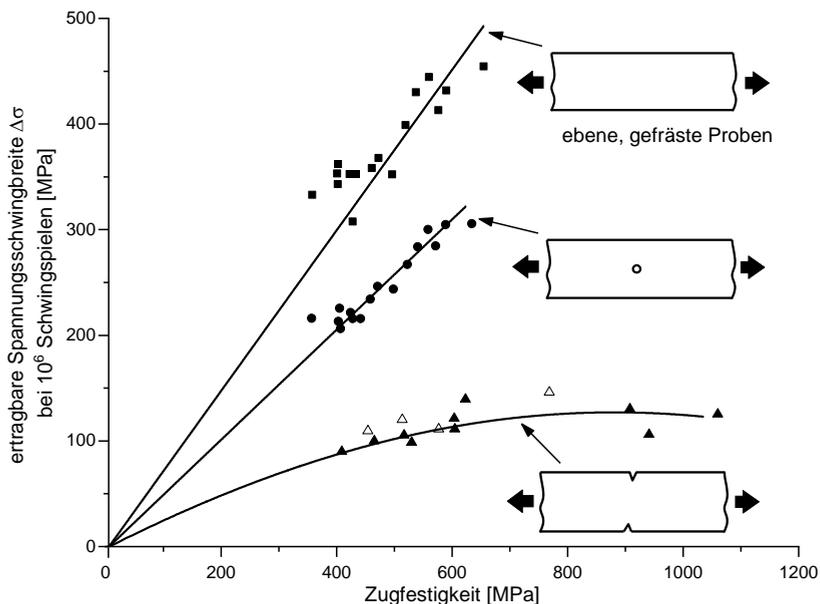


Abbildung 2.7: Einfluss der Werkstoffzugfestigkeit auf die Ermüdungsfestigkeit unterschiedlich stark gekerbter Proben unter Zugschwellbeanspruchung (GURNEY 1979a)

Ursachen dafür sind zum einen in den Stützeffekten zu suchen, wonach die Kerbformzahl K_t bei dieser Serie zwar konstant ist, die Kerbwirkungszahl K_f jedoch nicht (GURNEY 1979a). Dies liegt begründet in der Abhängigkeit der Stützziffer (Gl. (2.5)) vom Spannungsgradienten sowie vom Werkstoff. So haben größere Spannungsgradienten eine stärkere Abminderung der Formzahl zur Kerbwirkungszahl zur Folge und darüber hinaus weisen niederfeste Stähle höhere Stützziffern auf – stützen also mehr als hochfeste Stähle (RADAJ 2003). Zum anderen kommen scharfe Kerben (mit hohen Formzahlen) einem Ermüdungsanriss nahe und die Rissfortschrittsraten unterscheiden sich für Stähle unter-

schiedlicher Festigkeit nur unwesentlich (HAIBACH 2006). Diese Erkenntnisse kommen vor allem bei Schweißverbindungen mit ihren scharfen Kerben an den Nahtübergängen zum Tragen, bei denen die Werkstoffzugfestigkeit folglich einen vergleichsweise geringen Einfluss hat. Untersuchungen von (SIGNES 1967) und (NITSCHKE-PAGEL 1995) belegen die mit der Kerbempfindlichkeit von höherfesten Stählen zusammenhängende Abnahme der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen im Vergleich zum Grundwerkstoff. Geeignete Maßnahmen, um das Potenzial höherfester Stähle bei ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen nutzbar zu machen, müssen demzufolge in erster Linie den Rissinitiierungsprozess adressieren (MADDOX 1991), siehe Abbildung 2.5. Dies kann bei ungeschweißten Konstruktionen durch eine hohe Konstruktions- und Fertigungsgüte und bei geschweißten Konstruktionen z. B. durch den Einsatz von Nachbehandlungsmethoden erfolgen, vgl. Abschnitt 2.3.1.

Aufgrund der beschriebenen Zusammenhänge unterscheiden Normen und Regelwerke bei der Angabe von Ermüdungsfestigkeiten bzw. Kerbfällen zwischen Stahl- und Aluminiumwerkstoffen, ein Einfluss der Werkstofffestigkeit wird jedoch nicht unterstellt, siehe z. B. (DIN EN 1993-1-9; DIN EN 1999-1-3; HOBACHER 2016; RENNERT ET AL. 2012).

2.3.5 Einfluss der Mittelspannung

Der Einfluss der Mittelspannung σ_m bzw. des Spannungsverhältnisses R nach Gl. (2.6) wird im Schrifttum häufig durch die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach (SCHÜTZ 1967) definiert. Die Darstellung der Mittelspannungsempfindlichkeit erfolgt in der Regel anhand des Haigh-Schaubildes, das durch Gl. (2.7) definiert ist. Die Ermittlung der Werte in Gl. (2.7) erfolgt basierend auf Ermüdungsversuchen unter Wechsel- ($R = -1$) und Zugschwellbeanspruchung ($R = 0$). Die Mittelspannungsempfindlichkeit ist ein Maß dafür, wie stark die vorliegende Mittelspannung die Wechselfestigkeit abmindert. Mit der Zugfestigkeit der betrachteten Legierung steigt die Mittelspannungsempfindlichkeit M sowohl in ungekerbten als auch in gekerbten Proben an, wobei dieser Anstieg mit der abnehmenden zyklischen Relaxations- bzw. Kriechfähigkeit erklärt wird (RADAJ 2003).

$$R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o} \quad (2.6)$$

$$M = \frac{\sigma_a(R = -1) - \sigma_a(R = 0)}{\sigma_m(R = 0)} \quad (2.7)$$

Der Mittelspannungseinfluss ermüdungsbeanspruchter Bauteile zeigt sich im Wesentlichen, wenn diese nicht geschweißt oder spannungsarm gegläht sind bzw. lediglich geringe Schweißeigenstressungen aufweisen. Im Allgemeinen wirken sich Druckmittelspannungen günstig und Zugmittelspannungen ungünstig auf die Ermüdungsfestigkeit

aus. Dies lässt sich durch eine geringere Schädigungswirkung von Beanspruchungen, die ganz oder auch teilweise im Druckbereich liegen und zu einem Riss schließen führen, begründen.

2.3.6 Einfluss der Eigenspannungen

Bei nahezu allen technologischen Herstellungs- und Bearbeitungsprozessen von metallischen Bauteilen entstehen Eigenspannungen, die zum Teil eigene Bezeichnungen wie Schweiß eigenspannungen oder Schleifeigenspannungen etc. tragen (MACHERAUCH UND WOHLFAHRT 1985). Eigenspannungen und die mit ihnen verbundenen inneren Kräfte superponieren sich mit den Spannungen aus der äußeren Belastung und stehen als Zwängungsspannungen nur mit sich selbst im Gleichgewicht (RADAJ 2002). Durch Plastizierungen und Spannungsumlagerungen kann es während der Nutzungsdauer von Bauteilen zur Veränderung bzw. zum Abbau von Eigenspannungen kommen. Für die Rissbildung an der Oberfläche eines Bauteils besitzen vor allem die Eigenspannungen an bzw. dicht unter der Oberfläche einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit, bei einer Rissentstehung im Bauteilinneren ist der Tiefenverlauf der Eigenspannungen im Inneren des Bauteils von Bedeutung (RADAJ 2002).

In (MACHERAUCH ET AL. 1973) wird zwischen Eigenspannungen I., II. und III. Art unterschieden, die in der genannten Reihenfolge über makroskopische Bereiche (Makro eigenspannungen), mehrere Kristallite (Mikro eigenspannungen) und innerhalb eines Kristallits (Mikro eigenspannungen) wirken. Da bei der Erzeugung von Makro eigenspannungen stets auch Mikro eigenspannungen entstehen, handelt es sich bei Eigenspannungszuständen stets um einen überlagerten Zustand (HAIBACH 2006). Anwendungstechnisch wichtig und bedeutsam für die Ermüdungsfestigkeit sind vor allem die Makro eigenspannungen. Die Messung oder Berechnung dieser Makro eigenspannungen ist aufwendig, führt nicht immer zu einem aussagekräftigen Ergebnis und ist infolgedessen in der Praxis wenig verbreitet (RADAJ UND VORMWALD 2007).

Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit ist mit der Wirkung von Mittelspannungen aus äußeren Lasten vergleichbar. Entsprechend Abschnitt 2.3.5 besitzen Druck eigenspannungen ebenso wie Druckmittelspannungen einen günstigen Einfluss und Zugeigenspannungen einen ungünstigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils (HAIBACH 2006). Von den genannten Eigenspannungsarten sind für diese Arbeit insbesondere Schweiß eigenspannungen von Bedeutung, auf deren Einfluss in Abschnitt 2.3.7.2 eingegangen wird.

2.3.7 Ermüdungsverhalten geschweißter Verbindungen

Neben der in Abschnitt 2.3.1 thematisierten Kerbwirkung, die durch die geometrische Gestalt sowie durch Werkstoffinhomogenitäten im Schweißnahtbereich hervorgerufen wird, weisen Schweißverbindungen eine Reihe von Besonderheiten auf, die zu berücksichtigen sind, und Lebensdauerabschätzungen, verglichen mit ungeschweißten Bauteilen, aufwendiger machen. Insbesondere sind in diesem Zusammenhang das Auftreten von Schweißnahtunregelmäßigkeiten und -fehlern sowie Schweißnahtimperfektionen und die durch den Schweißprozess induzierten Schweißbeigenspannungen zu nennen.

2.3.7.1 Schweißnahtunregelmäßigkeiten, -fehler und -imperfektionen

Am Beispiel einseitig geschweißter Stumpfstöße ist in Abbildung 2.8 der Ort der Ermüdungsrisseinstehung, der durch ein ungünstiges Nahtprofil bzw. durch Unregelmäßigkeiten an der Nahtwurzel maßgeblich beeinflusst wird, dargestellt. Das Versagen ausgehend vom Nahtübergang der Wurzel wird durch Versätze (oberes Teilbild), zu große Wurzelüberhöhungen (mittleres Teilbild), Wurzelkerben bzw. -rückfälle (unteres Teilbild) und Bindefehler begünstigt. Stumpfstöße von Hohlprofilverbindungen, die lediglich von einer Seite hergestellt werden können, sind besonders anfällig für das Auftreten dieser Unregelmäßigkeiten. Die Gründe dafür liegen vor allem daran, dass der Einbrand und das Nahtprofil an der Wurzel mit praxisüblichen Schweißverfahren schwer kontrollierbar sind (MADDOX 1991).

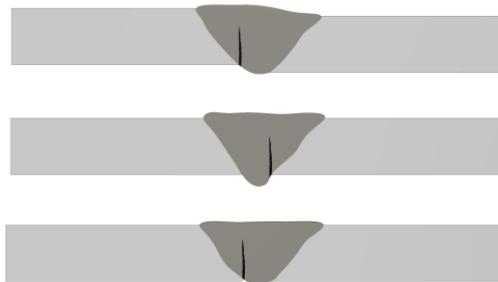


Abbildung 2.8: Ungünstige Nahtprofile und Unregelmäßigkeiten, die an der Wurzel einseitig geschweißter Stumpfstöße auftreten können (MADDOX 1991)

Normativ geregelt ist die Beschreibung und Einordnung von Schweißnahtunregelmäßigkeiten in (DIN EN ISO 6520-1). Eine Unregelmäßigkeit wird als Fehlstelle in der Schweißnaht oder als eine Abweichung von der vorgesehenen Geometrie definiert, unzulässige Unregelmäßigkeiten werden als Fehler bezeichnet. Die Anforderungen an die

Fertigungsqualität von Schweißverbindungen werden in (DIN EN ISO 5817) geregelt, wobei die Einteilung in die Bewertungsgruppen B, C und D über definierte Grenzwerte erfolgt und die Bewertungsgruppe B die höchsten Anforderungen an die Schweißverbindung stellt. In Abhängigkeit von der Ausführungsklasse wird durch (DIN EN 1090-2) zur Sicherstellung der Fertigungsqualität der Bezug zur (DIN EN ISO 5817) hergestellt. Für ermüdungsbeanspruchte Bauwerke gilt grundsätzlich die Bewertungsgruppe B, eine Anwendung der Bewertungsgruppe C kann lediglich für einzelne Konstruktionsdetails ausreichend sein. Während frühere Fassungen der (DIN EN ISO 5817), z. B. Fassung 2006, vor allem als eine Sprachregelung für die Kommunikation von Qualitätsanforderungen für die Herstellung zu verstehen sind (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014), werden in der aktuellen Fassung (DIN EN ISO 5817) erstmals zusätzliche Anforderungen an die Bewertungsgruppen zur Erfüllung der Anforderungen an die Schwingfestigkeit definiert. Basierend auf Untersuchungen von (HOBBACHER UND KASSNER 2012) stellen diese Anforderungen einen ersten Schritt zur Verknüpfung der Fertigungsqualität mit der Schwingfestigkeit dar, wie er beispielsweise auch von (JONSSON ET AL. 2016) gefordert wird.

In (DIN EN ISO 5817) wird zwischen Oberflächenunregelmäßigkeiten, inneren Unregelmäßigkeiten, Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie und Mehrfachunregelmäßigkeiten unterschieden. Kritisch bzw. unzulässig sind in erster Linie Bindefehler, die sowohl in Form von Oberflächenunregelmäßigkeiten als auch inneren Unregelmäßigkeiten auftreten können. Während zu große Wurzelüberhöhungen und Wurzelkerben zu den Oberflächenunregelmäßigkeiten gehören und Poren innere Unregelmäßigkeiten darstellen, werden Schweißnahtimperfectionen wie Kantenversätze den Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie zugeordnet. Welchen Einfluss ein vorhandener Versatz auf die Ermüdungsfestigkeit von Stumpfstößen hat, wird anhand von Abbildung 2.9 ersichtlich. Die abnehmende Ermüdungsfestigkeit ist auf die Entstehung sekundärer Biegespannungen zurückzuführen, die bei größeren Versätzen entsprechend zunehmen.

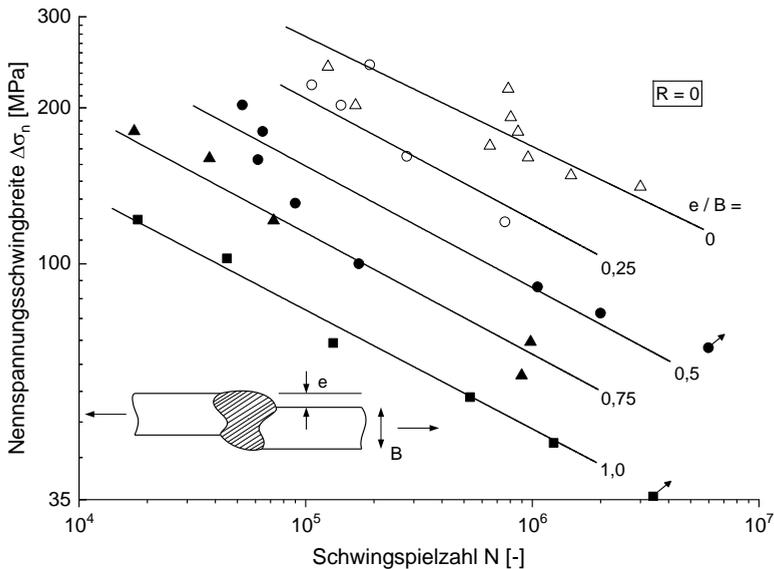


Abbildung 2.9: Einfluss des Versatzes auf die Ermüdungsfestigkeit imperfekter Stumpfstöße aufbauend auf (MADDOX 1991)

2.3.7.2 Schweißeigenstressungen

Durch das instationäre Temperaturfeld beim Schweißen entstehen Eigenstressungen im Nahtbereich und insbesondere an den ermüdungskritischen Nahtübergängen. Ursächlich dafür sind die behinderte Schrumpfung sowie Umwandlungsprozesse bei der Abkühlung ferritischer Werkstoffe. Bezüglich der detaillierten Prozesse und Einflüsse sei auf (WOHLFAHRT 1983; NITSCHKE-PAGEL 1995) verwiesen. Bei Schweißverbindungen wird zwischen Längseigenstressungen, die in Nahtlängsrichtung wirken, und Quereigenstressungen, die orthogonal zur Schweißnaht wirken, unterschieden. Die resultierenden Eigenstressungen hängen in ihrer Größe von den Fertigungsbedingungen, dem metallurgischen Werkstoffverhalten und dem Grad der Einspannung eines Bauteils sowie dessen konstruktiver Ausbildung ab (KREBS ET AL. 2004).

Zur qualitativen Erfassung des Einflusses von Schweißeigenstressungen auf die Ermüdungsfestigkeit wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt (GURNEY 1979a; HEESCHEN 1986; NITSCHKE-PAGEL 1995; OHTA ET AL. 1986). Die quantitative Erfassung des Einflusses von Schweißeigenstressungen auf die Ermüdungsfestigkeit erfolgte z. B. in (MACHERAUCH UND WOHLFAHRT 1985; NITSCHKE-PAGEL 1995) anhand von Eigenstressungsmessungen. Die beschriebenen Untersuchungen zeigen, dass aus dem Schweißprozess resultierende Eigenstressungen neben der geometrischen und metallurgischen Kerbwirkung einen bedeutenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit haben,

wobei der Eigenspannungseinfluss mit steigender Werkstoffstreckgrenze zunimmt. Bei gleichzeitiger Wirkung von Mittel- und Eigenspannungen kann der Eigenspannungseinfluss analog der für die Mittelspannung definierten Mittelspannungsempfindlichkeit über die Eigenspannungsempfindlichkeit berücksichtigt werden. Des Weiteren ist der Einfluss einer am Bauteil anliegenden Mittelspannung abhängig von der Höhe der vorliegenden Eigenspannungen. So wurde in (OHTA ET AL. 1986) die Mittelspannungsabhängigkeit von Schweißnähten anhand von Kleinprüfkörpern untersucht, denen, verglichen mit Großbauteilen, geringere Eigenspannungen unterstellt werden, siehe Abbildung 2.10. Es zeigt sich eine deutliche Reduktion der Ermüdungsfestigkeit mit zunehmendem Spannungsverhältnis R bzw. mit zunehmender Mittelspannung. Die geringste Ermüdungsfestigkeit ergibt sich in Abbildung 2.10 für Ermüdungsversuche mit Oberspannungen in der Höhe der Werkstoffstreckgrenze $\sigma_{\max} = \sigma_y$. Anders verhält es sich bei geschweißten Großbauteilen, die hohe Eigenspannungen aufweisen. Anhand experimenteller Untersuchungen an großen geschweißten Biegeträgern mit durchgehender Halsnaht (ohne bzw. mit Stegblechsaussteifungen) ermittelten (FISHER ET AL. 1974) Ermüdungsfestigkeiten, die unabhängig vom Spannungsverhältnis bzw. der Mittelspannung sind. Generell ist zu beachten, dass es bei einer Überschreitung der Streckgrenze zu plastischen Dehnungen und einem Eigenspannungsabbau kommt und dadurch die Wirksamkeit von Eigen- und Mittelspannungen begrenzt wird.

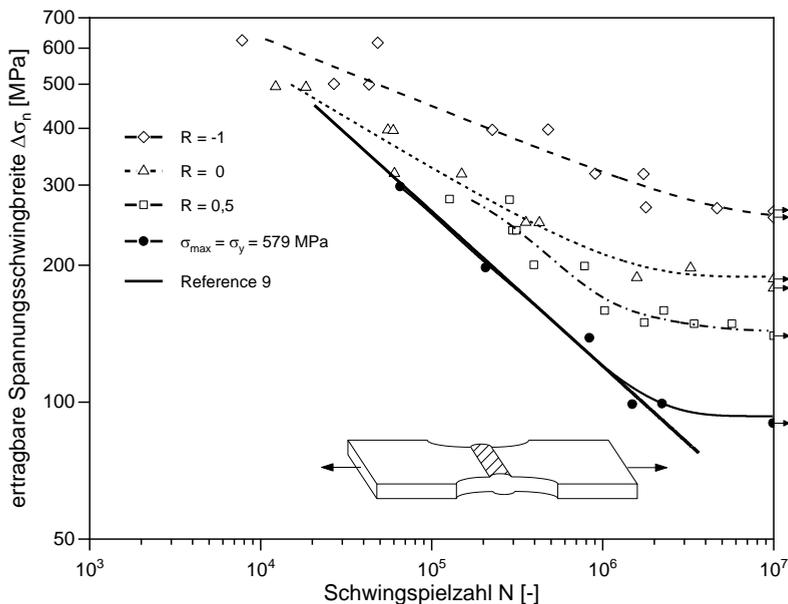


Abbildung 2.10: Mittelspannungsabhängigkeit von Stumpfnähten aufbauend auf (OHTA ET AL. 1986), Werkstoff: Stahl SM490B

Ungeachtet der Vielzahl an Untersuchungen ist der quantitative Eigenspannungseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen als nicht hinreichend geklärt anzusehen. Normen und Regelwerke berücksichtigen den Eigenspannungseinfluss deshalb häufig pauschal bzw. durch entsprechend konservative Herangehensweisen. Zurückgehend auf einen Ansatz von (GURNEY UND MADDOX) werden bei geschweißten Bauteilen Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze vorausgesetzt, sodass durch Überlagerung der Last- und Eigenspannungen ein teilweiser Eigenspannungsabbau stattfindet und sich unabhängig von der Mittelspannung eine Oberspannung in Höhe der Streckgrenze einstellt (HAIBACH 2006). So wird im EC3 Teil 1-9 eine mittlungsunabhängige Ermüdungsfestigkeit entsprechend Kurve C in Abbildung 2.11 definiert. Dabei wird davon ausgegangen, dass Eigenspannungseinflüsse durch die zugrunde liegenden experimentellen Untersuchungen implizit berücksichtigt sind. Der Mittelspannungseinfluss kann lediglich bei nicht geschweißten sowie bei geschweißten Bauteilen, die spannungsarm gegläht sind, angesetzt werden. Dies erfolgt durch Reduktion des Anteils der Druckspannungen an der Spannungsschwingbreite auf einen Wert von 60 %. Im Falle vorliegender Zugschwellbeanspruchungen ist keine Abminderung zulässig.

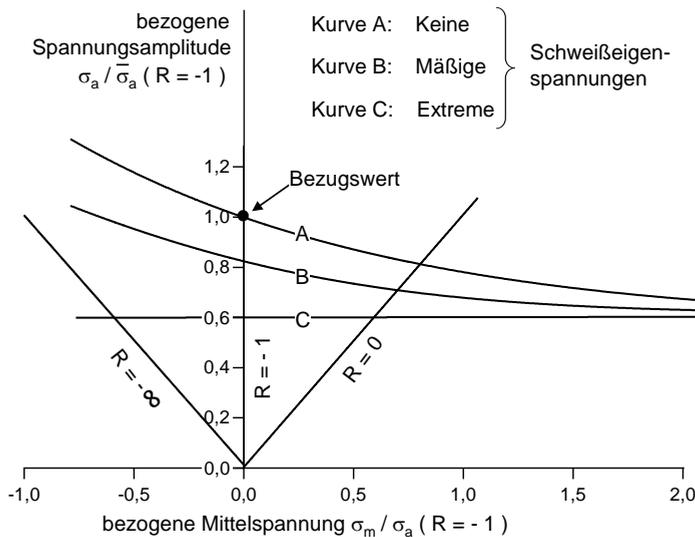


Abbildung 2.11: Mittelspannungsabhängigkeit von Schweißverbindungen aus Baustahl bei unterschiedlicher (Zug-) Eigenspannungshöhe in Anlehnung an (HAIBACH 2006) (Bezugsgröße: Wechselfestigkeit bei geringen Schweißeigenstressungen)

Eine differenziertere Vorgehensweise ist in den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) zu finden. Eigenspannungen werden ähnlich wie Mittelspannungen betrachtet und die

angegebenen Ermüdungsfestigkeiten für geschweißte Bauteile gelten für hohe Mittelspannungen bzw. ein hohes Spannungsverhältnis von $R = 0,5$. Ist die Höhe der Eigenspannungen unbekannt, so stellt die Verwendung dieser Werte eine konservative Bemessung sicher. Liegen Informationen zur Höhe der Eigenspannungen vor, so kann die zugehörige Ermüdungsfestigkeit bzw. Bemessungswöhlerlinie um den Verbesserungsfaktor $f(R)$, der abhängig von der Eigenspannungshöhe aus Abbildung 2.12 bestimmt wird, angehoben werden. Aufgrund der Unterscheidung in kleine, mittlere und hohe Eigenspannungen ist dieser Ansatz dem von Haibach in Abbildung 2.11 sehr ähnlich.

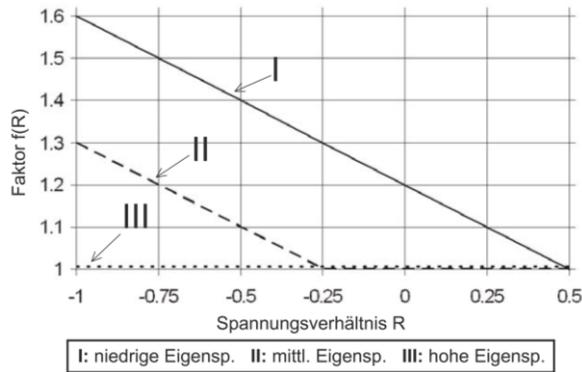


Abbildung 2.12: Verbesserungsfaktor $f(R)$ nach den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016)

Der zuvor beschriebene Eigenspannungseinfluss bei Klein- und Großbauteilen kann anhand des beschriebenen Ansatzes begründet werden. Vor diesem Hintergrund wird in der Fachliteratur empfohlen, Ermüdungsversuche idealerweise an Bauteilen durchzuführen. Diese weisen hohe Eigenspannungen auf und bilden die Realität bestmöglich ab. Ist dies technisch oder aus Kostengründen nicht realisierbar, so werden Ermüdungsversuche an Kleinprüfkörpern bei hohen Spannungsverhältnissen bzw. Mittelspannungen angeraten, um daraus konservative Bemessungswerte abzuleiten (HOBBACHER 2016; MADDOX 2003).

2.4 Bemessungskonzepte für ermüdungsbeanspruchte Schweißverbindungen

Für den Ermüdungsnachweis von Schweißverbindungen stehen verschiedene Bemessungskonzepte zur Verfügung. Diese Bemessungskonzepte werden im Folgenden vorgestellt und es wird auf die jeweiligen Anwendungsbereiche eingegangen.

2.4.1 Allgemeines

Die Bemessung ermüdungsbeanspruchter Konstruktionsdetails und Schweißverbindungen kann mit globalen oder mit lokalen Konzepten erfolgen. Als globales Konzept ist das Nennspannungskonzept das am häufigsten angewendete und in den meisten Regelwerken verankerte Bemessungskonzept. Im Vergleich zum Nennspannungskonzept ist die Anwendung von lokalen Konzepten wie dem Kerbspannungs- oder dem Kerbdehnungskonzept sowie die Anwendung bruchmechanischer Methoden mit einem zunehmenden Berechnungsaufwand verbunden (BARSOU ET AL. 2012; MARQUIS UND SAMUELSSON 2005). Da es sich bei auftretenden Ermüdungsschäden dem Ursprung nach um ein sehr lokales Phänomen handelt, haben lokale Einflussparameter wie die Geometrie, die Belastung und der verwendete Werkstoff einen großen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils (RADAJ UND SONSINO 2000). Die Berücksichtigung dieser Einflussparameter ermöglicht insbesondere die Ermüdungsfestigkeitsbewertung komplexer Bauteile und Strukturen, für die eine Nennspannung nicht zutreffend definiert werden kann. Die Anwendung lokaler Konzepte und der damit verbundene Mehraufwand lassen sich in diesen Fällen begründen. Das Strukturspannungskonzept kann als Bindeglied zwischen dem globalen Nennspannungskonzept und den lokalen Konzepten aufgefasst werden (RADAJ ET AL. 2006). Es berücksichtigt makrogeometrische Effekte bzw. die strukturelle Umgebung eines Konstruktionsdetails, die zu einer Beanspruchungserhöhung führt. Die örtliche Kerbe und die durch die Kerbwirkung hervorgerufene Spannungskonzentration, die beispielsweise an einem Schweißnahtübergang vorliegt, bleiben bei Anwendung des Strukturspannungskonzeptes unberücksichtigt (NIEMI ET AL. 2006). Für industrielle Anwendungen und im Hinblick auf die Bemessungspraxis im Stahlbau haben die linear-elastischen spannungsbasierenden Konzepte (Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept) die größte Bedeutung. Für die Bewertung von Unregelmäßigkeiten und Fehlern bei Bauteilen und Schweißverbindungen kommt in der Regel die linear-elastische Bruchmechanik zum Einsatz. Nachfolgend wird auf die genannten Konzepte, die z. B. in den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) und den FKM-Richtlinien (RENNERT ET AL. 2012; BERGER ET AL. 2009) enthalten sind, im Detail eingegangen.

2.4.2 Nennspannungskonzept

Für die Bemessung ermüdungsbeanspruchter Konstruktionen kommt dem Nennspannungskonzept aufgrund der einfachen Handhabbarkeit die größte Bedeutung im industriellen Umfeld zu. Unter der Voraussetzung, dass für das zu bemessende Konstruktionsdetail am erwarteten Anrissort eine Nennspannung eindeutig definiert werden kann, wird die Spannung im Nettoquerschnitt aus den globalen Schnittgrößen auf Grundlage der elementaren Festigkeitslehre berechnet. Spannungskonzentrationen, die durch makrogeometrische Effekte oder infolge örtlicher Kerbwirkung hervorgerufen werden, bleiben bei

der Nennspannungsberechnung und damit auf der Einwirkungsseite unberücksichtigt. Die Berücksichtigung dieser Effekte erfolgt auf der Widerstandsseite über die dem Konstruktionsdetail zugeordnete Wöhlerlinie, die auf Ermüdungsversuchen an bauteilähnlichen Probekörpern basiert. Die genannten Effekte sowie vorliegende Eigenspannungen bei geschweißten Konstruktionsdetails sind damit in der Bemessungswöhlerlinie des jeweiligen Konstruktionsdetails enthalten.

In Normen (DIN EN 1993-1-9) und Richtlinien (HOBACHER 2016; RENNERT ET AL. 2012) stehen Bemessungswöhlerlinien für den nennspannungsbasierten Ermüdungsnachweis zur Verfügung, deren Grundlage die EKS-Empfehlung (ECCS TC6 1985) bildete (HAIBACH 2006). Umfangreiche Kerbfallkataloge in den jeweiligen Normen und Richtlinien ermöglichen die Einordnung konstruktiver Details in festgelegte Wöhlerlinienscharen. Die für das zu bemessende Detail geltende Wöhlerlinie ist durch den Kerbfall bzw. die FAT-Klasse (engl. fatigue class) festgelegt. Der Kerbfall bzw. die FAT-Klasse gibt die ertragbare Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_C$ bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen an und wird im Eurocode 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) auch als Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bezeichnet. Unter Verwendung des Bezugswerts $\Delta\sigma_C$ kann die Konstante C in Gl. (2.2) eliminiert und die Wöhlerlinie durch Gl. (2.8) beschrieben werden.

$$N = N_C \cdot \left(\frac{\Delta\sigma}{\Delta\sigma_C} \right)^{-m} \quad (2.8)$$

Die Kerbfälle im EC 3 Teil 1-9 wurden auf Grundlage einer statistischen Auswertung national und international publizierter experimenteller Ergebnisse in Anlehnung an das in Anhang D von (DIN EN 1990) definierte Auswerteverfahren festgelegt. Der charakteristische Wert der Ermüdungsfestigkeit wird demnach für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 95\%$ (95% - Fraktile) für den Logarithmus der Schwingspielzahl mit einem zweiseitigen Vertrauensintervall des Mittels von 75% bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen ermittelt und entspricht damit näherungsweise einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U \approx 97,5\%$ (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014). Für Längsspannungsschwingbreiten ist die im EC 3 Teil 1-9 definierte Wöhlerlinie in Abbildung 2.13 schematisch dargestellt. Bei geschweißten Bauteilen wird kein Mittelspannungseinfluss berücksichtigt, da von hohen Eigenspannungen ausgegangen wird, wodurch die Ermüdungsfestigkeit lediglich von der Spannungsschwingbreite abhängt. Für geschweißte Verbindungen wird im Zeitfestigkeitsbereich eine Neigung von $m = 3$ und unter konstanter Beanspruchung bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit definiert. Liegen alle auftretenden Beanspruchungen unter der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$, so kann ein Dauerfestigkeitsnachweis geführt werden. Für den Betriebsfestigkeitsnachweis unter variablen Beanspruchungen wird die Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich im Bereich von $N_D = 5 \cdot 10^6$ bis $N_L = 1 \cdot 10^8$ Schwingspielen für die Schadenakkumulationsrechnung mit einer Neigung von $m_D = 2m - 1 = 5$ weitergeführt. Die Neigungsänderung der Wöhlerli-

nie geht auf Haibach zurück (HAIBACH 1970) und berücksichtigt den Abfall der Dauerfestigkeit aufgrund fortschreitender Schädigung unter Verwendung der modifizierten Form der Miner-Regel. Beanspruchungen unterhalb des Schwellenwerts der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ bei $N_L = 1 \cdot 10^8$ Schwingspielen werden bei der Schadensakkumulationsrechnung nicht mehr berücksichtigt.

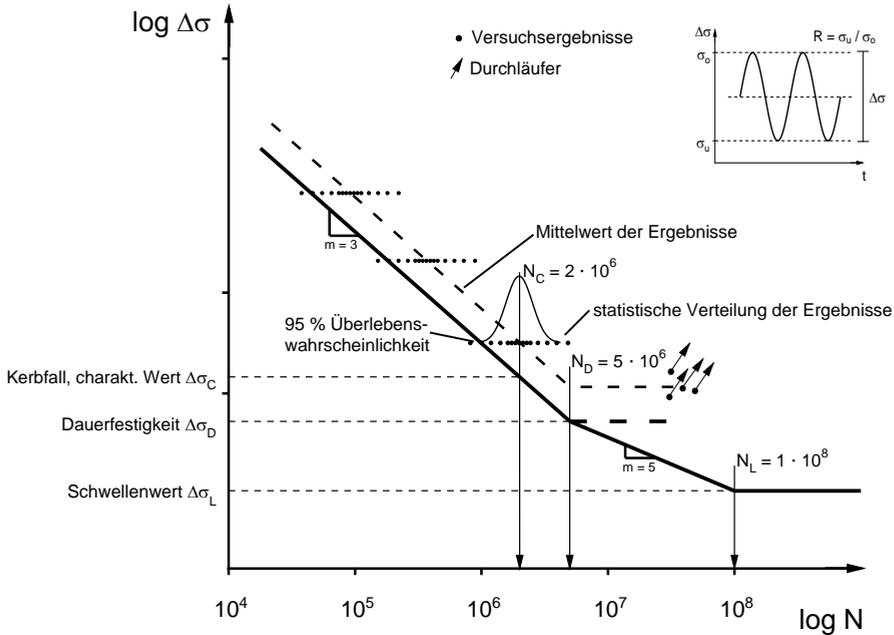


Abbildung 2.13: Versuchsergebnisse bei konstanter Amplitude in Anlehnung an (HIRT UND BEZ 1998) und Definition der Wöhlerlinie nach EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9)

Die lineare Schadensakkumulationsrechnung erfolgt nach Palmgren (PALMGREN 1924) und Miner (MINER 1945) unter Verwendung von Gl. (2.9). Ermüdungsversagen tritt ein, wenn die Summe der Teilschädigungen den Wert $D = 1$ erreicht, wobei n_i die Schwingspielzahl eines Spannungsschwingbreitenniveaus $\Delta\sigma_i$ und N_i die zugehörige Bruchschwingspielzahl ist.

$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (2.9)$$

Den Bemessungswöhlerlinien in den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) liegt eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 97,7\%$ zugrunde. Sie unterscheiden sich von den

im EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) gegebenen Wöhlerlinien in einigen Punkten. Für normalbeanspruchte Schweißverbindungen wird die Wöhlerlinienneigung bei konstanter Belastung zu $m = 3$ und der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit erst bei $N_D = 1 \cdot 10^7$ definiert. Weiterhin erfolgt eine Unterscheidung in Standardanwendungen und Anwendungen im Bereich sehr hoher Lastspielzahlen. Für Standardanwendungen wird ab dem Abknickpunkt in Übereinstimmung mit dem EC 3 ein horizontaler Wöhlerlinienverlauf angenommen. Für Anwendungen im Bereich sehr hoher Schwingspielzahlen wird die Wöhlerlinienneigung basierend auf (SONSINO 2007) zu $m = 22$ festgelegt. Für variable Beanspruchungen wird die Wöhlerlinie analog zum EC 3 mit einer Neigung von $m = 5$ im Bereich von $N_D = 1 \cdot 10^7$ bis $N = 1 \cdot 10^9$ fortgesetzt. Die FAT-Klassen beziehen sich auf die 1. Hauptnormalspannung, gelten für ein Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ und ein Mittelspannungseinfluss kann abhängig von Eigenspannungsrichtung und -höhe bei geschweißten Verbindungen berücksichtigt werden. Für Blechdicken größer als 25 mm ist die Ermüdungsfestigkeit über einen Reduktionsfaktor abzumindern.

2.4.3 Strukturspannungskonzept

2.4.3.1 Anwendungsgebiete und Grundlagen

Das Strukturspannungskonzept (auch Hot-Spot-Konzept) wird angewendet, wenn für ein Bauteil keine Bestimmung der Nennspannung möglich ist oder wenn das zu bemessende Bauteil nicht durch Kerbfallkataloge, wie z. B. (DIN EN 1993-1-9), abgedeckt wird. Das Strukturspannungskonzept geht ursprünglich auf einen Ansatz von Haibach (HAIBACH 1968) zurück. Zu den Anwendungsgebieten zählen Hohlprofilkonstruktionen der Offshore-Industrie und des Hochbaus sowie komplexe geschweißte Konstruktionen im Allgemeinen. Im Unterschied zum Nennspannungskonzept, bei dem alle ermüdungsrelevanten Einflüsse aufseiten der Beanspruchbarkeit in der zugehörigen Wöhlerlinie enthalten sind, werden spannungserhöhende Einflüsse aus der strukturellen Umgebung des Konstruktionsdetails beim Strukturspannungskonzept auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt. Dadurch wird der Tatsache Rechnung getragen, dass bei zahlreichen Konstruktionsdetails vor allem die strukturelle Umgebung und weniger die Art der Schweißnaht die Ermüdungsfestigkeit bestimmt. Als Bewertungsgröße wird die fiktive Strukturspannung σ_s (engl. auch hot-spot stress) definiert, die sich durch Extrapolation des strukturbedingten Spannungsverlaufs auf den ermüdungskritischen Schweißnahtübergang ergibt, siehe Abbildung 2.14. In EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) und in den IIW-Empfehlungen werden dazu die erste Hauptspannung herangezogen.

Eine detaillierte Beschreibungen der verfügbaren Ansätze kann (RADAJ UND SONSINO 2000; RADAJ ET AL. 2006) entnommen werden. Für plattenartige Strukturen entwickelte Vorgehensweisen in (NIEMI ET AL. 2006; NIEMI ET AL. 2017) wurden in die IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2009; HOBBACHER 2016) übernommen und jüngst überar-

beitet (NIEMI ET AL. 2017). Für Hohlprofilknoten wurden spezifische Bemessungsansätze entwickelt (ZHAO ET AL. 2002; ZHAO UND PACKER 2000; EFTHYMIU 1988). Darüber hinaus existieren auch Ansätze, die eine Innenlinearisierung des strukturbedingten Spannungsverlaufs über die Bauteildicke zugrunde legen (POUTIAINEN ET AL. 2004; DONG 2001; DONG ET AL. 2002; XIAO UND YAMADA 2004).

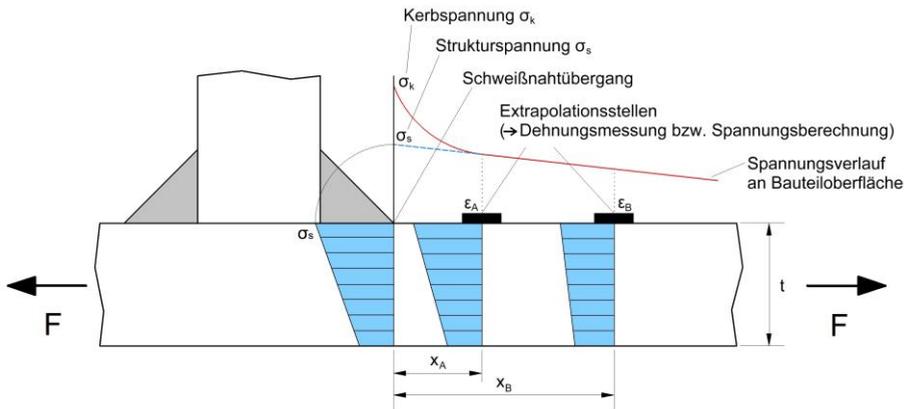


Abbildung 2.14: Strukturspannungsbestimmung durch lineare Extrapolation des Spannungsverlaufs zum Schweißnahtübergang in Anlehnung an (NIEMI ET AL. 2017)

2.4.3.2 Strukturspannungsbestimmung und -nachweis

Die Bestimmung der Strukturspannung kann numerisch über FE-Berechnungen oder experimentell anhand von am Bauteil gemessenen Dehnungen erfolgen. Für eine Reihe von Konstruktionsdetails sind zudem parametrische Berechnungsformeln zur Strukturspannungsermittlung verfügbar. In der Regel wird bei Strukturspannungsberechnungen die Steifigkeit der Schweißnaht berücksichtigt. Der nichtlineare Anteil des Spannungsverlaufs, der durch die örtliche Kerbwirkung am Nahtübergang verursacht wird und durch den Nahtanstiegswinkel und den Nahtübergangsradius definiert ist, bleibt unberücksichtigt, siehe Abbildung 2.14. Das Strukturspannungskonzept wird überwiegend auf Schweißnahtübergangskerben unter Anwendung einer Oberflächenextrapolation des Spannungsverlaufs angewendet. Die Strukturspannung entspricht dem maximalen Wert der extrapolierten Spannung. Der Bezug zur Nennspannung wird über den Spannungskonzentrationsfaktor (SCF; engl. stress concentration factor) gemäß Gl. (2.10) hergestellt. Die Strukturspannung entspricht der um den Spannungskonzentrationsfaktor erhöhten Nennspannung.

$$\sigma_s = \text{SCF} \cdot \sigma_n \quad (2.10)$$

Die Vorgehensweise zur Strukturspannungsermittlung wurde bislang nicht vereinheitlicht. Verfügbare Methoden zur Strukturspannungsermittlung unterscheiden sich vor allem in der Definition von Anzahl und Lage der Extrapolationsstellen zur Auswertung der Spannungen. Zudem wird zwischen linearer und quadratischer Extrapolation unterschieden. National und auch international werden die IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) am häufigsten angewendet. Im Kommentar zum EC3 Teil 1-9 (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014) wird ebenfalls auf die IIW-Empfehlungen verwiesen. Diese beziehen sich auf plattenartige Strukturen und unterscheiden zwischen zwei Typen von Hot-Spots. Hot-Spots vom Typ a) liegen am Nahtübergang einer Plattenoberfläche. Der Abstand der Extrapolationsstellen und demzufolge die Strukturspannung hängen von der Blechdicke t ab. Am Nahtübergang an einer Plattenkante handelt es sich um Hot-Spots vom Typ b), bei denen die Strukturspannung blechdickenunabhängig ist und demnach feste Abstände für die Extrapolationsstellen definiert werden. Für Hot-Spots vom Typ a) erfolgt die Extrapolation im Regelfall linear. Eine quadratische Extrapolation kann für Hot-Spots vom Typ a) bei stark nichtlinearem Spannungsverlauf (wie z. B. vor eine Längssteife) sowie bei Hot-Spots vom Typ b) angewendet werden. Die für Hot-Spots vom Typ a) überwiegend verwendeten Extrapolationsstellen in den Abständen $0,4t$ und $1,0t$ vom Nahtübergang werden von Niemi (NIEMI 1995) zur Ermittlung der Strukturspannung an einer imperfekten Stumpfnahat vorgeschlagen (Abbildung 2.15).

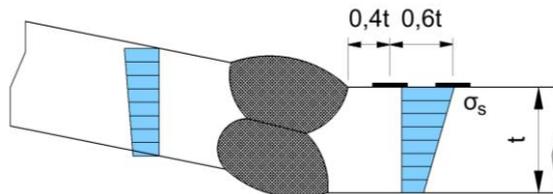


Abbildung 2.15: Dehnungsmessung an einer imperfekten Stumpfnahat im Abstand von $0,4t$ und $1,0t$ vom Nahtübergang. Die maximale Strukturspannung tritt auf der konkaven Seite der Verbindung am anschließenden Blech auf der rechten Seite auf, in Anlehnung an (NIEMI 1995)

Im Abstand von $0,3t$ vom Nahtübergang ist der nichtlineare Anteil des Spannungsverlaufs abgeklungen und imperfektionsbedingte sekundäre Biegespannungen werden erfasst. Die Strukturspannungsbestimmung erfolgt durch lineare Extrapolation unter Verwendung von Gl. (2.11).

$$\sigma_s = 1,67 \cdot \sigma_{0,4t} - 0,67 \cdot \sigma_{1,0t} \quad (2.11)$$

Der Strukturspannungsnachweis wird mit Strukturspannungswöhlerlinien analog zum Nennspannungskonzept geführt. Aufgrund des semi-lokalen Charakters der Struktur-

spannung umfasst der Kerbfallkatalog eine deutlich geringere Anzahl an Kerbfällen, siehe Tabelle B.1 in EC 3 (DIN EN 1993-1-9) wie auch Tabelle 3.3 in den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016). Im Wesentlichen erfolgt die Klassifizierung in Stumpfnähte sowie kraftübertragende und nicht kraftübertragende Kehlnähte bei Anschlüssen. Im Unterschied zu den IIW-Empfehlungen ist im EC 3 keine Berücksichtigung der Blechdickenabhängigkeit vorgesehen.

2.4.3.3 Spannungskonzentrationsfaktoren zur Berücksichtigung von Imperfektionen

Bei zugbeanspruchten Verbindungen treten durch geometrische Imperfektionen hervorgerufene sekundäre Biegespannungen auf (BERGE UND MYHRE 1977; MADDOX 1985). Diese können, wie in Abschnitt 2.4.3.2 beschrieben, direkt über die Dehnungsmessung am Bauteil oder durch entsprechende Modellierung im FE-Modell erfasst werden. Im Zuge der numerischen Berechnung wird häufig mit idealisierten Modellen gearbeitet und sekundäre Biegespannungen aus Imperfektionen werden über einen SCF berücksichtigt (NIEMI ET AL. 2017). In verschiedenen Regelwerken und Bemessungsempfehlungen werden die auf diese Weise bestimmten Spannungen unterschiedlich bezeichnet. So wird in (DNVGL-RP-C203b) der Begriff Strukturspannung verwendet, während in (HOBBACHER 2016) und (NIEMI ET AL. 2017) die Bezeichnung „modifizierte Nennspannung“ eingeführt wird. Ungeachtet der verwendeten Bezeichnung handelt es sich um eine Art Strukturspannung bzw. korrigierte Nennspannung, die den spannungserhöhenden Einfluss aus einer geometrischen Imperfektion erfasst.

Im EC 3 (DIN EN 1993-1-9) wird im Kerbfallkatalog für den Strukturspannungsnachweis darauf hingewiesen, dass keine Exzentrizitäten in den Kerbfällen enthalten sind. Obwohl diese bei der Beanspruchungsermittlung zu berücksichtigen sind, werden keine SCFs dafür angegeben. Die Angabe von SCFs zur Berücksichtigung von Imperfektionen ist lediglich im Kommentar zum EC 3 (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014) im Zusammenhang mit der Ermittlung korrigierter Nennspannungen zur Berücksichtigung von Imperfektionen aus Herstellungstoleranzen enthalten. Die SCF-Formulierungen entstammen überwiegend den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2009), dem British Standard (BS 7910a) und der DNV-Richtlinie (DNV-RP-C203a). Angewendet werden die SCFs, die in (HOBBACHER 2016; NIEMI ET AL. 2017) auch als Spannungsvergrößerungsfaktor K_m bezeichnet werden, auf den Membranspannungsanteil der Verbindung unter Verwendung von Gl. (2.12) nach (NIEMI ET AL. 2017). In Gl. (2.12) steht $\sigma_{n,m}$ für den Membranspannungsanteil und $\sigma_{n,b}$ für den Biegespannungsanteil der Nennspannung. Anders als im EC 3 ist in den IIW-Empfehlungen im Kerbfallkatalog für den Strukturspannungsnachweis bereits ein Spannungsvergrößerungsfaktor von $K_m = 1,05$ zur Berücksichtigung von kleinen und unvermeidbaren Imperfektionen enthalten.

$$\sigma_s = \text{SCF} \cdot \sigma_{n,m} + \sigma_{n,b} \quad (2.12)$$

Für Stumpfstoße von KHP sind zahlreiche SCF-Formulierungen zur Berücksichtigung von Imperfektionen bzw. planmäßiger Exzentrizitäten entwickelt worden, siehe z. B. (LOTSBERG 2016; DNVGL-RP-C203b; CONNELLY UND ZETTLEMOYER 1993; LOTSBERG 1998). Auf die für diese Arbeit relevanten Formulierungen wird in Abschnitt 4.3.1 im Detail eingegangen.

2.4.4 Kerbspannungskonzept

Beim Kerbspannungskonzept handelt es sich im Gegensatz zum Nenn- und Strukturspannungskonzept um ein lokales Nachweiskonzept. Zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit wird die maximale Spannung, die lokal in der Schweißnahtkerbe vorliegt, herangezogen, siehe Abbildung 2.14. Die Schweißnahtkerben werden dazu mit einem definierten Ersatzradius ausgerundet (Abbildung 2.16) und die linear-elastische Kerbspannung im ausgerundeten Kerbgrund berechnet. Anwendbar ist das Konzept auf Kerben am Schweißnahtübergang und an der Wurzel. Die direkte Berücksichtigung der lokalen Nahtgeometrie bei der Kerbspannungsberechnung ermöglicht den Vergleich bzw. die Optimierung verschiedener Ausführungsvarianten von Schweißverbindungen (RADAJ UND HELMERS 1997).

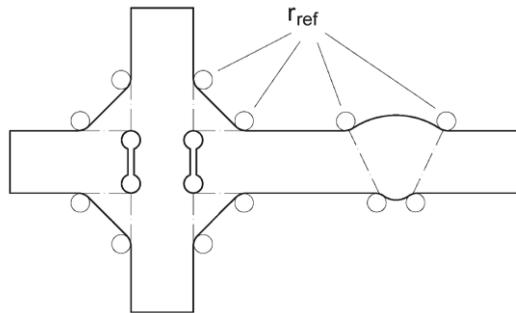


Abbildung 2.16: Fiktives Ausrunden der Schweißnahtkerben an Nahtübergang und -wurzel nach (HOBBACHER 2016) aus (FRICKE 2013)

Der eingeführte Ersatzradius geht auf einen Ansatz von Neuber zurück (NEUBER 1968) und berücksichtigt die Mikrostützwirkung. Demnach ist nicht die Kerbhöchstspannung versagensmaßgebend, sondern die über ein kleines Werkstoffvolumen am Ort der Höchstspannung gemittelte Kerbspannung (RADAJ UND VORMWALD 2007). Hintergrund der Einführung des Ersatzradius ist, dass die durch Mittelung über die Ersatzstrukturlänge reduzierte Kerbspannung im Ligament alternativ durch Ausrundung mit dem fiktiv

vergrößerten Radius ρ_f bestimmt werden kann. Neuber gibt Gl. (2.13) zur Bestimmung von ρ_f an.

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^* \quad (2.13)$$

ρ Ausgangsradius bzw. realer Radius

ρ^* Ersatzstrukturlänge (Werkstoffkenngröße, Länge orthogonal zum Kerbgrund über welche die Kerbspannung gemittelt wird)

s Faktor für Mehrachsigsigkeitsgrad und Festigkeitshypothese

Basierend auf Gl. (2.13) schlägt Radaj (RADAJ 1990) einen Referenzradius von $r_{\text{ref}} = 1$ mm für Schweißverbindungen bei Baustählen vor. Dieser ergibt sich für einen realen Radius von $\rho = 0$ mm im ungünstigsten Fall, einer Ersatzstrukturlänge von $\rho^* = 0,4$ mm für Stahlguss im Schweißnahtbereich sowie $s = 2,5$ (ebener Dehnungszustand, Gestaltänderungsenergiehypothese). Die mit dem Referenzradius berechnete Kerbformzahl K_t berücksichtigt die Stützwirkungseffekte und entspricht direkt der Kerbwirkungszahl K_f .

Der Ermüdungsnachweis nach dem Kerbspannungskonzept unter Verwendung des beschriebenen Referenzradius wurde in verschiedene IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016; FRICKE 2012, 2013) und in die FKM-Richtlinie (RENNERT ET AL. 2012) aufgenommen und ist für Blechdicken größer 5 mm geeignet. Eine Blechdickenabhängigkeit für Blechdicken größer 25 mm ist implizit in den berechneten Kerbspannungen berücksichtigt, da diese durch das r/t -Verhältnis bestimmt werden. Die numerische Berechnung der Kerbspannungen und die Anforderungen an die Vernetzung im Kerbbereich sind in den IIW-Empfehlungen detailliert beschrieben. Für Schweißverbindungen, die vorrangig durch Normalspannungen beansprucht sind, geben die IIW-Empfehlungen für die Berechnung von Hauptspannungen mit dem Referenzradius $r_{\text{ref}} = 1$ mm die FAT-Klasse 225 als charakteristische Ermüdungsfestigkeit auf der Widerstandsseite an. Kleine und unvermeidbare Imperfektionen, die einem Spannungsvergrößerungsfaktor von $K_m = 1,05$ entsprechen, sind darin enthalten. Der Verlauf der Kerbspannungswöhlerlinie orientiert sich im Hinblick auf die Neigung und den Abknickpunkt am Verlauf der Nennspannungswöhlerlinie der IIW-Empfehlungen, siehe Abschnitt 2.4.2. Die Grundlage für die angegebene FAT-Klasse bilden Untersuchungen an Schweißverbindungen mit scharfen Kerben, deren Auswertung die FAT-Klasse 210 ergab ($P_{\bar{U}} = 97,7 \%$, $R = 0,4$) (OLIVIER ET AL. 1989, 1994). Erst die Auswertung dieser und weiterer Versuchsergebnisse durch Hobbacher (HOBBACHER 2008) resultierte in der FAT-Klasse 225, die für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{U}} = 97,7 \%$ und ein Spannungsverhältnis von $R = 0,5$ angegeben wird. Vor allem für Stumpfnähte liegen jedoch auch Untersuchungen vor, die auf geringere Ermüdungsfestigkeiten als FAT 225 hindeuten (KRANZ UND SONSINO 2010;

PEDERSEN ET AL. 2010). Dies kann auf geringere Spannungskonzentrationen bei diesen Schweißnähten und bzw. oder flachere Wöhlerlinienneigungen zurückzuführen sein (FRICKE 2012).

Weitere Ansätze zur Bemessung von Schweißnähten im Dünoblechbereich kleiner 5 mm, die einen Referenzradius von $r_{ref} = 0,05$ mm in Verbindung mit FAT-Klasse 630 verwenden, können (SONSINO 2009; EIBL 2003) entnommen werden.

Für einfache geschweißte Verbindungen wie z. B. Stumpfstoße oder Kreuzstoße sind zudem auch Näherungsformeln zur Berechnung der Kerbformzahlen entwickelt worden (ANTHES ET AL. 1993; LAWRENCE ET AL. 1981; RADAJ UND ZHANG 1990). Diese unterstützen den Anwender vor allem in der Bewertung der Einflüsse verschiedener Abmessungs- und Beanspruchungsverhältnisse.

2.4.5 Kerbdehnungskonzept

Das Kerbdehnungskonzept kann bei ungeschweißten wie auch bei geschweißten Bauteilen eingesetzt werden, wobei erste Anwendungen auf Schweißverbindungen auf Lawrence et al. zurückgehen (LAWRENCE ET AL. 1978). Das in der Version von Seeger (SEEGER 1996) entwickelte Kerbdehnungskonzept wird auch als „örtliches Konzept“ bezeichnet und ist wissenschaftlich allgemeiner gefasst, da über die Kerbwirkung hinaus jede örtliche Bauteilbeanspruchung adressiert wird (RADAJ UND VORMWALD 2007).

Beim Kerbdehnungskonzept werden im Unterschied zum Kerbspannungskonzept in Abschnitt 2.4.4 die örtlichen Dehnungen unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens an der ermüdungskritischen Stelle eines Bauteils bestimmt und den örtlich ertragbaren Dehnungen des Werkstoffs gegenübergestellt (SEEGER 1996). Neben der Bauteilgeometrie und -belastung werden als Eingangswerte die zyklischen Werkstoffkennwerte (zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve und Dehnungswöhlerlinie) benötigt. Diese können z. B. mithilfe des Uniform Material Law (UML) (BÄUMEL UND SEEGER 1990; BOLLER UND SEEGER 1987), das dazu lediglich den Elastizitätsmodul E und die statische Zugfestigkeit R_m benötigt, bestimmt werden. Im Vergleich zum Kerbspannungskonzept sind somit keine Kennwerte erforderlich, die aus Ermüdungsversuchen an Bauteilen stammen (wie z. B. Wöhlerlinienneigung und Abknickpunkt) (SEEGER 1996). Die Grundlage des Konzeptes bildet die Annahme, dass das mechanische Werkstoffverhalten im Kerbgrund hinsichtlich Verformung, Schädigung und Rissinitiierung vergleichbar dem einer axialbeanspruchten, ungekerbten (dort theoretisch angenommenen oder ausgearbeiteten und geprüften) Werkstoffprobe ist (RADAJ ET AL. 2006), siehe Abbildung 2.17. Die theoretische Beanspruchung im Kerbgrund infolge äußerer Belastung wird numerisch oder mithilfe von Formzahlen berechnet und die Kerbgrund-

beanspruchung mithilfe der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve bestimmt. Auf der Widerstandsseite wird mit der Dehnungswöhlerlinie und unter Verwendung eines Schädigungskennwerts, der den Mittelspannungseinfluss berücksichtigt, die Schädigungskennwert-Wöhlerlinie ermittelt.

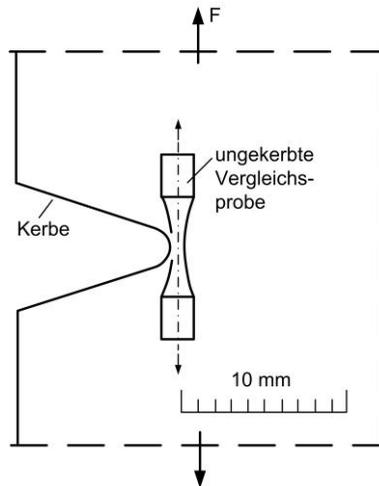


Abbildung 2.17: Ungekerbte Vergleichsprobe im Kerbgrund für die Simulation des Verformungs- und Rissinitiierungsverhaltens aus (RADAJ UND VORMWALD 2007)

Die Anrisslebensdauer des Bauteils folgt aus einer Schadensakkumulationsrechnung. Nach Seeger (SEEGER 1996) werden mit dem Kerbdehnungskonzept einzelne Anrisslebensdauern oder entsprechende Wöhler- und Lebensdauerlinien für den technischen Oberflächenanriss mit einer Risslänge $2c_i$ von ca. 0,5 mm bis 1 mm berechnet. In der Literatur unterscheiden sich die Angaben bezüglich der berechneten Abmessungen des technischen Anrisses je nach Version des Kerbdehnungskonzeptes teilweise erheblich. So wird von Lawrence et al. für den technischen Anriss z. B. eine Risstiefe von $a_i = 0,25$ mm angegeben (LAWRENCE ET AL. 1981), die später verbunden mit einer weiteren Unterteilung der Anrissphase auf einen Wert von $a_i = 0,10$ mm reduziert wird (LAWRENCE ET AL. 1997).

Der Vorteil des Kerbdehnungskonzeptes liegt vor allen Dingen in der universellen Anwendbarkeit. Oftmals kritisiert wird die Fehlerempfindlichkeit, da bereits geringe Abweichungen der zahlreichen Eingabeparameter die Lebensdauervorhersage stark beeinflussen können (GRAF UND ZENNER 1994; RADAJ 2003). Um bei Bauteilen die Gesamtlebensdauer bis zum Bruch zu ermitteln, ist an die mit dem Kerbgrundkonzept

berechnete Anrisslebensdauer eine Rissfortschrittsberechnung anzuschließen. Dies gilt insbesondere für Bauteile, die eine ausgeprägte Rissfortschrittsphase aufweisen.

2.4.6 Rissfortschrittskonzept, bruchmechanisches Konzept

2.4.6.1 Grundlagen der linear-elastischen Bruchmechanik

Die verbleibende Lebensdauer eines rissbehafteten Bauteils lässt sich bei bekannter Anfangsrissgröße und -form mithilfe der Bruchmechanik abschätzen. Bei den Anfangsrissen kann es sich um Ermüdungsrisse, um herstellungsbedingte Anrisse bzw. Grenzwerte für Herstellungsfehler sowie um Rissgrößen, die sich aus der Fehlererkennbarkeit der ZfP ergeben, handeln. Die Lebensdauer bis zum Anriss bleibt bei der bruchmechanischen Bewertung unberücksichtigt. Bei geschweißten Bauteilen und Verbindungen kann die Rissfortschrittsphase abhängig vom jeweiligen Beanspruchungsniveau den überwiegenden Teil der gesamten Lebensdauer ausmachen (GURNEY 1979a; MADDOX 1991). Die hohe Kerbwirkung im Nahtübergangs- oder Nahtwurzelbereich von Schweißnähten sowie herstellungsbedingte Unregelmäßigkeiten und kleine Fehler in diesen Bereichen können dazu führen, dass die Rissinitiierungsphase nahezu vernachlässigbar ist (GURNEY 1979a; LOTSBERG 2016).

Als Maß für die Beanspruchung an der Risspitze sind örtliche Spannungen und Dehnungen nicht geeignet, da diese unter Annahme elastischen Werkstoffverhaltens sehr hohe, unter Umständen unendlich hohe Werte annehmen (SEEGER 1996). Stattdessen werden diese singulären Spannungsfelder (siehe Abbildung 2.18) im Rahmen der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) hinsichtlich ihrer Intensität durch den Spannungssintensitätsfaktor K basierend auf einem Ansatz von Irwin (IRWIN 1957) charakterisiert, Gl. (2.14).

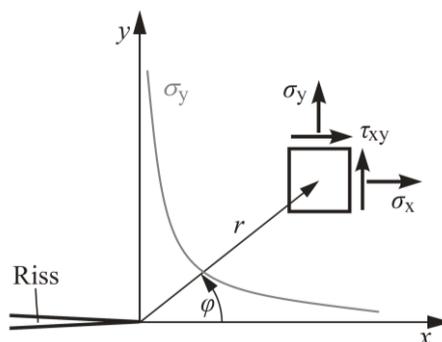


Abbildung 2.18: Element mit Koordinatensystem und Spannungsfeld an der Risspitze aufbauend auf (RICHARD UND SANDER 2012)

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cdot K \cdot f_{ij}(\varphi) \quad (2.14)$$

σ_{ij} Spannung in einem Element in der Rissumgebung

K Spannungintensitätsfaktor

r Abstand des Elements von der Rissspitze

$f_{ij}(\varphi)$ dimensionslose Winkelfunktion, die die Lage des Elements bezüglich der Rissspitze beschreibt

Die LEBM kann bei Bauteilen angewendet werden, die sich bis zum Bruch im Wesentlichen linear-elastisch verhalten und wenn die plastische Zone an der Rissspitze klein gegenüber dem Ligament und den Bauteilabmessungen ist (BERGER ET AL. 2009). Diese Lokalisierung des Bruchprozesses ist in sehr vielen Fällen, wie typischerweise bei metallischen Werkstoffen und den meisten spröden Materialien, gegeben (GROSS UND SEELIG 2011). Hierbei wird zwischen drei grundlegenden Rissöffnungsarten (Modi) unterschieden, Abbildung 2.19: symmetrische Rissöffnung infolge Zugbeanspruchung (Modus I), Abgleiten der Rissoberflächen in der Rissebene durch ebenen Schub (Modus II) und Verschieben der Rissoberflächen quer zur Rissrichtung durch nichtebenen Schub (Modus III) (BLUMENAUER UND PUSCH 1993).

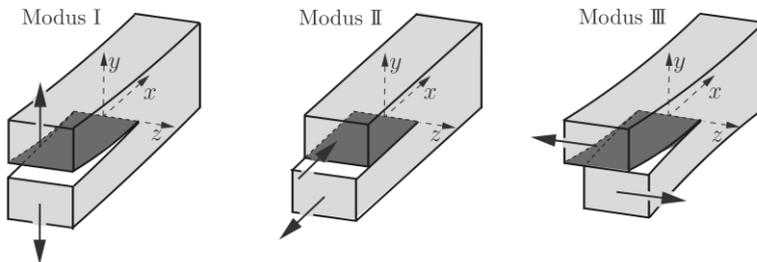


Abbildung 2.19: Rissöffnungsarten (Modi) aus (GROSS UND SEELIG 2011)

Den Modi werden die Spannungintensitätsfaktoren K_I , K_{II} und K_{III} zugeordnet. Für die praktische Anwendung der linear-elastischen Bruchmechanik ist der reine Modus I, wie er z. B. bei zug- oder biegebelasteten Bauteilen auftritt, von zentraler Bedeutung. Da das Risswachstum normalspannungsgesteuert erfolgt, liegt ohne eine Änderung der Belastungsrichtung eine Mode I-Belastung vor und der Riss verläuft orthogonal zur anliegenden Normalspannung (RICHARD UND SANDER 2012). Für die Beschreibung von

Ermüdungsverschleiß durch Rollreibung sind Mode II- und für torsionsbelastete Wellen Mode III-Beanspruchungen von praktischer Bedeutung (BLUMENAUER UND PUSCH 1993). Zudem können die Rissöffnungsmodi auch in Kombination auftreten (Mixed-Mode-Beanspruchung) und mit dem Vergleichsspannungsintensitätsfaktor K_V bewertet werden. Diesbezüglich sei auf die Fachliteratur verwiesen (BERGER ET AL. 2009). Da im Rahmen dieser Arbeit an stumpfgeschweißten KHP-Verbindungen ausschließlich Mode I-beanspruchte Risse untersucht werden, gilt im Folgenden $K = K_I$.

Der Spannungsintensitätsfaktor K bzw. dessen Schwingbreite ΔK bei Rissfortschrittsberechnungen ist als eine Zustandsgröße zu sehen, die ein Maß für die Beanspruchung im Rissspitzenbereich ist (GROSS UND SEELIG 2011). Häufig wird die Schwingbreite ΔK auch als zyklischer Spannungsintensitätsfaktor bezeichnet. Für den Innenriss nach Griffith (siehe z. B. (HAHN 1976)) in einer unendlich ausgedehnten Scheibe unter homogener Zugbelastung ergibt sich der Spannungsintensitätsfaktor abhängig von der Risstiefe a zu:

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

Der Spannungsintensitätsfaktor ist abhängig von der Gestalt und dem Beanspruchungszustand eines Bauteils, der Rissgeometrie, den Rissabmessungen und der Risslage. Im Falle realer Bauteile und abweichender Risskonfigurationen vom Griffith-Riss werden diese Einflussgrößen durch die Geometriefunktion $F(a)$ in Gl. (2.16) berücksichtigt.

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F(a) \quad (2.16)$$

Für eine Rissfortschrittsberechnung ist neben dem durch Gl. (2.16) festgelegten Zusammenhang eine Rissfortschrittsgleichung erforderlich, die den Risslängenzuwachs je Schwingspiel in Form der Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN beschreibt. Die Berechnung des Rissfortschritts von ermüdungsbeanspruchten Bauteilen erfordert bei dreidimensionalen Rissgeometrien zudem die Kenntnis der Risslänge c bzw. $2c$ an der Bauteiloberfläche.

2.4.6.2 Spannungsintensitätsfaktoren

Zur Bestimmung von Spannungsintensitätsfaktoren sind verschiedene Methoden geeignet. Analytische Methoden, die eine Lösung in geschlossener Form (exakte Lösung) zum Ziel haben, sind lediglich für einfache Randwertprobleme wie z. B. den Griffith-Riss anwendbar, siehe Gl. (2.15). Die meisten Formeln zur Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren basieren auf numerischen Berechnungen (FEM, BEM etc.) und stellen Näherungslösungen dar. Die Darstellung der numerischen Ergebnisse erfolgt in grafischer, tabellarischer oder analytischer Form durch normierte Funktionen. Die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren basiert auf den elastischen Spannungen, die über den Rissflanken im ungerissenen Bauteil auftreten (BERGER ET AL. 2009).

Gl. (2.17) beschreibt den Spannungsintensitätsfaktor, abhängig von Bauteilgeometrie, Rissgeometrie und charakteristischer Spannung σ_0 (Zugspannung oder Amplitude der Biegespannung). Für komplexere Probleme können somit weitere Einflussparameter wie z. B. die Blechdicke t oder der Innenradius r_i eines Hohlzylinders berücksichtigt werden.

$$K = \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{t}{r_i}, \dots \right) \quad (2.17)$$

Berechnungsformeln zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors sind in zahlreichen Richtlinien (ZERBST UND HÜBNER 2004; BS 7910b; BERGER ET AL. 2009) und Handbüchern (LAHAM 1998; MURAKAMI 1987; SIH 1973; TADA ET AL. 2000) für unterschiedliche Bauteilgeometrien, Belastungs- und Risskonfigurationen zu finden. Hervorzuheben ist die FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009), die neben einfachen Berechnungsformeln für konstant beanspruchte Bauteile auch mathematische Gewichts- oder polynomische Einflussfunktionen zur Berechnung von Bauteilen unter nicht konstanter Beanspruchung enthält und umfangreiche Anwendungsbeispiele zur Verfügung stellt. Bei der Methode der polynomischen Einflussfunktionen wird der Spannungsverlauf gemäß Gl. (2.18) approximiert, wobei sich die Koeffizienten A_n aus einer polynomischen Anpassung der Spannungsverteilung $\sigma(x)$ ergeben. Der Spannungsintensitätsfaktor wird unter Verwendung von Einflussfunktionen f_n nach Gl. (2.19) bestimmt, die als normierte Spannungsintensitätsfaktoren für den Spannungsverlauf $(x/a)^n$ numerisch berechnet wurden und in (BERGER ET AL. 2009) tabellarisch dargestellt sind.

$$\sigma(x) = \sigma_0 \cdot \sum_{n=0}^N A_n \cdot \left(\frac{x}{a} \right)^n \quad (2.18)$$

$$K = \sigma_0 \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot \sum_{n=0}^N A_n \cdot f_n \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{t}{r_i}, \dots \right) \quad (2.19)$$

Für Oberflächenrisse in Hohlzylindern, die keine konstante Beanspruchung über die Wanddicke aufweisen, eignet sich die Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors mit der Methode der polynomischen Einflussfunktionen. Entsprechende Spannungsintensitätsfaktorlösungen wurden von Bergman (BERGMAN 1995) und Chapuliot (CHAPULIOT 2000) auf Grundlage numerischer Analysen entwickelt. Gegenüber der erstgenannten Lösung, auf der unter anderem die Lösung im British Standard (BS 7910b) basiert, deckt die Lösung von Chapuliot einen wesentlich größeren geometrischen Parameterbereich im Hinblick auf das r/t -Verhältnis ab und ist in der FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009) enthalten. Weiterhin wird in den Richtlinien des DNV GL (DNVGL-RP-F108) aufgrund des stark begrenzten Anwendungsbereichs davon abgeraten, die Spannungsintensitätsfak-

torlösung von Bergman zu verwenden. Stattdessen wird vom DNV GL empfohlen, die Lösung für einen Oberflächenriss in einer Platte zu bevorzugen.

2.4.6.3 Spannungsintensitätsfaktoren für Schweißverbindungen

Charakteristisch für Schweißverbindungen ist die örtliche Spannungskonzentration infolge der Kerbwirkung am Nahtübergang. Diese überlagert sich im Bereich geringer Risstiefen mit dem Spannungsfeld vor der Rissspitze und in Folge vergrößert sich der Spannungsintensitätsfaktor. Der Einfluss der örtlichen Spannungskonzentration auf den Spannungsintensitätsfaktor ist begrenzt und klingt mit zunehmender Risstiefe ab. Berücksichtigen lässt sich der Einfluss der örtlichen Kerbwirkung am Nahtübergang des jeweiligen Kerbdetails durch den Korrekturfaktor M_k nach Maddox (MADDOX 1975) wie folgt:

$$K = K_{\text{Standardgeometrie}} \cdot M_k \quad (2.20)$$

Der Korrekturfaktor M_k quantifiziert die Änderung des Spannungsintensitätsfaktors infolge der vorhandenen Schweißverbindung und klingt ab einer Risstiefe, die typischerweise ca. 30 % der Blechdicke entspricht, ab (BS 7910b). Basierend auf numerischen Berechnungen wurden M_k -Formeln unter anderem für Stumpfstöße (MADDOX UND ANDREWS 1990), Quersteifen (BOWNESS UND LEE 2000; HOBACHER 1993; MADDOX UND ANDREWS 1990), Kreuzstöße (MADDOX UND ANDREWS 1990; HOBACHER 1993) und Längssteifen (HOBACHER 1993) entwickelt. In Bezug auf die Untersuchungen in dieser Arbeit sind vor allem die M_k -Formeln, die in den BS7910 (BS 7910b) aufgenommen wurden, hervorzuheben. Dabei handelt es sich um die auf zweidimensionalen FE-Berechnungen basierende M_k -Formel (2D-Lösung) nach (MADDOX UND ANDREWS 1990), die sowohl für Stumpfstöße als auch für Kreuzstöße und Quersteifen anwendbar ist, sowie um die auf Grundlage dreidimensionaler FE-Berechnungen an Quersteifen entwickelte M_k -Formel (3D-Lösung) nach Bowness und Lee (BOWNESS UND LEE 2000).

Die 2D-Lösung für den Korrekturfaktor M_k nach BS7910 (BS 7910b) berechnet sich unter Verwendung von Gl. (2.21) in Abhängigkeit von der Risstiefe a und der Blechdicke t .

$$M_k = v \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^w \quad \text{wobei } M_k \geq 1 \quad (2.21)$$

Die Koeffizienten v und w werden mithilfe einer Tabelle und abhängig von der Beanspruchungsart (Zug oder Biegung) sowie der Länge der Diskontinuität (Nahtbreite, Abstand der Schweißnahtfußpunkte) und Blechdicke ermittelt. Sie basieren auf einem Nahtanstiegswinkel von 45° und einem Oberflächenriss konstanter Tiefe (Halbachsenverhältnis $a/c = 0$), der aus den zugrunde liegenden numerischen Untersuchungen am Querschnitt der jeweiligen Konstruktionsdetails mithilfe von 2D-Modellen resultiert.

Gemäß (BS 7910b) darf Gl. (2.21) ebenso auf halbelliptische Oberflächenrisse mit einem Halbachsenverhältnis $0 < a/2c \leq 0,5$ angewendet werden.

Die Anwendung der 3D-Lösung für den Korrekturfaktor M_k nach BS7910 (BS 7910b) gestaltet sich im Hinblick auf die Ermittlung der einzelnen Parameter zur Berechnung von M_k wesentlich aufwendiger und deckt halbelliptische Oberflächenrisse mit einem Halbachsenverhältnis $0,1 \leq a/c \leq 1,0$ ab, siehe (BS 7910b). Zugrunde liegt ein Nahtansteigswinkel von 45° und ein scharfer Nahtübergangsradius ($r < 0,1 \cdot t$).

Beide M_k -Faktor-Lösungen werden unter anderem von Zhang et al. (ZHANG ET AL. 2002) verwendet, um Rissfortschrittsberechnungen an Stumpfstößen von Pipelines durchzuführen.

2.4.6.4 Rissfortschrittsgleichung

Das Rissfortschrittsverhalten eines Bauteils mit Makroriss ist in Abbildung 2.20 am Beispiel einer Probe mit Mittelriss (MT-Probe) schematisch dargestellt. Wird die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bzw. Rissfortschrittsrate über dem zyklischen Spannungsintensitätsfaktor doppeltlogarithmisch aufgetragen, so lässt sich die Rissfortschrittskurve in drei Bereiche unterteilen:

Für kleine Werte des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors geht die Rissfortschrittsgeschwindigkeit gegen null (Bereich I). Der Schwellenwert des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{th} (Thresholdwert) gibt die Grenze an, unterhalb derer praktisch kein Rissfortschritt mehr auftritt. Dieser Wert wird bei einer Rissfortschrittsgeschwindigkeit von ca. 10^{-7} mm/LZ gemessen und charakterisiert die Dauerfestigkeit eines Bauteils mit Makroriss (BERGER ET AL. 2009). Die Abkürzung LZ bezeichnet ein Schwingspiel im Zusammenhang mit der Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Beeinflusst wird der Schwellenwert vom Spannungsverhältnis, vom Werkstoff und seiner Mikrostruktur sowie vom Umgebungsmedium.

Charakteristisch für den Bereich II ist ein stabiles Risswachstum bei mittleren Rissfortschrittsgeschwindigkeiten. Nach Paris und Erdogan (PARIS UND ERDOGAN 1963) kann dieser Bereich bei konstantem Spannungsverhältnis analytisch durch die Paris-Erdogan-Gleichung beschrieben werden, Gl. (2.22).

$$\frac{da}{dN} = C_p \cdot \Delta K^{m_p} \quad (2.22)$$

C_p und m_p sind die Konstanten der Paris-Erdogan-Gleichung, die auch als bruchmechanische Kennwerte bezeichnet werden. Durch diese Konstanten werden die Lage und die Steigung der Rissfortschrittskurve, die im doppeltlogarithmischen Diagramm eine Gerade darstellt, definiert. Der Exponent m_p ist eine werkstoffabhängige Größe, die für Baustähle

Werte von $m_p = 2,5$ bis $m_p = 4$ annimmt (RADAJ UND VORMWALD 2007). Die Konstante C_p hängt vor allem vom Werkstoff und vom Spannungsverhältnis ab (SANDER 2008). Mittelspannungseinflüsse zeigen sich im Bereich II insbesondere dahingehend, dass sich die Rissfortschrittskurve in Abbildung 2.20 mit zunehmendem Spannungsverhältnis nach links verschiebt.

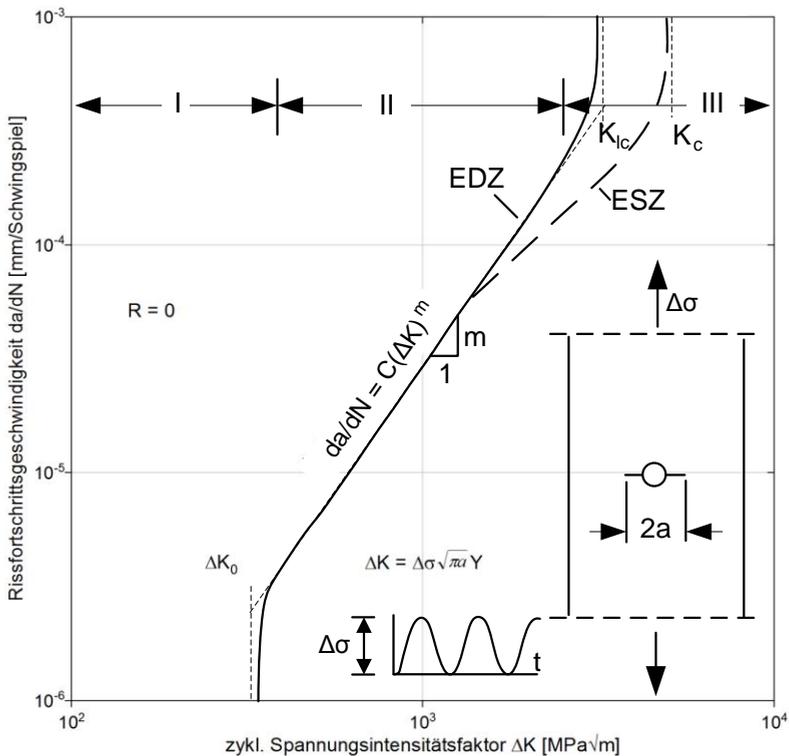


Abbildung 2.20: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor, schematische Darstellung der Bereiche I, II und III aufbauend auf (RADAJ UND VORMWALD 2007)

Begrenzt wird die Rissfortschrittskurve im Bereich III bei hohen ΔK -Werten durch die Risszähigkeit K_{IC} bzw. wenn der kritische zyklische Spannungsintensitätsfaktor ΔK_{IC} erreicht wird und instabiles Risswachstum eintritt, das zum Versagen des Bauteils führt.

Der Bereich stabilen Risswachstums, der im Rahmen dieser Arbeit an stumpfgeschweißten KHP-Verbindungen untersucht wird, wird durch Gl. (2.22) mit hinreichender Genauigkeit beschrieben, Abbildung 2.20. Die Übergangsbereiche zu ΔK_{th} im Bereich I und

ΔK_{IC} im Bereich III bleiben unberücksichtigt. Gl. (2.22) führt zu sicheren Lebensdauerabschätzungen, sofern sich nicht der beträchtliche Teil der Lebensdauer im Bereich III abspielt. Gleichmaßen kann Gl. (2.22) in Fällen, in denen der wesentliche Anteil der Lebensdauer im Bereich nahe des Schwellenwerts liegt, zu konservativen Abschätzungen führen (BERGER ET AL. 2009). Liegen variable Beanspruchungen vor, so sind infolge der beschriebenen Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis die zugehörigen Rissfortschrittskurven zu bestimmen.

Die Beschreibung der Rissfortschrittskurve kann aufbauend auf Gl. (2.22) zur besseren Anpassung an experimentelle Daten auch bilinear erfolgen, siehe z. B. (BS 7910b). Darüber hinaus lässt sich das Rissfortschrittsverhalten durch Berücksichtigung weiterer Parameter besser approximieren. Sinnvoll ist dies jedoch nur, wenn geeignete experimentelle Daten in ausreichendem Umfang vorliegen (BERGER ET AL. 2009). Zur Abbildung der Bereiche I und III wurde eine Vielzahl weiterer Rissfortschrittsgleichungen entwickelt. Die Rissfortschrittsgleichung nach Erdogan und Ratwani (ERDOGAN UND RATWANI 1970) wird häufig verwendet und beschreibt alle drei Bereiche der Rissfortschrittskurve in Form von Kurvenscharen, die abhängig vom Spannungsverhältnis sind:

$$\frac{da}{dN} = \frac{C_E \cdot (\Delta K - \Delta K_{th})^{m_E}}{(1 - R) \cdot K_C - \Delta K} \quad (2.23)$$

Die Konstanten C_E und m_E sind abhängig vom Werkstoff und nicht identisch mit den Konstanten C_P und m_P in Gl. (2.22).

Über die genannten Ansätze hinaus sind weitere Konzepte verfügbar, die versuchen, das Riss schließen zu berücksichtigen. Diese verwenden im Rissfortschrittsgesetz anstatt des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK den effektiven Spannungsintensitätsfaktor ΔK_{eff} , bei dem der Riss vollständig geöffnet ist. Bei einigen Werkstoffen entfällt durch dieses Vorgehen die Variation der Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen und die Rissfortschrittskurven fallen zu einer $da/dN - \Delta K_{eff}$ -Kurve zusammen, die sich z. B. wiederum durch die Paris-Erdogan-Gleichung beschreiben lässt (SANDER 2008).

2.4.6.5 Rissfortschrittskennwerte

Die Rissfortschrittsberechnung erfolgt mit der Rissfortschrittsgleichung unter Verwendung bruchmechanischer Werkstoffkennwerte für zyklische Beanspruchung. Für Gl. (2.22) nach Paris und Erdogan (PARIS UND ERDOGAN 1963) werden die Konstanten C_P und m_P benötigt, die durch aufwendige Versuche, z. B. an MT-Proben nach ASTM E647-15e1 (ASTM E647-15e1), bestimmt werden. Alternativ können bruchmechanische Kennwerte aus der Literatur verwendet werden, wobei auf das zugrunde liegende Spannungsverhältnis sowie auf den Werkstoff im Hinblick auf eine konservative bruchmecha-

nische Bewertung zu achten ist. In Regelwerken und in der Fachliteratur werden bruchmechanische Werkstoffkennwerte meist für Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_{\dot{U}} = 50\%$ (Mittelwert) und $P_{\dot{U}} = 97,7\%$ (oberer Grenzwert) angegeben. Bruchmechanische Kennwerte für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\dot{U}} = 50\%$ können verwendet werden, wenn begleitend zu Ermüdungsversuchen bruchmechanische Berechnungen durchzuführen sind, oder in Fällen, in denen die Sicherheitsbeiwerte erst nach der Rissfortschrittsberechnung angesetzt werden. Für konservative Lebensdauerabschätzungen werden die oberen Grenzwerte für 97,7 % Überlebenswahrscheinlichkeit verwendet. Tabelle 1 fasst bruchmechanische Kennwerte verschiedener Regelwerke sowie der Fachliteratur zusammen. Diese häufig verwendeten Kennwerte aus dem British Standard (BS 7910b), den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) sowie nach Gurney (GURNEY 1979a) sind zudem grafisch in Abbildung 2.21 dargestellt.

Tabelle 1: Bruchmechanische Kennwerte für zyklische Beanspruchung und Rissfortschritt nach Paris-Erdogan-Gleichung; Werte für Stahlwerkstoffe und Schweißverbindungen in Luft

Quelle	Gültigkeitsbereich	$P_{\dot{U}}$	C_P	m_P	ΔK_{th}
		[%]	$MPa\sqrt{m}$	[-]	$MPa\sqrt{m}$
(BS 7910b)	$R < 0,5; \Delta K \leq 11,48$	50	$2,10 \cdot 10^{-14}$	8,16	2*
(BS 7910b)	$R < 0,5; \Delta K > 11,48$	50	$8,32 \cdot 10^{-9}$	2,88	2*
(BS 7910b)	$R \geq 0,5; \Delta K \leq 6,20$	50	$2,14 \cdot 10^{-10}$	5,10	2
(BS 7910b)	$R \geq 0,5; \Delta K > 6,20$	50	$1,22 \cdot 10^{-8}$	2,88	2
(BS 7910b)	$R < 0,5; \Delta K \leq 9,96$	97,7	$7,59 \cdot 10^{-14}$	8,16	2*
(BS 7910b)	$R < 0,5; \Delta K > 9,96$	97,7	$1,41 \cdot 10^{-8}$	2,88	2*
(BS 7910b)	$R \geq 0,5; \Delta K \leq 4,55$	97,7	$9,38 \cdot 10^{-10}$	5,10	2
(BS 7910b)	$R \geq 0,5; \Delta K > 4,55$	97,7	$2,70 \cdot 10^{-8}$	2,88	2
(BS 7910b) / (HOBBACHER 2016)	vereinfacht	97,7	$1,65 \cdot 10^{-8}$	3,0	2
(GURNEY 1979a)	Baustähle	50	$5,79 \cdot 10^{-9}$	3,0	-
(GURNEY 1979a)	höherfeste Baustähle	50	$7,11 \cdot 10^{-8}$	2,25	-

* Schwellenwerte für Schweißverbindungen. Für nicht geschweißte Bauteile sind Schwellenwerte $\Delta K_{th} = 5,38 MPa\sqrt{m}$ für $R < 0$ und $\Delta K_{th} = 5,38 - 6,77 \cdot R MPa\sqrt{m}$ für $0 \leq R < 0,5$ anwendbar; Schwellenwerte $\Delta K_{th} > 2 MPa\sqrt{m}$ sind jedoch nicht für Oberflächenrisse $a < 1 mm$ anwendbar.

Für einfachere bruchmechanische Abschätzungen können die vereinfachten Kennwerte des British Standard (BS 7910b) verwendet werden, die der oberen Grenzwertkurve der zugrunde liegenden Rissfortschrittsdaten mit einer Neigung von $m_P = 3$ entsprechen, siehe Abbildung 2.21. Diese vereinfachten Kennwerte werden von Hobbacher in die IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) zur bruchmechanischen Bewertung von Ungängen in

Schweißverbindungen übernommen. Zugrunde gelegt werden eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % und ein hohes Spannungsverhältnis von $R > 0,5$ für Schweißverbindungen, denen hohe Zugeigenspannungen unterstellt werden.

Für Stahlwerkstoffe stehen im British Standard (BS 7910b) zudem bruchmechanische Kennwerte basierend auf einer bilinearen Rissfortschrittsbeschreibung zur Verfügung. Dies erlaubt eine bessere Anpassung an experimentelle Rissfortschrittsdaten. Angegeben werden die Kennwerte für 50 % und 97,7 % Überlebenswahrscheinlichkeit sowie für Spannungsverhältnisse von $R < 0,5$ und $R \geq 0,5$. Für konservative Bewertungen von Schweißverbindungen, die den Eigenspannungseinfluss berücksichtigen, werden die Kennwerte für 97,7 % Überlebenswahrscheinlichkeit und $R \geq 0,5$ empfohlen. Ab einer Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors von $4 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ deckt sich die zugehörige Rissfortschrittsskurve nahezu mit der Rissfortschrittsskurve für die vereinfachten Kennwerte, siehe Abbildung 2.21.

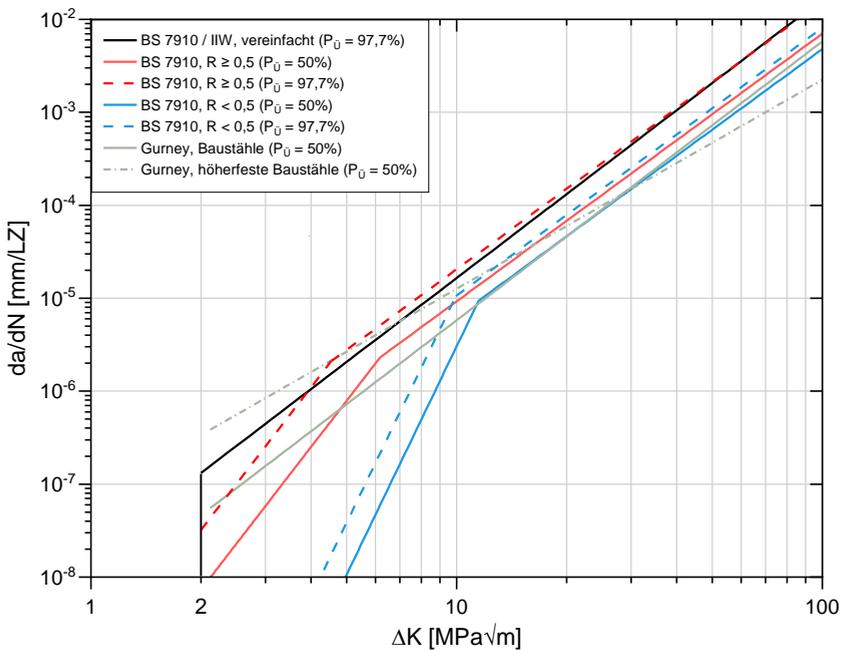


Abbildung 2.21: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit von der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors basierend auf den bruchmechanischen Kennwerten aus Tabelle 1

Darüber hinaus sind in Abbildung 2.21 Rissfortschrittsskurven für Baustähle und höherfeste Baustähle nach Gurney (GURNEY 1979a) für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von

50 % dargestellt. Die Rissfortschrittskennwerte für Baustähle werden in (GURNEY 1991) gleichermaßen für Rissfortschrittsberechnungen an Schweißverbindungen verwendet und häufig zum Vergleich mit experimentell ermittelten Rissfortschrittskennwerten herangezogen.

Insgesamt ist festzustellen, dass sich die Verläufe der Rissfortschrittskurven in Abbildung 2.21 vor allem im Bereich geringer Schwingbreiten des Spannungsintensitätsfaktors und im Bereich des Schwellenwerts K_{th} wesentlich unterscheiden. Dies ist insbesondere auf die Abhängigkeit der Rissfortschrittsgeschwindigkeit vom Spannungsverhältnis sowie auf den Schwellenwert an sich zurückzuführen. Signifikante Unterschiede zwischen den Kennwerten für Stahlwerkstoffe und denen für Schweißverbindungen sind nicht festzustellen.

2.4.6.6 Rissfortschrittsberechnung

N_p bezeichnet die Lebensdauer während des Rissfortschritts (engl. propagation) und umfasst die Schwingspielzahl, die für das Risswachstum von einer Anfangsrisstiefe a_i bis zu einer finalen Risstiefe a_f erforderlich ist. Bei der Risstiefe a_f kann es sich um eine maximal zulässige Risstiefe oder um ein definiertes Versagenskriterium (Wanddurchriss, Bruch etc.) handeln. Berechnet wird die Lebensdauer durch Integration der Rissfortschrittsgleichung. Mit der Paris-Erdogan-Gleichung, Gl. (2.22), ergibt sich der Integralausdruck in Gl. (2.24).

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C_p \cdot (\Delta K)^{m_p}} \quad (2.24)$$

Durch Einsetzen der Gleichung des Spannungsintensitätsfaktors, Gl. (2.16), in Gl. (2.24) ergibt sich Gl. (2.25).

$$N_p = \frac{1}{C_p \cdot (\Delta \sigma)^{m_p}} \cdot \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{(\sqrt{\pi \cdot a} \cdot F(a))^{m_p}} \quad (2.25)$$

In Analogie zu Gl. (2.2) entspricht die Neigung der Rissfortschrittswöhlerlinie dem Exponenten m_p der Rissfortschrittsgleichung. Dieser liegt für Baustähle in der Regel im Bereich von $m_p \approx 3$ und stimmt mit der Neigung der Bemessungswöhlerlinien für geschweißte Verbindungen überein, siehe Abschnitt 2.4.2. Charakteristisch für Schweißverbindungen ist eine ausgeprägte Rissfortschrittsphase ausgehend von Unregelmäßigkeiten und kleinen Fehlern, die den überwiegenden Anteil der Lebensdauer ausmacht. Diese Tatsache ist mit ein Grund für die Definition der heutigen Bemessungswöhlerlinien für geschweißte Bauteile, die eine Neigung von $m = 3$ aufweisen (MADDOX 1991). Bauteile und Konstruktionsdetails, die nicht aufgrund derartiger Unregelmäßigkeiten versagen, erreichen meist höhere Ermüdungsfestigkeiten und weisen eine flachere Wöhlerlinien-

neigung auf, da die Rissinitiierungsphase einen signifikanten Anteil zur Gesamtlebensdauer beiträgt (MADDOX 1991; GURNEY 1979a), siehe Abbildung 2.5.

2.4.6.7 Anfangsrisstiefe und Rissform

Die anhand einer Rissfortschrittsberechnung bestimmte Lebensdauer N_p wird maßgeblich durch die zugrunde liegende Anfangsrisstiefe a_i beeinflusst. Liegen in einer Schweißverbindung Unregelmäßigkeiten oder Fehler vor, so dienen deren Abmessungen als Anfangsrisssgrößen. In der Fachliteratur werden experimentelle, rechnerische wie auch theoretische Untersuchungen zur Bestimmung von Anfangsrisssgrößen beschrieben und basierend auf diesen Untersuchungen eine Vielzahl an Empfehlungen zur Definition von Anfangsrisssgrößen formuliert. Eine Literaturrecherche von Zerbst (ZERBST 2015) zu experimentell, metallografisch bzw. fraktografisch ermittelten Anfangsrisssgrößen für Stähle ergibt Werte im Bereich von 10 μm bis 400 μm . Es wird festgestellt, dass bei diesen Angaben häufig verschiedene Arten von Unregelmäßigkeiten und Fehlern (wie Schlackeneinschlüsse, Einbrandkerben, Bindefehler etc.) vermischt werden und darüber hinaus Untersuchungen an Bauteilen eine Tendenz hin zu größeren Streuungen und höheren oberen Grenzwerten im Vergleich zu Laborproben aufweisen. Zu nennen sind Untersuchungen von (BOKALRUD UND KARLSEN 1981) an Stumpfnähten im Schiffsbau mit einer mittleren Ausgangsrisstiefe von 110 μm und Untersuchungen von (MOAN ET AL. 2000) an Hohlprofilkonstruktionen von Offshore-Strukturen mit einer deutlich größeren mittleren Ausgangsrisstiefe von 380 μm (ZERBST 2015).

Eine umfassende Übersicht über geeignete Definitionen von Anfangsrisssgrößen geben Radaj et al. (RADAJ ET AL. 2006). Für eine sichere bruchmechanische Lebensdauerabschätzung sollte demzufolge die Anfangsrisstiefe nicht unterschätzt werden und gleichzeitig größer als ein „Kurzsris“ (d. h. $a_i \geq 0,1 \text{ mm}$) sein, damit der Gültigkeitsbereich der LEBM nicht unterschritten wird. Als mögliche Quelle zur Definition von Anfangsrisssgrößen wird in erster Linie der Befund einer ZfP-Prüfung bzw. die Fehlergröße, die mit Sicherheit unentdeckt bleibt, genannt. Ebenso können Anfangsrisssgrößen aus einer Rissinitiierungsberechnung (z. B. $a_i = 0,1$ bis $a_i = 0,5 \text{ mm}$, siehe Kerbdehnungskonzept in Abschnitt 2.4.5), aus Normen und Empfehlungen (z. B. $a_i = 0,1 \text{ mm}$) für fehlerfreie Schweißnähte nach (HOBBACHER 2016) oder einer Rückwärtsanpassung (Kalibrierung) aus der bekannten Wöhlerlinie für die Gesamtlebensdauer resultieren (RADAJ ET AL. 2006).

Wesentlich für eine Rissfortschrittsberechnung ist im Falle halb elliptischer Oberflächenrisse zudem die Anfangsrisssform a_i/c_i , die auch als Halbachsenverhältnis bezeichnet wird. Bei geschweißten Baustahlverbindungen wird für Rissfortschrittsberechnungen häufig ein Halbachsenverhältnis a/c im Bereich von 0,1 bis 0,5 angenommen (RADAJ 1990). Liegen in einer Schweißverbindung Fehler vor, so dienen deren Abmessungen der Bestimmung des Halbachsenverhältnisses. Das Halbachsenverhältnis ändert sich während

des Rissfortschritts und kann abhängig von der Beschaffenheit der Schweißnaht unter anderem durch Koaleszenz mehrerer vorliegender Anrisse beeinflusst werden. Veranschaulicht wird dies anhand von Untersuchungen an Nahtübergängen von Kehlnähten bei Querstreifen von (OTEGUI ET AL. 1989) in Abbildung 2.22. Die Sprünge in den Kurvenverläufen kennzeichnen entsprechende Koaleszenz-Ereignisse und die gleichmäßigere Nahtgeometrie maschinell geschweißter Nähte sowie die daraus resultierende gleichmäßigere Verteilung der Rissinitiierungsorte entlang des Nahtübergangs wirkt sich in Form eines kleineren a/c -Verhältnisses im Vergleich zu handgeschweißten Nähten aus (ZERBST 2015).

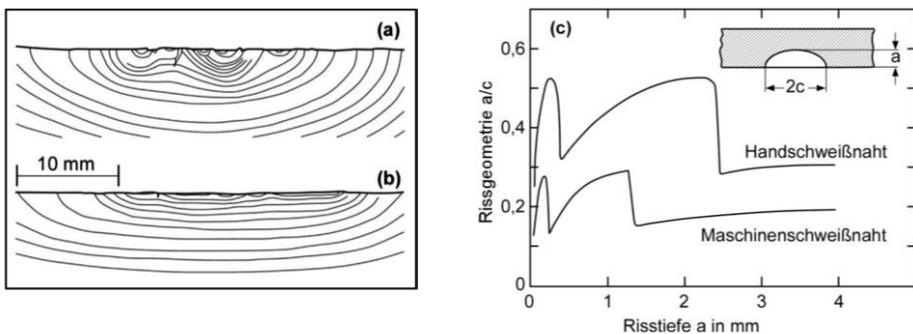


Abbildung 2.22: Frühe Risserweiterung bei Hand- (a) und Maschinenschweißnähten (b) sowie zugehörige Entwicklung der Rissform a/c , aus (ZERBST 2015) nach (OTEGUI ET AL. 1989)

Abweichend von dem in Abbildung 2.22 dargestellten Zusammenhang kann jedoch auch ein einzelner Oberflächenanriss bzw. können mehrere Anrisse vorliegen, die ohne Koaleszenz-Ereignisse wachsen. Auf Grundlage experimenteller Untersuchungen wurden verschiedene Vorschläge entwickelt, die die Veränderung der Rissform mathematisch beschreiben und versuchen, den komplexen Vorgang der Risserweiterung abzubilden. Eine Zusammenfassung gibt (RADAJ ET AL. 2006). Genannt sei nachfolgend dargestellte Formulierung von Engesvik und Moan (ENGESVIK UND MOAN 1983), die in die IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) aufgenommen wurde:

$$\frac{a}{c} = \left\{ \begin{array}{ll} \frac{2 \cdot a}{6,34 \cdot a - 0,27} & \text{für } 0,1 \text{ mm} < a \leq 3 \text{ mm} \\ 0 & \text{für } a > 3 \text{ mm} \end{array} \right\} \quad (2.26)$$

Gl. (2.26) wurde für Nahtübergänge an Kehlnähten von Querstreifen abgeleitet und kann für Schweißverbindungen ohne detektierte Fehler zusammen mit einer Anfangsrisstiefe

von $a_i = 0,1$ mm verwendet werden. Darüber hinaus ist für konservative Abschätzungen die Verwendung eines konstanten Halbachsenverhältnisses von $a/c = 0,1$ und demzufolge eines langen Oberflächenrisses möglich (HOBBACHER 2016).

Über die genannten Ansätze hinaus besteht bei modernen Finite-Elemente-Programmen und einfachen Modellen bereits die Möglichkeit, die Veränderung der Rissform im Zuge einer Rissfortschrittsberechnung zu berücksichtigen. Ungeachtet dessen ist für Restlebensdauerabschätzungen die Vorgabe eines konstanten Halbachsenverhältnisses oftmals ausreichend und die Berücksichtigung dessen Änderung bei praktischen Anwendungen meist zu komplex und zeitaufwendig (RADAJ 1990).

2.4.6.8 Finale Risstiefe

Mit zunehmender Risstiefe wird der zyklische Spannungsintensitätsfaktor größer und die Rissfortschrittsgeschwindigkeit steigt rapide an. Da die zugehörige Lebensdauer lediglich einen geringen Anteil an der Gesamtlebensdauer ausmacht, hat die Festlegung der finalen Risstiefe a_f keinen signifikanten Einfluss auf das Ergebnis von Rissfortschrittsberechnungen.

Bei ermüdungsbeanspruchten Bauteilen wird mit dem Erreichen der finalen Risstiefe a_f das Versagen definiert. Dabei kann es sich um einen lokalen Durchriss bzw. den Wanddurchriss bei Hohlprofilen, um ein Versagen infolge Sprödbruch (Erreichen der Risszähigkeit K_{IC}) oder um ein Versagen infolge Plastifizierung des Restquerschnitts handeln. Bei den beiden letztgenannten Versagensmechanismen erfolgt die Bruchsicherheitsbewertung über eine Art Interaktionsbeziehung auf Basis des FAD (Failure-Assessment-Diagramm), das auch als R6-Routine des CEGB (Central Electricity Generating Board) bezeichnet wird (BLUMENAUER UND PUSCH 1993). Der Versagensmechanismus ist unter anderem abhängig von den Werkstoffeigenschaften, der Bauteilgeometrie, der Temperatur und der Belastungsgeschwindigkeit (NUSSBAUMER UND GÜNTHER 2014). Bezüglich der Sicherheitsbewertung auf Basis des FAD sei auf nachfolgende Fachliteratur und Regelwerke verwiesen (MILNE ET AL. 1988; R6-Routine 1998; SINTAP 1999; BERGER ET AL. 2009; BLUMENAUER UND PUSCH 1993; BS 7910b).

2.4.7 Bewertung der Bemessungskonzepte

Von den vorgestellten Konzepten ist das Nennspannungskonzept das einfachste und anwenderfreundlichste Bemessungskonzept. Es ermöglicht die sichere und konservative Bewertung von katalogisierten Konstruktionsdetails, die im Regelfall durch eine entsprechend große experimentelle Datenbasis abgesichert sind. Gleichzeitig kann es bei abweichenden Geometrien oder Beanspruchungen von diesen katalogisierten Konstruktionsdetails auch zu überkonservativen Bewertungen führen. Unschärfen in der

Lebensdauerberechnung treten vor allem durch die Anwendung von Schadensakkumulationshypothesen wie z. B. der Palmgren-Miner-Regel auf (SEEGER 1996). Die Grenzen bezüglich der Anwendbarkeit des Konzeptes werden erreicht, wenn das zu bewertende Konstruktionsdetail nicht im Kerbfallkatalog des jeweiligen Regelwerks enthalten ist.

Verbunden mit einem hohen Kosten- und Zeitaufwand kann in diesen Fällen die bauteilspezifische Ermüdungsfestigkeit experimentell bestimmt werden, was jedoch insbesondere bei Großbauteilen häufig weder möglich noch wirtschaftlich ist. Als universell einsetzbare Konzepte eignen sich in diesen Fällen das Struktur- oder das Kerbspannungskonzept. Aufgrund der Tatsache, dass beide Konzepte anhand experimenteller Ergebnisse kalibriert sind, ist mit ihnen im Rahmen der vorgegebenen Anwendungsbereiche meist sowohl eine zutreffende Lebensdauerabschätzung wie auch die Vorhersage des Anrissorts möglich. Zudem erlaubt das Kerbspannungskonzept den Vergleich verschiedener Detailausführungen und ist besonders für etwaige Variantenuntersuchungen geeignet. Verglichen mit dem Nennspannungskonzept gestaltet sich die Ermittlung von Struktur- und Kerbspannungen deutlich komplizierter. Während für vergleichsweise einfache Details noch parametrische Gleichungen verfügbar sind, erhöht sich der rechnerische Aufwand für komplexe Details aufgrund der erforderlichen FE-Berechnungen erheblich.

Ebenfalls universell anwendbar ist das Kerbdehnungskonzept, das lediglich zur Berechnung der Rissinitiierungsdauer eigenständig einsetzbar ist. Dies kann bei Bauteilen mit geringer bis mittlerer Kerbwirkung und daraus resultierenden, vergleichsweise kurzen Rissfortschrittsdauern zu geringfügigen Einschränkungen bezüglich der Anwendbarkeit führen und in diesen Fällen ausreichend sein (RADAJ UND VORMWALD 2007). Bei stark gekerbten Bauteilen ist eine Rissfortschrittsberechnung nachzuschalten. Die Gesamtlebensdauer N_f bis zum Versagen (engl. failure) ergibt sich aus der Rissinitiierungslebensdauer N_i (engl. initiation) und der Rissfortschrittslebensdauer N_p :

$$N_f = N_i + N_p \quad (2.27)$$

Das Kerbdehnungskonzept ermöglicht über eine Reihe einzelner Berechnungsmodule zwar die Berücksichtigung verschiedener ermüdungsrelevanter Einflussgrößen, wird jedoch durch die eingangs getroffenen Annahmen und die Fehlerempfindlichkeit bezüglich der zahlreichen Eingabeparameter stark beeinflusst. Hinzu kommt, dass die Lösung der einzelnen Berechnungsmodule ein tieferes Verständnis der komplexen Zusammenhänge erfordert. Die Eignung für praktische Anwendungen im Bauwesen ist aufgrund dieser Gesichtspunkte im Allgemeinen nicht gegeben.

Das Rissfortschrittskonzept kann sowohl zusammen mit dem Kerbdehnungskonzept zur Bestimmung der Gesamtlebensdauer wie auch als eigenständiges Nachweiskonzept

eingesetzt werden. Im Vergleich zu den zuvor genannten Konzepten wird der Schädigungs- und Versagensprozess selbst simuliert und nicht in Form kritischer Grenzzustände beurteilt (RADAJ UND VORMWALD 2007).

2.4.8 Schlussfolgerung

Da bei einseitig geschweißten Stumpfstoßen von einer hohen Kerbschärfe im Wurzelbereich auszugehen ist und die versagensrelevanten Beanspruchungen mit dem Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept zuverlässig bestimmbar sind, eignen sich diese Konzepte vorrangig zur Ermüdungsfestigkeitsbewertung dieses Details. Die Anwendbarkeit des Kerbdehnungskonzeptes ist stets anhand des jeweiligen Ausgangszustandes zu beurteilen. Liegen in einem Bauteil rissartige Kerben oder Defekte vor oder ist bei der Inbetriebnahme mit Fehlstellen, wie z. B. Lunkern, Poren, scharfe Kerben oder rauen Oberflächen zu rechnen, so ist eine Anrissbewertung nicht mehr möglich und die Lebensdauerberechnung ist bruchmechanisch vorzunehmen (SANDER 2008). Für das vorliegende Konstruktionsdetail bedeutet dies, dass im Falle vorliegender Unregelmäßigkeiten und Fehler vorrangig das Rissfortschrittskonzept anzuwenden ist.

2.5 Kerbfalleinordnung und Regelungen für einseitig geschweißte Stumpfstoße von Kreishohlprofilen

Im Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit des zu untersuchenden Konstruktionsdetails wird nachfolgend die Kerbfalleinordnung verschiedener Nomen und Regelwerke analysiert. Dazu wird zunächst auf herstellungsbedingte Randbedingungen bei KHP sowie bei deren Verbindungen eingegangen.

2.5.1 Herstellungsbedingte Randbedingungen bei Kreishohlprofilen und bei deren Verbindungen

Dem Einsatz von Kreishohlprofilen (KHP) kommt bei Gründungsstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen (OWEA) und auch in zahlreichen anderen Konstruktionen des Brückenbaus eine zentrale Bedeutung zu. Zum Einsatz kommen sowohl warmgefertigte nahtlose KHP nach (DIN EN 10210-1) als auch kaltgefertigte geschweißte KHP nach (DIN EN 10219-1). Warmgefertigte KHP werden aus zylindrischen Vollquerschnitten hergestellt, aus denen mithilfe eines Dorns ein Hohlkörper geformt und dieser durch Streckung auf die vorgegebenen Endabmessungen gebracht wird (DUTTA 1999; WARDE-

NIER ET AL. 2010). Bei der Herstellung werden vor allem das Schrägwalz-Pilgerschrittverfahren und das Stopfenwalzverfahren angewendet. Die Herstellung kaltgefertigter geschweißter KHP erfolgt aus Flachstählen, wobei zunächst durch Formwalzen ein zylindrisches Bauteil erzeugt und anschließend durch Schweißen zum KHP verbunden wird. Als Schweißverfahren kommen meist Induktionsschweißverfahren oder elektrische Widerstandsschweißverfahren sowie Unterpulverschweißverfahren bei großen Profildurchmessern zum Einsatz (DUTTA 1999; WARDENIER ET AL. 2010). Für eine detailliertere Beschreibung der gängigen Herstellverfahren sei auf die Fachliteratur verwiesen (DUTTA 1999). Vorteile warmgefertigter Kreishohlprofile liegen im homogeneren Gefüge, den gleichmäßigeren Eigenspannungen und Festigkeiten über den Querschnittsumfang und der daraus resultierenden besseren Schweißbarkeit. Die zulässigen Grenzabmessungen und Formtoleranzen werden für warmgefertigte Hohlprofile in (DIN EN 10210-2) und für kaltgefertigte Hohlprofile in (DIN EN 10219-2) festgelegt.

Verbindungen werden bei Konstruktionen aus KHP überwiegend als Schweißverbindungen hergestellt (DUTTA 1999), wobei der Stumpfstoß von KHP eines der am häufigsten vorkommenden Konstruktionsdetails darstellt. Abhängig von der Beanspruchungshöhe und der vorliegenden Wanddicke werden V-förmige (siehe Abbildung 2.6) oder auch Y-förmige Nahtvorbereitungen vorgesehen. Aufgrund der Fachwerkbauweise und der üblichen Profilabmessungen, wie sie z. B. bei Jacket-Konstruktionen vorkommen, sind Einseitenschweißungen unvermeidlich. Bezugnehmend auf die Herstellung dieser Schweißnähte ist beim Metall-Aktivgasschweißen (MAG) heutzutage eine gute Spaltüberbrückung gegeben, wodurch sich die frei herzustellende Nahtwurzel leichter fertigen lässt (WEISE 2013) Verglichen mit der Variante einer WIG-geschweißten Wurzellage ergeben sich eine schnellere Fertigung, die Vermeidung der Anforderung einer Zusatzqualifikation WIG, die Möglichkeit zur Verwendung desselben Equipments sowie insgesamt geringere Herstellungskosten.

Einseitig geschweißte Stumpfstöße werden aufgrund des möglichen Ermüdungsrisseausgangs von der freien Schweißnahtwurzel und auch im Hinblick auf die zerstörungsfreie Prüfung (ZfP) oftmals kritisiert. Aufgrund dieser Bedenken und auch wegen des Fehlens einer ausreichenden Datenbasis an Ermüdungsversuchen für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP werden in den Regelwerken, im Vergleich zu beidseitig hergestellten Stumpfnähten, wesentlich geringere Ermüdungsfestigkeiten angegeben. Generell kann bei stumpfgeschweißten KHP-Verbindungen das Ermüdungsversagen sowohl von der Nahtwurzel auf der Profillinenseite als auch vom Nahtübergang auf der Profilaußenseite ausgehen. Der Ermüdungsnachweis gängiger Regelwerke erfolgt üblicherweise nach dem Nennspannungskonzept. Für beidseitig und voll durchgeschweißte Stumpfnähte kann nach EC3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) auch das Strukturspannungskonzept angewendet werden. Nachfolgend wird auf die beim nennspannungsbasierten Ermü-

dungsnachweis nach EC3 Teil 1-9 anzusetzenden Kerbfälle eingegangen und es erfolgt eine Gegenüberstellung mit weiteren Regelwerken.

Die Kerbfalleinordnung einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP wird ausführlich in (WEIDNER UND UMMENHOFER 2014; UMMENHOFER ET AL. 2016) behandelt und in den Abschnitten 2.5.2 bis 2.5.5 zusammengefasst.

2.5.2 Kerbfalleinordnung nach EC 3 Teil 1-9

Stumpfgeschweißte KHP werden in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) nach Tabelle 8.6 in den Kerbfall 71 eingeordnet, siehe Abbildung 2.23. Dieser Kerbfall ist für KHP mit Wanddicken $t \leq 12,5$ mm gültig und darf bei KHP im Wanddickenbereich von 8 mm bis 12,5 mm um zwei Kerbfallklassen auf den Kerbfall 90 angehoben werden. Nach (SEDLACEK ET AL. 2007) basiert diese wanddickenabhängige Anhebung der Ermüdungsfestigkeit auf Ermüdungsversuchen an Rechteckhohlprofilen, die an der Universität Delft durchgeführt wurden. Für KHP steht die Bestätigung dieser wanddickenabhängigen Kerbfallanhebung noch aus (SEDLACEK ET AL. 2007).

71		<p><u>Quernähte:</u></p> <p>3) Stöße von Rundhohlprofilen mit durchgeschweißten Stumpfnähten.</p>	<p><u>Kerbfälle 3) und 4):</u></p> <ul style="list-style-type: none"> - Nahtüberhöhung $\leq 10\%$ der Schweißnahtdicke mit verlaufendem Übergang in das Grundmaterial. - In Wannenlage geschweißte Nähte und nachweisbar frei von erkennbaren Fehlern außerhalb der Toleranzen nach EN 1090. - Konstruktionsdetails mit $t > 8$ mm dürfen 2 Kerbfallkategorien höher eingestuft werden.
56		<p>4) Stöße von Rechteckhohlprofilen mit durchgeschweißten Stumpfnähten.</p>	

Abbildung 2.23: Kerbfall für stumpfgeschweißte KHP, Auszug aus EC 3 Teil 1-9, Tabelle 8.6 (DIN EN 1993-1-9)

Bezüglich der Schweißposition und der Einhaltung der Toleranzen nach DIN EN 1090 (DIN EN 1090-2) werden zusätzliche Anforderungen an das Konstruktionsdetail gestellt. Diese Anforderungen haben zur Folge, dass einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP, wie sie z. B. in Jacket-Konstruktionen vorkommen, durch den in Abbildung 2.23 dargestellten Kerbfall nicht abgedeckt werden. So muss bei diesen Konstruktionen meist in Zwangspositionen geschweißt werden und es werden überwiegend KHP mit Wanddicken $t > 12$ mm verwendet. Hinzu kommt, dass von der Schweißnahtwurzel ausgehende Ermüdungsriss durch den angegebenen Kerbfall nicht abgedeckt werden. Bei genauerer Betrachtung der Hintergrunddokumente (SEDLACEK ET AL. 2005; SEDLACEK ET AL. 2007) sowie (BROZZETTI ET AL. 1991) ist festzustellen, dass der Einstufung des Konstruktionsdetails 3 in Abbildung 2.23 lediglich zwei Versuchsserien aus einer Studie von (OHWA

1965), die im Jahr 1965 in Japan durchgeführt wurde, zugrunde liegen. Darin wurden Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP mit Wanddicken von 2,4 mm in den Zuständen „wie geschweißt“ sowie „mit blecheben verschliffener Naht“ durchgeführt. Die gemeinsame Auswertung beider Versuchsserien führt nach (BROZETTI ET AL. 1991) zu einer Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 73$ MPa für $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspiele und einer freien Neigung von $m = 4,3$. Unter Verwendung einer festen Neigung von $m = 3$, die dem üblichen Ansatz im EC3 entspricht, ergibt sich eine wesentlich geringere Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 46$ MPa.

Aus Abbildung 2.23 geht hervor, dass der Kerbfall die Einhaltung der Toleranzen nach (DIN EN 1090-2) voraussetzt. Hinweise zum Einfluss von Exzentrizitäten, die aus dem Achsversatz oder aus der Unrundheit der KHP resultieren, fehlen jedoch ebenso wie die Angabe eines SCF zur Berücksichtigung eines möglichen Versatzes.

Der Vergleich mit einseitig geschweißten Stumpfnähten bei ebenen Blechstößen nach EC 3 erfolgt anhand Abbildung 2.24, wobei dieses Konstruktionsdetail ebenfalls in den Kerbfall 71 einzuordnen ist. Hinsichtlich der Anforderungen wird für die Einordnung in den Kerbfall 71 und ein erwartetes Versagen ausgehend vom Nahtübergang die zerstörungsfreie Prüfung der Wurzellage vorausgesetzt, die jedoch mit den üblichen Prüfumfängen bei Jacket-Konstruktionen in Einklang steht (WEISE 2013). Darüber hinaus ist für Blechdicken $t > 25$ mm die Blechdickenabhängigkeit des Konstruktionsdetails über den vorgegebenen Abminderungsfaktor nach Gl. (2.28) zu berücksichtigen.

$$k_s = \left(\frac{25}{t} \right)^{0,2} \tag{2.28}$$

Wird die vollständige Durchschweißung der Naht nicht nachgewiesen, so ist mit einem Versagen ausgehend von der Nahtwurzel zu rechnen und das Konstruktionsdetail wird nach EC 3 in den ungünstigsten Kerbfall 36 eingeordnet, siehe Abbildung 2.24.

36			13) Einseitig geschweißte Stumpfnähte.	13) Ohne Schweißbadsicherung.
71	Blechdickenabh. f. $t > 25$ mm; $k_s = (25/t)^{0,2}$		13) Einseitig geschweißte Stumpfnähte mit Inspektion der Wurzellage durch ZFP.	

Abbildung 2.24: Kerbfall für einseitig geschweißte Stumpfstöße von ebenen Blechen, Auszug aus EC 3 Teil 1-9, Tabelle 8.3 (DIN EN 1993-1-9)

Aus den Hintergrunddokumenten (SEDLACEK ET AL. 2005; SELDACEK ET AL. 2007) geht hervor, dass für das Konstruktionsdetail 13 ausschließlich Ermüdungsversuche einseitig

geschweißter ebener Blechstöße ausgewertet wurden. Eine detaillierte Analyse der zugrunde liegenden Versuchsergebnisse zeigt, dass auch zahlreiche Probekörper mit Schweißnahtfehlern in der Auswertung berücksichtigt wurden. Zur Veranschaulichung ist die gemeinsame Auswertung einseitig geschweißter ebener Blechstöße aus (SEDLACEK ET AL. 2005; SEDLACEK ET AL. 2007) getrennt nach Fehlern im Wöhlerdiagramm in Abbildung 2.25 dargestellt. Die Aufschlüsselung nach Art und Größe der Fehler zeigt, dass überwiegend Ergebnisse von Probekörpern mit einem ungenügenden Wurzeleinbrand unter der zum Kerbfall 71 gehörenden Wöhlerlinie liegen. Ergebnisse von Probekörpern mit kleineren Schweißnahtfehlern liegen vorwiegend im unteren Bereich des Streubands der fehlerfreien Blechstöße. Nach (OLIVIER UND RITTER 1979) handelt es sich bei diesen Fehlern um Schlackeneinschlüsse. Diese Erkenntnisse sind für die Beurteilung von Unregelmäßigkeiten und Fehlern im Bereich der Nahtwurzel einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP in Abschnitt 4.5 von Bedeutung.

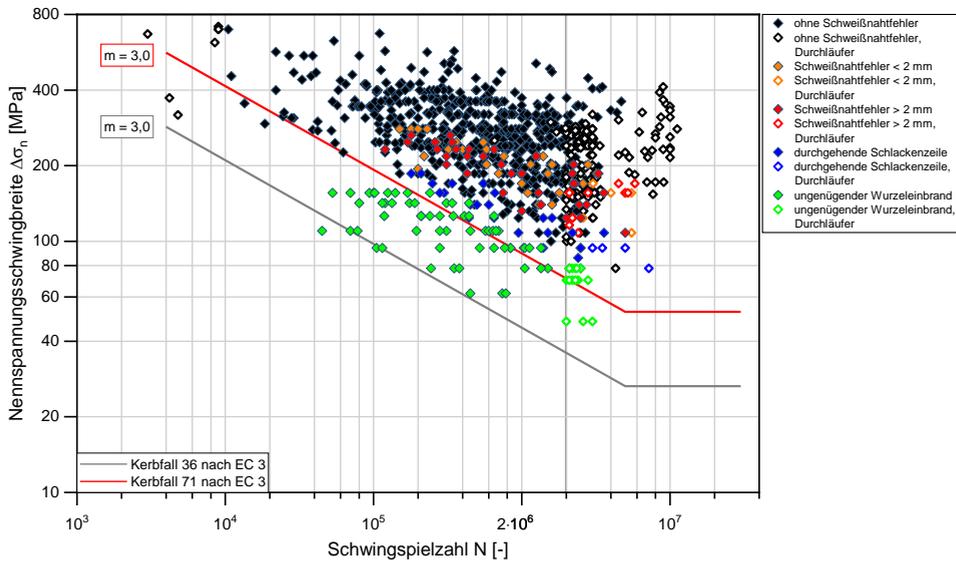


Abbildung 2.25: Einseitig geschweißte Stumpfnähte an ebenen Blechstößen, getrennt nach Schweißnahtfehlern aus (SEDLACEK ET AL. 2005; SEDLACEK ET AL. 2007)

2.5.3 Kerbfalleinordnung nach den IIW-Empfehlungen

Die Kerbfalleinordnung einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP in den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) unterscheidet sich mit Ausnahme der wanddickenabhängigen Differenzierung nicht vom Kerbfallkatalog des EC 3. Unterschiede finden sich

jedoch in der Beschreibung des Konstruktionsdetails und in den Anforderungen, siehe Abbildung 2.26. So ist für stumpfgeschweißte KHP-Verbindungen mit Wanddicken $t > 25$ mm generell die Wanddickenabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit in Anlehnung an Gl. (2.28) zu berücksichtigen. Die Abmessungen des Konstruktionsdetails werden nicht begrenzt. Darüber hinaus wird das potenzielle Versagen ausgehend von der Nahtwurzel abgedeckt: Ein Versatz, der auf 5 % der Wanddicke begrenzt ist, ist bereits im Kerbfall berücksichtigt.

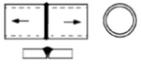
232		Transverse butt weld splice in circular hollow section, welded from one side, full penetration, potential failure from root root inspected by NDT no NDT	71	28	Welded in flat position Axial misalignment < 5 % of wall thickness
			36	12	

Abbildung 2.26: Kerbfall für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP, Auszug aus den IIW-Empfehlungen, Konstruktionsdetail 232 (HOBBACHER 2016)

2.5.4 Kerbfalleinordnung nach DNV GL-Richtlinie

In den Bemessungsempfehlungen des DNV GL (DNVGL-RP-C203b) für ermüdungsbeanspruchte Offshore-Strukturen aus Stahl wird für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP der Kerbfall F3 angegeben, siehe Abbildung 2.27. Dies entspricht dem Kerbfall 56 nach Notation des EC 3. Abweichend vom EC 3 und den IIW-Empfehlungen wird vom DNV GL keine Schweißposition vorgeschrieben und es dürfen nach erfolgter Prüfung an der Nahtwurzel keine Fehler mit Größen von mehr als 1 mm bis 2 mm vorliegen. Generell ist die Wanddickenabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen und es werden keine Grenzabmessungen für das Konstruktionsdetail angegeben. Darüber hinaus deckt der angegebene Kerbfall das potenzielle Versagen ausgehend von der Nahtwurzel ab. Ein Versatz von 5 % der Wanddicke ist bereits im Kerbfall enthalten. Darüber hinaus sind Fertigungstoleranzen und Exzentrizitäten über einen SCF zu berücksichtigen.

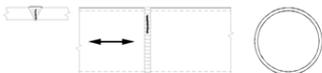
F3	7. 	7. Circumferential butt weld made from one side without a backing bar.	7. <ul style="list-style-type: none"> — The applied stress should include the stress concentration factor to allow for any thickness change and for fabrication tolerances, see [3.3.7]. — The weld root proved free from defects larger than 1-2 mm.
----	--	---	---

Abbildung 2.27: Kerbfall für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP, Auszug aus DNV GL Recommended practice C203, Tabelle A-9, Detail 7 (DNVGL-RP-C203b)

Festzustellen ist, dass das bereits im Kerbfall enthaltene Versatzmaß von 10 % der Wanddicke im Vorgängerdokument (DNVGL-RP-0005) auf einen Wert von 5 % in der aktuellen Fassung (DNVGL-RP-C203b) reduziert wurde. Als Gründe werden neuere Informationen zu tatsächlichen Fertigungstoleranzen und die zusätzliche Sicherheit durch eine höhere Qualitätsanforderung genannt (DNVGL-RP-C203b).

2.5.5 Gegenüberstellung der Regelwerke

In Tabelle 2 werden die Kerbfälle für einseitig voll durchgeschweißte Stumpfnähte von KHP gegenübergestellt. Zunächst ist erkennbar, dass die Ermüdungsfestigkeit dieses Konstruktionsdetails von den aufgeführten Regelwerken nicht einheitlich bewertet wird. So variieren die Angaben zur Ermüdungsfestigkeit von Kerbfall 56 bis hin zu Kerbfall 90. Hervorzuheben ist, dass nach DNV GL-Richtlinie Fehler mit Größen von 1 mm bis 2 mm an der Nahtwurzel zulässig sind.

Tabelle 2: Kerbfalleinordnung für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP nach verschiedenen Normen und Regelwerken (UMMENHOFER ET AL. 2016)

Regelwerk	Kerbfall	Gültigkeit / Anforderungen
EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9)	71	$t \leq 8$ mm
	90	$8 < t \leq 12,5$ mm
IIW (HOBBACHER 2016)	71	ZfP
	36	ohne ZfP
DNV GL (DNVGL-RP-C203b)	56	

Bezüglich der Wanddickenabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit und auch der Wanddickenbegrenzung auf $t = 12,5$ mm nach EC 3 besteht weiterhin Forschungsbedarf. Die Gründe werden vor allem in der kleinen sowie fragwürdig erscheinenden experimentellen Datenbasis gesehen, die dem Kerbfallkatalog des EC 3 für dieses Konstruktionsdetail zugrunde liegt. Auf diesen Feststellungen aufbauend werden in Abschnitt 3 eigene experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP vorgestellt sowie in Abschnitt 4.2.2 eine umfassende Literaturrecherche durchgeführt.

3 Experimentelle Untersuchungen

In Abschnitt 2.5.2 wird festgestellt, dass dem Kerbfallkatalog des EC 3 für das vorliegende Konstruktionsdetail lediglich eine kleine und fragwürdig erscheinende experimentelle Datenbasis zugrunde liegt. Um dies zu ändern und um zukünftig zu einer zutreffenden Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstöße zu gelangen, werden im Rahmen dieser Arbeit zum einen eigene experimentelle Untersuchungen am Konstruktionsdetail durchgeführt. Zum anderen erfolgt eine Recherche zu weiteren publizierten Versuchsergebnissen, siehe Abschnitt 4.2.2. Ziel ist es, die experimentelle Datenbasis für das vorliegende Detail zu erweitern, um eine zuverlässige Bewertung der Ermüdungsfestigkeit vornehmen zu können. Dazu werden Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP durchgeführt. Geprüft werden unter anderem KHP mit großen Wanddicken bis 44 mm und einem Durchmesser von 914 mm. Sowohl die Bereitstellung des Probekörpermaterials als auch die Herstellung der geschweißten Probekörper erfolgt durch Unternehmen, die am projektbegleitenden Ausschuss eines Forschungsprojektes beteiligt sind. Dadurch werden realistische Fertigungsbedingungen gewährleistet und Probekörper zur Verfügung gestellt, die im Hinblick auf die Herstellqualität repräsentativ für den konventionellen Stahlbau sind.

Da die zu erstellende Kerbfallempfehlung auch Anforderungen im Hinblick auf geometrische Imperfektionen enthalten soll, werden die Nahtgeometrien der Probekörper im Rahmen einer Probekörpercharakterisierung erfasst. Weiterhin werden die Bruchflächen auf Unregelmäßigkeiten untersucht und die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte für die verwendeten Stahlwerkstoffe bestimmt. Die ermittelten Geometrieparameter und die bruchmechanischen Kennwerte dienen als Eingangswerte für die numerischen Analysen zur Bewertung der Ermüdungsfestigkeit.

Die experimentellen Untersuchungen, die in dieser Arbeit vorgestellt werden, werden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) sowie an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM), Berlin im Rahmen des Forschungsprojektes FOSTA P 864 „Fertigungs- und Instandhaltungsoptimierung bei Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen“ (IGF-Nr. 370 ZN) durchgeführt (UMMENHOFER ET AL. 2016). Die umfassende Dokumentation der Probekörperherstellung und der eingesetzten Verfahren können dem Abschlussbericht des Forschungsprojektes (UMMENHOFER ET AL. 2016) entnommen werden. Nachfolgend werden in diesem Kapitel zunächst die eigenen experimentellen Untersuchungen vorgestellt.

3.1 Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP

3.1.1 Probekörpergeometrien und Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm für die Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP ist in Tabelle 3 zusammengefasst und in Abbildung 3.1 dargestellt.

Tabelle 3: Versuchsprogramm der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP

Serie	Durchmesser × Wanddicke $d \times t$ [mm]	Schlank- heit $2\gamma = d / t$ [-]	Werkstoff	Spannungs- verhältnis $R = \sigma_u / \sigma_o$ [-]	Anzahl Versuche
1	914×43,6	21	X75M	0,1	3
2	559×25,4	22	X80M	0,1	5
3	406,4×20	20	S355J2H	0,1	20
4	219,1×11	20	S355J2H	0,2	12

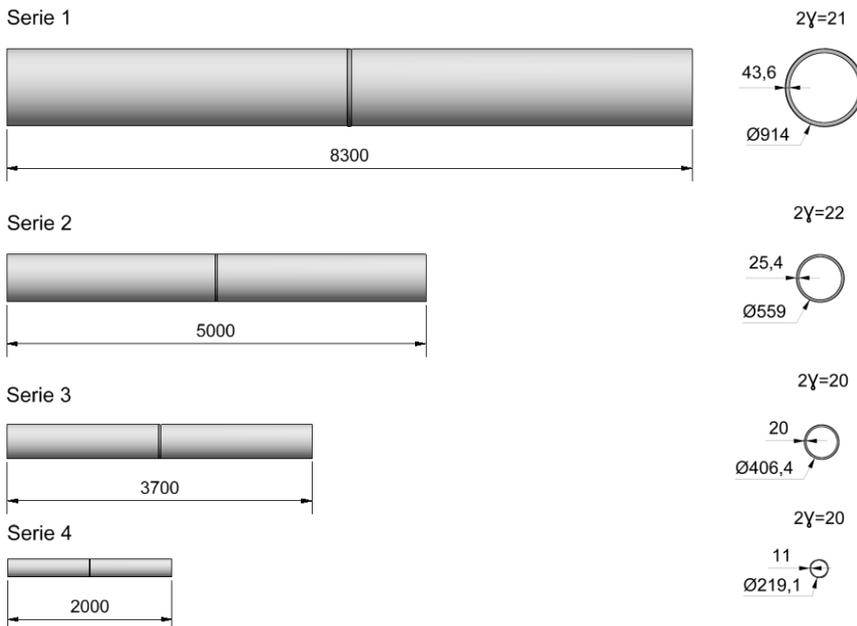


Abbildung 3.1: Probekörperabmessungen der Versuchsserien in [mm] mit Stumpfnaht in Probekörpermitte

Das Versuchsprogramm umfasst vier Serien von KHP mit Durchmessern im Bereich von 219 mm bis 914 mm. Die Wanddicke der Profile liegt im Bereich von 11 mm bis 43,6 mm. Die Schlankheit 2γ , die das Verhältnis von Durchmesser zur Wanddicke der KHP beschreibt, liegt im Bereich von 20 bis 22. Mit diesen Werten entsprechen die KHP-Abmessungen des Versuchsprogramms typischen Profildimensionen, die in Tragstrukturen von Jacket-Konstruktionen zum Einsatz kommen. Durch die nahezu konstante Schlankheit von $2\gamma \approx 20$ handelt es sich bei den KHP der einzelnen Serien des Versuchsprogramms um maßstäblich verkleinerte Profile, siehe Abbildung 3.1.

Die Länge der Probekörper wird auf Grundlage numerischer Voruntersuchungen unter Berücksichtigung der erforderlichen Lasteinleitungslängen im späteren Ermüdungsversuch auf den 8,9-fachen Durchmesser der KHP festgelegt (UMMENHOFER ET AL. 2016). Die zu prüfende Stumpfnahse verbindet zwei Schüsse zu einem Probekörper und liegt in der Probekörpermitte, siehe Abbildung 3.1.

3.1.2 Werkstoffe

Für die Probekörperserien 1 und 2 kommen längsnahtgeschweißte KHP aus den härtesten Stahlwerkstoffen X75M und X80M nach (API Specification 5L) zum Einsatz. Die Werkstoffe X75M und X80M entsprechen näherungsweise den Stahlsorten S515 und S555. Für die Probekörper der Serien 3 und 4 werden warmgefertigte nahtlose KHP aus dem Werkstoff S355J2H nach (DIN EN 10210-1) verwendet. Die Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften nach den technischen Lieferbedingungen sind in Tabelle 4 für die Werkstoffe des Versuchsprogramms gegeben, wobei sich die Anforderungen nach API 5L auf den Grundwerkstoff der längsnahtgeschweißten KHP beziehen.

Tabelle 4: Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften für die verwendeten Werkstoffe der KHP des Versuchsprogramms

Serie	Werkstoff	Norm	Streckgrenze		Zugfestigkeit		Bruchdehnung A	Kerbschlagarbeit	
			$R_{p0,2}$	$R_{t0,5}^*$	R_m			KV	T
			[MPa]		[MPa]		[%]	[J]	[°C]
			min	max	min	max			
1	X75M	API 5L	517*	620*	600	724	22,2	40	-16
2	X80M	API 5L	555*	705*	625	825	22,2	40	-30
3	S355J2H	DIN EN 10210-1	345	-	470	630	22,0	27	-20
4	S355J2H	DIN EN 10210-1	355	-	470	630	22,0	27	-20

Gemäß den vorliegenden Abnahmeprüfzeugnissen 3.1 nach (DIN EN 10204) werden die Anforderungen an die mechanischen Eigenschaften erfüllt, siehe (UMMENHOFER ET AL. 2016).

Die Einhaltung der normativen Vorgaben wird für die KHP durch Zugversuche an Werkstoffproben überprüft. Nach den Ermüdungsversuchen wird aus den gering beanspruchten Endbereichen der KHP Material entnommen. Daraus werden Zugproben nach (DIN 50125) ausgearbeitet. Die Durchführung der Zugversuche nach (DIN EN ISO 6892-1) erfolgt für die Werkstoffe X75M und S355J2H (Serie 4) an der Versuchsanstalt sowie für die Werkstoffe X80M und S355J2H (Serie 3) an der BAM. Exemplarisch sind in Abbildung 3.2 Spannungs-Dehnungs-Kurven von Werkstoffproben aus KHP der vier Versuchsserien dargestellt. Die Ergebnisse der Zugversuche bestätigen die Erfüllung der Anforderungen an die mechanischen Werkstoffkennwerte in Tabelle 4.

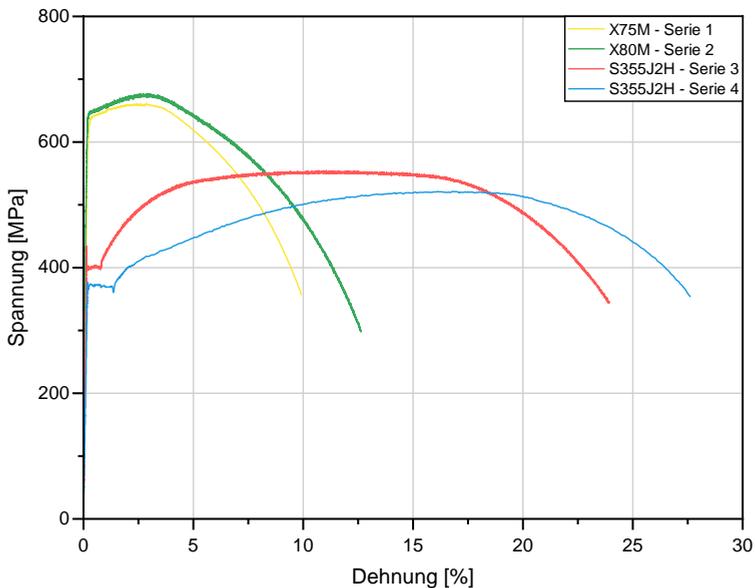


Abbildung 3.2: Spannungs-Dehnungs-Kurven der ausgearbeiteten Zugproben für die KHP der einzelnen Serien

Für den Werkstoff der warmgefertigten nahtlosen KHP der Serien 3 und 4 sind in Tabelle 5 die normativen Grenzwerte für die chemische Zusammensetzung für Nennwanddicken ≤ 40 mm nach (DIN EN 10210-1) angegeben. Die vorliegenden Abnahmeprüfzeugnisse 3.1 nach (DIN EN 10204) bestätigen, dass die Anforderungen an die chemische Zusammensetzung eingehalten sind, siehe (UMMENHOFER ET AL. 2016).

Bei den Serien 1 und 2 handelt es sich um höherfeste Werkstoffe und KHP mit Wanddicken größer 25 mm bzw. im Falle des Werkstoffs X75 um eine Zwischengüte. Gemäß (API Specification 5L) dürfen die für Wanddicken bis einschließlich 25 mm formulierten Anforderungen auch auf größere Wanddicken angewendet werden oder sind entsprechend zu vereinbaren. In Tabelle 5 sind die vom Hersteller für ein Industrieprojekt vereinbarten Grenzwerte zusammengefasst. Die KHP für das Forschungsprojekt werden dem zugehörigen Fertigungslos entnommen. Diese Grenzwerte erfüllen die Anforderungen in (API Specification 5L) und die vorliegenden Abnahmeprüfzeugnisse 3.1 nach (DIN EN 10204) bestätigen, dass die Anforderungen an die chemische Zusammensetzung eingehalten werden, siehe (UMMENHOFER ET AL. 2016).

Tabelle 5: Grenzwerte für die chemische Zusammensetzung der KHP-Werkstoffe, Massenanteile für die Schmelzanalyse in %

Serie	Werkstoff	Norm	C	Si	Mn	P	S	Al
			max min	max min	max min	max min	max min	max min
1	X75M	API 5L*	0,10	0,45	1,70	0,015	0,005	0,055
			-	0,05	1,50	-	-	0,020
2	X80M	API 5L*	0,10	0,45	1,85	0,015	0,005	0,055
			-	0,05	1,50	-	-	0,020
3 / 4	S355J2H	DIN EN 10210-1	0,22	0,55	1,60	0,03	0,03	-
			-	-	-	-	-	-

*vereinbarte Grenzwerte, die die Anforderungen der Norm erfüllen

Cu	Cr	Ni	Mo	V	Nb	Ti	N	B	Ca
max min									
0,50	0,20	0,50	0,50	0,01	0,05	0,02	0,006	0,0005	0,006
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
0,50	0,20	0,50	0,50	0,01	0,05	0,02	0,006	0,0005	0,006
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

3.1.3 Herstellung der Probekörper

Die schweißtechnische Fertigung der Probekörper erfolgt für die Serien 1 und 2 durch die Firma WeserWind GmbH und für die Serien 3 und 4 durch die Firma Müller Offenburg steeltec GmbH. Die Nahtvorbereitung für den Stumpfstoß (V-Naht) der KHP ist für die

einzelnen Serien in Abbildung 3.3 dargestellt. Der Nahtöffnungswinkel der V-Nahtvorbereitung beträgt 60° und als Schweißverfahren kommt das in der Praxis übliche Metall-Aktivgasschweißen (MAG) zum Einsatz. Die Durchmesser der KHP lassen in der Regel nur Einseitenschweißungen zu, sodass keine Korrekturen der Wurzel möglich sind. Eine Schweißbadsicherung wird nicht verwendet. Die Schweißanweisungen für die Serien 1 bis 4 sind in Anhang D enthalten.

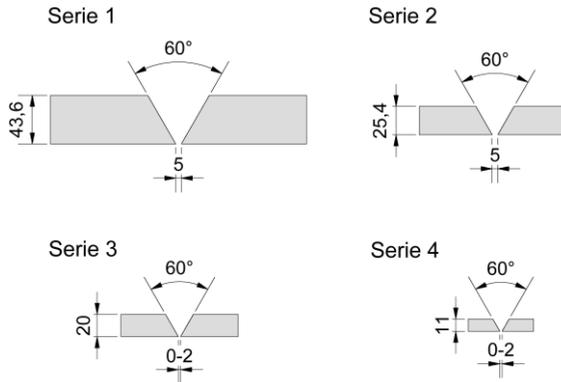


Abbildung 3.3: Nahtvorbereitung der KHP, Maße für die Versuchsserien in [mm]

3.1.3.1 Probekörperfertigung der Serien 1 und 2

Im Zuge der Probekörperfertigung aus längsnahtgeschweißten KHP wird bei der Firma WeserWind GmbH eine Abschlussarbeit angefertigt (WEITZE 2012), in der die Herstellung sowie die eingesetzten Verfahren und Prozesse dokumentiert sind. Die Beschreibung der Probekörperfertigung der Serien 1 und 2 baut auf dieser Arbeit auf.

Das Ablängen und Anfasen der KHP erfolgt durch Brennschneiden unter Verwendung eines Autogen-Traktors, siehe Teilbild A in Abbildung 3.5. Zur Nahtvorbereitung wird das Ende des KHP entsprechend Abbildung 3.3 unter einem Winkel von 30° ohne einen verbleibenden Steg angefasst. Unabhängig von Werkstoff und KHP-Durchmesser wird für beide Serien bezüglich der gegenseitigen Ausrichtung der KHP eine Spaltbreite von 5 mm definiert und für den Kantenversatz ein Wert ≤ 1 mm vorgegeben, siehe Abbildung 3.3.

Für die Herstellung der Nahtwurzel wird das MAG-Handschweißverfahren (MAG-Hand) eingesetzt. An je zwei Probekörpern der Serien 1 und 2 wird zur Herstellung der Füll- und Decklagen ebenfalls das MAG-Handschweißverfahren eingesetzt. Um schnellere

Durchlaufzeiten zu erreichen, kommt aufgrund des relativ großen Nahtvolumens bei den restlichen Probekörpern beider Serien ein MAG-Orbitalschweißverfahren zum Einsatz.

Auf Grundlage einer Eignungsrechnung und basierend auf Erfahrungswerten des Fertigungsbetriebs werden die Vorwärmtemperaturen für die Serie 1 auf 150 °C und für die Serie 2 auf 130 °C festgelegt. Als Schweißzusatzwerkstoff wird der „Carbofil NiMo1“ für die Wurzellage und für die Füll- und Decklagen der „Citoflux R620 Ni2“ von Oerlikon verwendet. Die mechanischen Eigenschaften des reinen Schweißguts sind für die im Projekt verwendeten Schweißzusatzwerkstoffe in Tabelle 6 angegeben.

Tabelle 6: Mechanische Eigenschaften des reinen Schweißguts für die verwendeten Zusatzwerkstoffe der Probekörper des Versuchsprogramms

Zusatzwerkstoff	Wärmebehandlung	Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Kerbschlagarbeit	
		R _e [MPa]	R _m [MPa]	A [%]	KV [J]	T [°C]
Carbofil NiMo1	unbehandelt*	≥ 620	700 - 890	≥ 18	≥ 60	-40
Citoflux R620 Ni2	unbehandelt*	≥ 620	700 - 890	≥ 18	≥ 47	-40
OK Aristorod 12.63	unbehandelt**	525	595	26	60	-40

*82% Ar + 18% CO₂; **80% Ar + 20% CO₂

Die Probekörper beider Serien werden auf ein Gerüst gehoben, um in allen Positionen ein effizientes Schweißen zu gewährleisten. Aufgrund der erhöhten Arbeitsposition für die bereichsweise in Wannenlage durchzuführenden Schweißarbeiten werden die Probekörper der Serie 1 zusätzlich aufgerüstet. Das Vorwärmen des Schweißnahtbereichs wird über Induktionsanlagen realisiert. Die Stabilisierung der KHP erfolgt nach dem Ausrichten unter Verwendung von Knaggen. Bei den Probekörpern der Serie 1 sind ca. acht Knaggen und bei den Probekörpern der Serie 2 ca. sechs Knaggen erforderlich. Je nach Schweißposition kann der Schweißer bei dieser Vorgehensweise die jeweilige Knagge abtrennen, um die entsprechende Wurzellage zu legen und die Stabilität der gesamten KHP-Verbindung wird sichergestellt.

Das Schweißen der Wurzellage erfolgt im Intervallverfahren, um Schweißverzüge zu vermeiden. Dabei wird die Wurzel abschnittsweise, bestehend aus einer pendelnd ausgeführten Schweißbraupe und ein bis zwei Fülllagen, gelegt. In einem zweiten Schritt werden nach dem Abtrennen der Knaggen die einzelnen Wurzelintervalle verbunden. Das Anschleifen der Intervalle an den Enden auf einer Länge von ca. 40 mm stellt sicher, dass die an der Startposition entstehende Wärme mitgenommen und das Schmelzbad wieder verflüssigt wird.

Für das Schweißen der Füll- und Decklagen wird zunächst die Wurzellage fertiggestellt und die zusätzlichen Fülllagen werden auf die gleiche Ebene gebracht. Die Herstellung der weiteren Schweißraupen erfolgt steigend von unten nach oben in Position PH nach (DIN EN ISO 6947). Mit einer Nahtdicke von 2 mm wird die Schweißnaht durch die Decklage fertiggestellt. Die Herstellung der Schweißnaht ist am Beispiel eines Probekörpers der Serie 2 in Abbildung 3.4 dargestellt. In Teilbild A sind die mit einer Spaltbreite von 5 mm ausgerichteten KHP zu sehen, wobei die Kanten vor Beginn der Schweißarbeiten beschliffen werden. Teilbild B zeigt die gelegte und mit ein bis zwei Fülllagen stabilisierte Wurzellage. Die fertiggestellte und mit ca. 25 Schweißraupen gefüllte Schweißnaht ist in Teilbild C dargestellt. Zum Vergleich werden Probekörper der Serie 1 mit ca. 61 Schweißraupen gefüllt. Aufgrund der einseitigen Schweißnahtherstellung ist es von besonderer Bedeutung, dass die vollständige Durchschweißung der Wurzel gelingt.

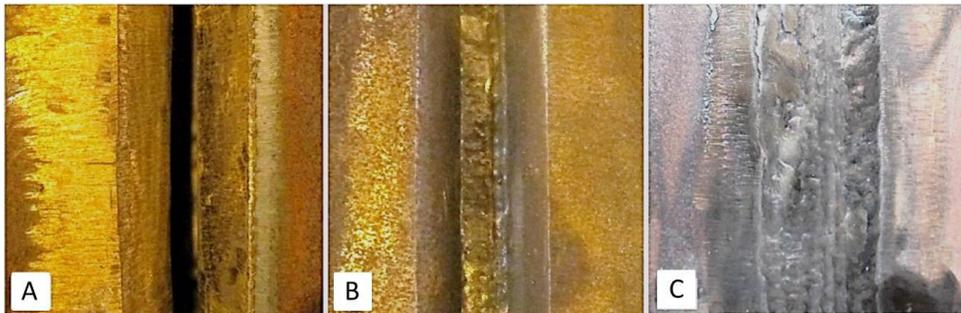


Abbildung 3.4: Herstellung der Schweißnaht am Beispiel eines Probekörpers der Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$): ausgerichtete KHP (Bild A), Wurzellage (Bild B), fertiggestellte Naht (Bild C) (UMMENHOFER ET AL. 2016)

Die beschriebenen Probekörper, bei denen die Füll- und Decklagen mechanisiert durch ein MAG-Orbitalschweißverfahren hergestellt werden, werden nach Fertigstellung der Wurzellage ebenfalls steigend in der Position PH geschweißt, siehe Abbildung 3.5.

Um mögliche Schweißnahtfehler und Einschlüsse auszuschließen, werden die Schweißnähte nach der Fertigstellung unter Verwendung von drei ZfP-Verfahren geprüft. Es erfolgt die visuelle Prüfung (VT) nach (DIN EN ISO 17637) die einen Prüfumfang von 100 % aufweist. Die Magnetpulverprüfung (MT) nach (DIN EN ISO 23278) mit der Zulässigkeitsgrenze 1 umfasst ebenfalls einen Prüfumfang von 100 %. Abschließend wird eine Ultraschallprüfung gemäß (DIN EN ISO 17640) nach der AVG-Methode (Abstand, Verstärkung, Größe des Fehlers) mit KSR 4 (Kreisscheibenreflektor-Durchmesser) für Serie 1 und KSR 2 für Serie 2 durchgeführt. Der Prüfumfang beträgt

auch bei der Ultraschallprüfung 100 %. Die ZfP-Prüfungen werden von allen Probekörpern bestanden.



Abbildung 3.5: Anfasen (Bild A) und MAG-Orbitalschweißung (Bild B und C) an einem Probekörper der Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) (UMMENHOFER ET AL. 2016)

3.1.3.2 Probekörperfertigung der Serien 3 und 4

Die beschriebene Probekörperfertigung der Serien 3 und 4 aus warmgefertigten KHP wird von der Firma Müller Offenburg steeltec GmbH übernommen.

Das Ablängen und Anfasen der KHP erfolgt durch Brennschneiden und wird im Rahmen des Projektes von der Firma Roprotec durchgeführt. Für das Anfasen der KHP wird übereinstimmend mit den Serien 1 und 2 ein Winkel von 30° ohne einen verbleibenden Steg vorgegeben. Für die Ausrichtung der KHP mit kleineren Durchmessern wird eine Spaltbreite von 0 mm bis 2 mm definiert. In Abbildung 3.3 ist die Fasen- bzw. Schweißnahtvorbereitung grafisch dargestellt und es sind die zugehörigen Abmessungen angegeben.

Für die Herstellung der Nahtwurzel sowie der Füll- und Decklagen wird das MAG-Handsweißverfahren (MAG-Hand) eingesetzt. Die Vorwärmtemperatur von 70°C wird vom Schweißfachingenieur der Firma Müller Offenburg steeltec GmbH festgelegt und die Zwischenlagentemperatur auf $< 250^\circ\text{C}$ begrenzt.

Die mechanischen Eigenschaften des reinen Schweißguts sind für den verwendeten Schweißzusatzwerkstoff „OK Aristorod 12.63“ von ESAB in Tabelle 6 angegeben. Für das Schweißen der Probekörper der Serien 3 und 4 wird eine Drehvorrichtung verwendet, sodass nach (DIN EN ISO 6947) stets in Wannenlage (PA) geschweißt wird. Im Anschluss an das Ausrichten und Heften der KHP erfolgt das Schweißen der Wurzel-, Füll-

und Decklagen. In Abbildung 3.6 sind im Teilbild A die ausgerichteten und gehefteten KHP eines Probekörpers der Serie 3 dargestellt, wobei ein Teil der Wurzel bereits gelegt ist. Die Wurzellage des Probekörpers ist im Teilbild B und die fertiggestellte Decklage im Teilbild C dargestellt.

Im Anschluss an die Fertigung werden alle Probekörper von einem externen Prüfinstitut bei der Firma Müller Offenburg steeltec GmbH zerstörungsfrei geprüft. Die Ultraschallprüfung wird gemäß (DIN EN ISO 17640) nach der AVG-Methode mit KSR 1,5 durchgeführt und weist einen Prüfumfang von 100 % auf. Die Prüfung wird von allen Probekörpern bestanden.

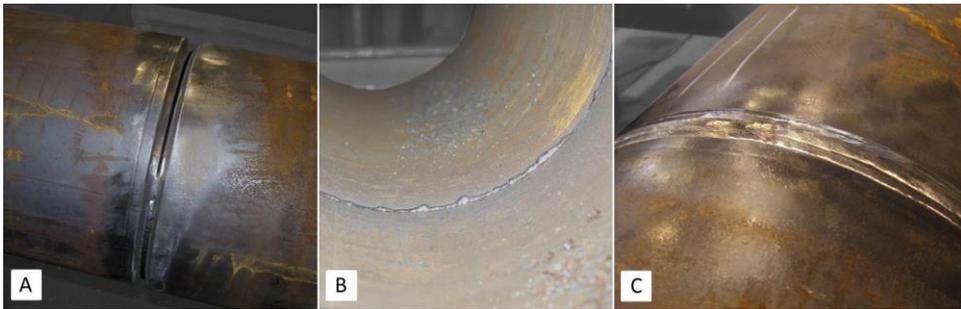


Abbildung 3.6: Geheftete KHP (Bild A), Wurzellage (Bild B) und fertiggestellte Decklage eines Probekörpers der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$) (UMMENHOFER ET AL. 2016)

3.1.4 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

3.1.4.1 Versuchsaufbau

Die Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP werden aufgrund der offshore-typischen großen Dimensionen als Vierpunktbiegeversuche durchgeführt. Der schematische Versuchsaufbau für die Ermüdungsversuche unter Vierpunktbiegung ist in Abbildung 3.7 dargestellt. Im Hinblick auf die Versuchsdurchführung ist der Vierpunktbiegeversuch aufgrund der großen Probekörperabmessungen unumgänglich. Er stellt, verglichen mit einem Ermüdungsversuch unter reiner Zugbeanspruchung, einen versuchstechnischen Kompromiss dar, da lediglich die Zugzone des Querschnitts stellvertretend für den gesamten Probekörperumfang geprüft wird.

Im Rahmen von Vorberechnungen wird mithilfe nichtlinearer FE-Analysen der Beanspruchungszustand in den Probekörpern unter Variation von Auflagergeometrie und Lasteinleitungslänge untersucht (UMMENHOFER ET AL. 2016). Der im Ermüdungsversuch

zu prüfende Stumpfstoß befindet sich zwischen den inneren Auflagern im Bereich der konstanten Momentenbeanspruchung, siehe Abbildung 3.7.

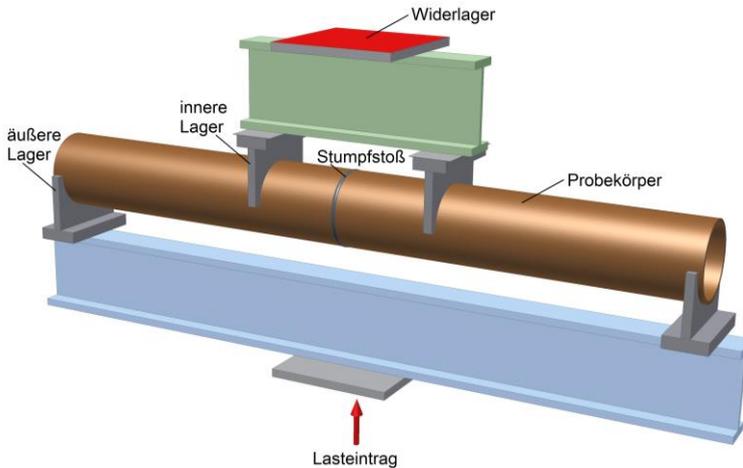


Abbildung 3.7: Schematischer Versuchsaufbau für die Ermüdungsversuche unter Vierpunktbiegung

Auf Grundlage der Ergebnisse der Voruntersuchungen werden die Auflagerabstände so bestimmt, dass sich im Prüfquerschnitt im Bereich des Stumpfstoßes ein linearer Biegespannungsverlauf einstellt und etwaige Ovalisierungseinflüsse vernachlässigbar sind. Im Zuge dessen wird der innere Auflagerabstand auf den 2,5-fachen Profildurchmesser und die Probekörperlänge auf den 8,9-fachen Profildurchmesser festgelegt. Die auf den Durchmesser der KHP bezogenen Abmessungen und Lasteinleitungsängen werden an beiden Forschungsstellen für alle Probekörperserien in Tabelle 3 eingehalten. Dadurch wird die Vergleichbarkeit der Beanspruchung im Ermüdungsversuch und der Ergebnisse gewährleistet. Da alle Probekörper gemäß Tabelle 3 nahezu dieselbe Schlankheit aufweisen, besteht das Versuchsprogramm aus maßstäblich verkleinerten Versuchen. In Abbildung 3.8 sind die Versuchsaufbauten für die Ermüdungsversuche an beiden Forschungsstellen dargestellt.

3.1.4.2 Versuchsdurchführung

Die Probekörper des Versuchsprogramms werden im Ermüdungsversuch unter einer sinusförmig veränderlichen Beanspruchung geprüft. Das Spannungsverhältnis in den Ermüdungsversuchen der Serien 1 bis 3 beträgt $R = 0,1$. Die Ermüdungsversuche an Probekörpern der Serie 1 werden am KIT teils auf einer 28 MN Universalprüfmaschine (Hersteller: Schenk) sowie einer 6,3 MN Universalprüfmaschine (Hersteller: Schenk) durchgeführt. An der BAM werden die Ermüdungsversuche der Serie 2 auf einer Univer-

salprüfmaschine (Hersteller: STS) und die Ermüdungsversuche der Serie 3 auf einer Universalprüfmaschine (Hersteller: FORM+TEST) durchgeführt, siehe Abbildung 3.8. Die Versuchsdurchführung an Probekörpern der Serie 4 erfolgt am KIT auf einer mechanischen Resonanzprüfmaschine (Hersteller: Schenk, max. Prüflast 600 kN). Unter Berücksichtigung der versuchstechnischen Randbedingungen erfordert die Prüfung auf dieser Resonanzprüfmaschine die Einstellung eines Spannungsverhältnisses von $R = 0,2$.

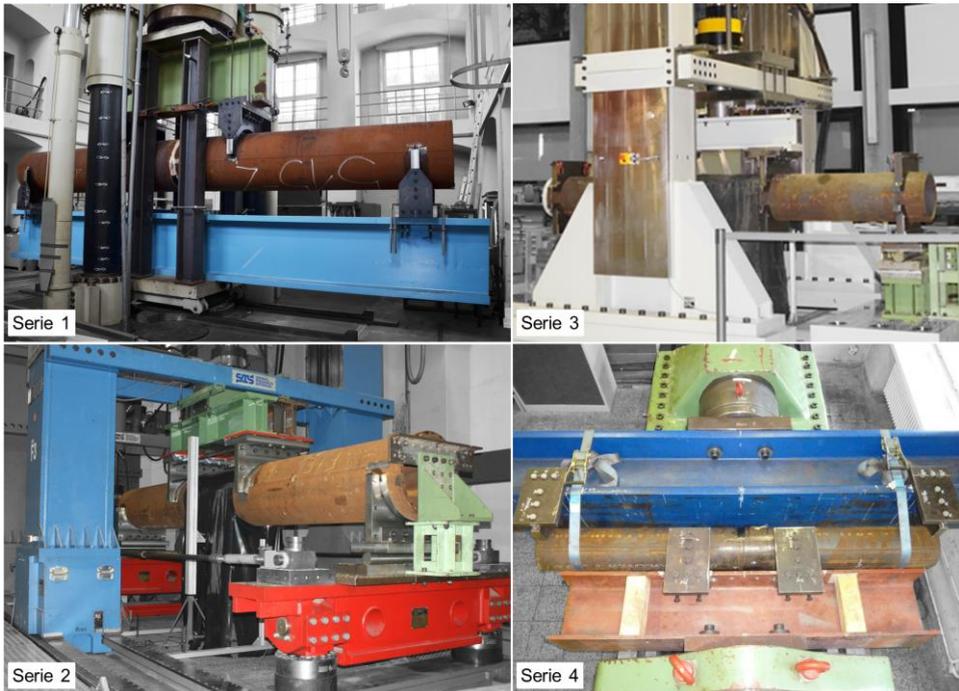


Abbildung 3.8: Versuchsaufbauten für die Ermüdungsversuche: Versuchsserien 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) und 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) am KIT, Versuchsserien 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) und 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$) an der BAM (Fotos: BAM)

Insgesamt besteht das in Tabelle 3 vorgestellte Versuchsprogramm aus 40 Großbauteilversuchen. Die Beanspruchungsniveaus der Ermüdungsversuche sind für die einzelnen Versuchsserien in Tabelle 7 gegeben. Die Niveaus N, L, M, H und U definieren die Basis-Beanspruchungsniveaus.

Um die Vergleichbarkeit der Ergebnisse sicherzustellen, werden die wesentlichen Versuchsparameter und Vorgehensweisen zwischen beiden Forschungsstellen abgestimmt. Dazu zählen unter anderem die Definition eines geeigneten Abbruchkriteriums, die

Sensorik sowie die Dokumentation der Versuche. Auf diese Punkte wird in den Abschnitten 3.1.4.3 bis 3.1.4.5 im Detail eingegangen.

Tabelle 7: Beanspruchungsniveaus der Ermüdungsversuche und zugehörige Versuchsanzahl der einzelnen Versuchsserien

Serie	Durchmesser × Wanddicke $d \times t$	Versuchsanzahl auf dem jeweiligen Beanspruchungsniveau ($\Delta\sigma$ in MPa)					
		N (93)	L (113)	M (142)	H- (173)	H (180)	U (210)
	[mm]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
1	914x43,6					1	2
2	559x25,4		1	1		3	
3	406,4x20	5	5	5		5	
4	219,1x11	3	3	3	3		

3.1.4.3 Rastlinienverfahren

Primäres Ziel der Ermüdungsversuche ist die Ermittlung der Lebensdauern bis zum Wanddurchriss der Probekörper und die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails anhand der erzeugten Datenbasis. Darüber hinaus wird versuchsbegleitend das Rastlinienverfahren eingesetzt, um die Entstehung und das Wachstum der Ermüdungsrisse nach Versuchsende fraktografisch rückverfolgen zu können.

Beim Rastlinienverfahren werden während der zyklischen Grundbelastung im Ermüdungsversuch (Belastungszyklus) in regelmäßigen Abständen Belastungsblöcke mit einer niedrigeren Beanspruchungsamplitude (Markierungszyklus) eingestreut, siehe Abbildung 3.9. Mit der Beanspruchungsänderung ändert sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, die wiederum Einfluss auf die Oxidationsprozesse an der Rissfront hat. Als Folge werden bei der späteren Betrachtung der Bruchfläche die unterschiedlich stark oxidierten Rissfronten, die orthogonal zur Rissfortschrittsrichtung verlaufen, als sogenannte Rastlinien visuell erkennbar. Bei Stahlbauteilen ergibt sich für langsames Risswachstum bei einem niedrigen Beanspruchungsniveau eine dunkle Färbung, wohingegen hellere Färbungen auf höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten bei höheren Beanspruchungen hindeuten (RICHARD UND SANDER 2012).

Die Schwierigkeit in der Definition geeigneter Blocklastfolgen besteht aufgrund der anfangs unbekanntem Rissfortschrittsgeschwindigkeit darin, deutlich erkennbare Rastlinien zu erzeugen. Zu optimieren sind die Parameter Beanspruchung, Schwingspielzahl

sowie die Periode. Basierend auf Voruntersuchungen an Kleinprüfkörpern sowie ersten Tastversuchen wird die Oberspannung σ_o stets beibehalten und die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ im Markierungszyklus halbiert. Der Belastungszyklus umfasst 75.000 Schwingspiele und der Markierungszyklus besteht, wie in Abbildung 3.9 dargestellt, aus 10.000 Schwingspielen.

Diese Beanspruchungsfolge wird den Ermüdungsversuchen an Probekörpern der Serien 1 bis 3 zugrunde gelegt. Aus den genannten Gründen wird die Beanspruchungsfolge bei den Probekörpern der Serie 4 modifiziert, da Versuche auf der mechanischen Resonanzprüfmaschine die Beibehaltung der Mittelspannung bei periodisch veränderlicher Spannungsschwingbreite erfordern.

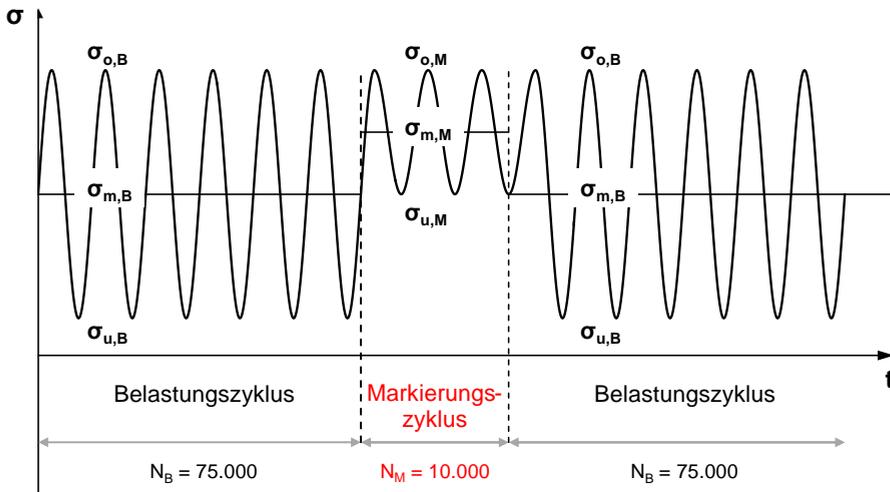


Abbildung 3.9: Beanspruchungsfolge des Rastlinienverfahrens aufbauend auf (UMMENHOFER ET AL. 2016)

3.1.4.4 Abbruchkriterium

Der Wanddurchriss des KHP wird als Abbruchkriterium der Ermüdungsversuche definiert. Für die Feststellung des Durchrisses wird das an der BAM entwickelte Risslumineszenzverfahren (MEHDIANPOUR 2015) verwendet, wobei die zum Durchriss gehörende Schwingspielzahl aus versuchsbegleitenden Videoaufzeichnungen ermittelt wird.

Beim Risslumineszenzverfahren werden ermüdungskritische Bauteilbereiche, an denen Ermüdungsrissse erwartet werden, mit einer fluoreszierenden Indikatorschicht und anschließend mit einer dünnen Abdeckschicht versehen. Durch die stoffschlüssige Verbindung zum Untergrund kommt es infolge Ermüdungsrissbildung und Ermüdungsriss-

wachstum zur Trennung der beiden Beschichtungen und die Rissufer der fluoreszierenden Indikatorschicht liegen frei. Unter Schwarzlichtbestrahlung leuchtet der entstandene Anriss bei entsprechender Abdunkelung aktiv und das Monitoring kann versuchsbegleitend durch eine Videoüberwachung erfolgen. Zur Veranschaulichung zeigt Abbildung 3.10 eine Bildfolge aus der Videoüberwachung eines Probekörpers der Serie 2. Der sichtbare Durchriss tritt an der Außenseite des Probekörpers bei 460.000 Schwingspielen ausgehend von der Nahtwurzel und gefolgt von einem Risswachstum durch die Naht auf. Die Bruchschwingspielzahl wird anhand des detektierten Durchrisses auf der Außenseite des Probekörpers bestimmt. Das definierte Abbruchkriterium stellt im Hinblick auf die Inspektionsmöglichkeit der untersuchten Bauteile ein geeignetes und praxisgerechtes Kriterium dar.

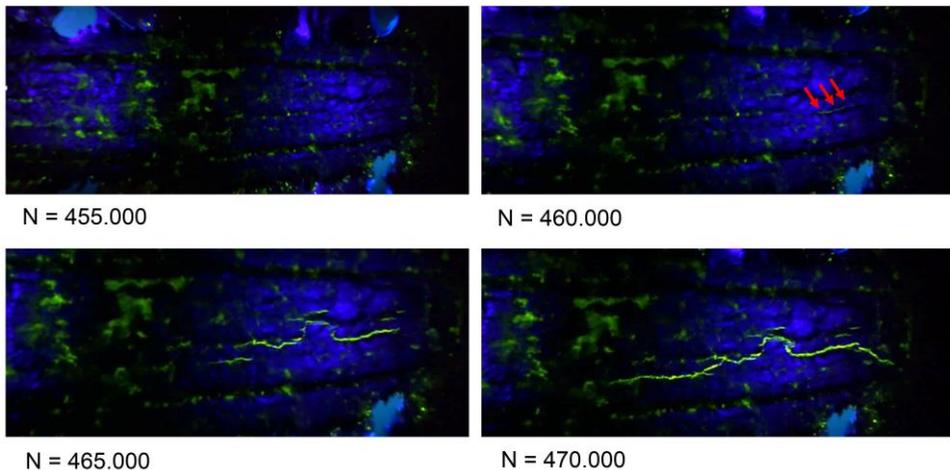


Abbildung 3.10: Detektion des Durchrisses der Profilwand mit dem Risslumineszenzverfahren (UMMENHOFER ET AL. 2016)

3.1.4.5 Dehnungsmessungen

Vor Versuchsbeginn werden auf allen Probekörpern des Versuchsprogramms auf der Biegezugseite Dehnungsmessstreifen (DMS) appliziert. Die gemessenen Dehnungen dienen der Strukturspannungsermittlung sowie der Validierung der FE-Modelle.

Für die Probekörper der Serien 1 bis 3 ist die Anordnung der DMS auf der Probekörperaußenseite in Abbildung 3.11 (links) dargestellt. Darüber hinaus ermöglicht der große KHP-Durchmesser der Serie 1 die Applikation von DMS an der Wurzel im Inneren des Probekörpers, Abbildung 3.11 (rechts). Die Applikation der DMS erfolgt basierend auf

Abschnitt 2.4.3.2 in Abständen von $0,4t$ und $1,0t$ vom Nahtübergang und ermöglicht die Bestimmung der Strukturspannungen an imperfekten Stumpfnahten, vgl. Abbildung 2.15.

Nach (HOBBACHER 2016; NIEMI 1995) sind diese Abstände für die Probekörper der Serie 4 aufgrund der vorliegenden Wanddicke und der Abmessungen der verwendeten DMS entsprechend anzupassen. Festgelegt werden Abstände von $0,56t$ und $1,67t$, sodass das Messgitter des ersten DMS außerhalb eines Bereichs von $0,3t$ vom Nahtübergang liegt, in dem der nichtlineare Anteil des Spannungsverlaufs abklingt.

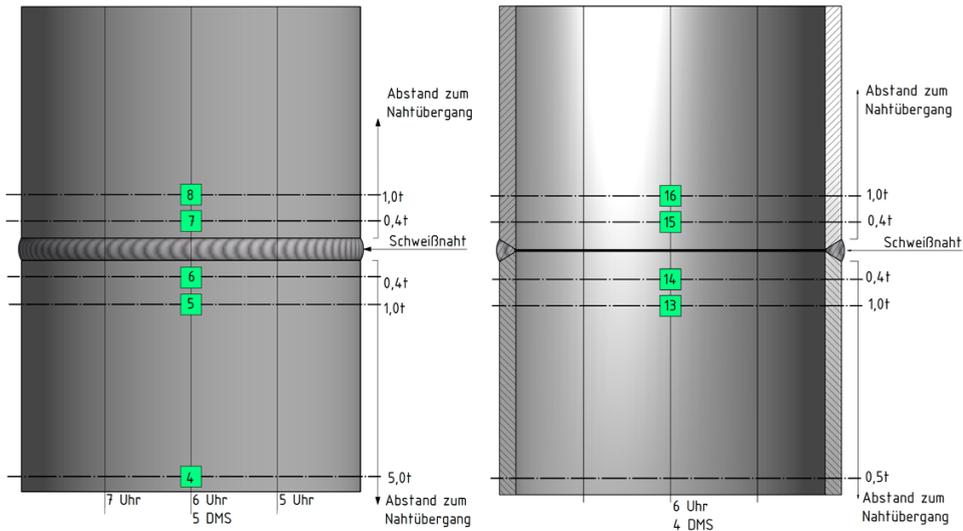


Abbildung 3.11: DMS-Applikationsschema für die Probekörperaußenseite der Serien 1 bis 3 (links) sowie für die Probekörperinnenseite der Serie 1

3.1.5 Versuchsergebnisse: Nennspannungswöhlerlinien der einzelnen Versuchsserien

Die beschriebenen Ermüdungsversuche werden bei Erreichen des in Abschnitt 3.1.4.4 definierten Abbruchkriteriums gestoppt und die zugehörigen Schwingspielzahlen beim Auftreten des Wanddurchrisses aus den versuchsbegleitenden Videoaufzeichnungen bestimmt. Die Darstellung der Versuchsergebnisse erfolgt im Wöhlerdiagramm nach Abschnitt 2.2 basierend auf einer statistischen Auswertung entsprechend Abschnitt 2.4.2. Die angegebenen Nennspannungen beziehen sich auf die Profilinnenseite bzw. auf die Nahtwurzel der einseitig geschweißten Stumpfstoße der KHP. Die Gründe für die Nennspannungsauswertung an der Profilinnenseite liegen darin, dass das Versagen, mit Aus-

nahme eines Probekörpers der Serie 1, stets von der Nahtwurzel ausgeht und somit die Beanspruchung an der versagensmaßgebenden Stelle zugrunde gelegt wird. Im Falle der beschriebenen Ausnahme wird unmittelbar neben dem versagensmaßgebenden Wanddurchriss ein Makroschliff angefertigt, der sowohl am Nahtübergang der Decklage als auch an der Wurzel Ermüdungsrisse zeigt, siehe Abbildung 3.12. Auf Grundlage dieser Erkenntnis ist die gewählte Vorgehensweise auch für diesen Probekörper der Serie 1 als vertretbar anzusehen.



Abbildung 3.12: Makroschliffbild am Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) mit Ermüdungsrissen an den Nahtübergängen von Decklage und Wurzel

Die Auswertung der Ergebnisse der vier Versuchsserien in Tabelle 3 ist in den Wöhlerdiagrammen in den Abbildungen 3.13 bis 3.16 dargestellt. Die Ergebnisse der einzelnen Versuche sind in Anhang B aufgeführt.

Aufgrund der geringen Versuchsanzahl ist für die Serie 1 keine statistisch aussagekräftige Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit möglich, siehe Abbildung 3.13. Die geringe Streuung der Ergebnisse ermöglicht dennoch die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit zu $\Delta\sigma_C = 95,4 \text{ MPa}$ und die Wöhlerlinie weist eine Neigung von $m = 6$ auf. Diese weicht von den Bemessungswöhlerlinien im EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9), die einen Wert von $m = 3$ aufweisen, ab. Zum Vergleich ist in Abbildung 3.13 die zum Kerbfall 71 gehörende Bemessungswöhlerlinie des EC 3 in roter Farbe dargestellt. Unter Berücksichtigung der Blechdickenabhängigkeit nach Gl. (2.28) ergibt sich für die im Versuch geprüfte Wanddicke von $t = 43,6 \text{ mm}$ die orangefarbene Bemessungswöhlerlinie für den Kerbfall 63. Festzustellen ist, dass die geprüften Großbauteile im Vergleich zu der zum Kerbfall 63 gehörenden Bemessungswöhlerlinie des EC 3 eine hohe Ermüdungsfestigkeit erreichen. Anzeichen für eine erforderliche Abminderung der Ermüdungsfestigkeit bei

großen Wanddicken können für die geprüften Probekörper nicht festgestellt werden. Eine statistisch belastbare Aussage würde weitere Ermüdungsversuche erfordern.

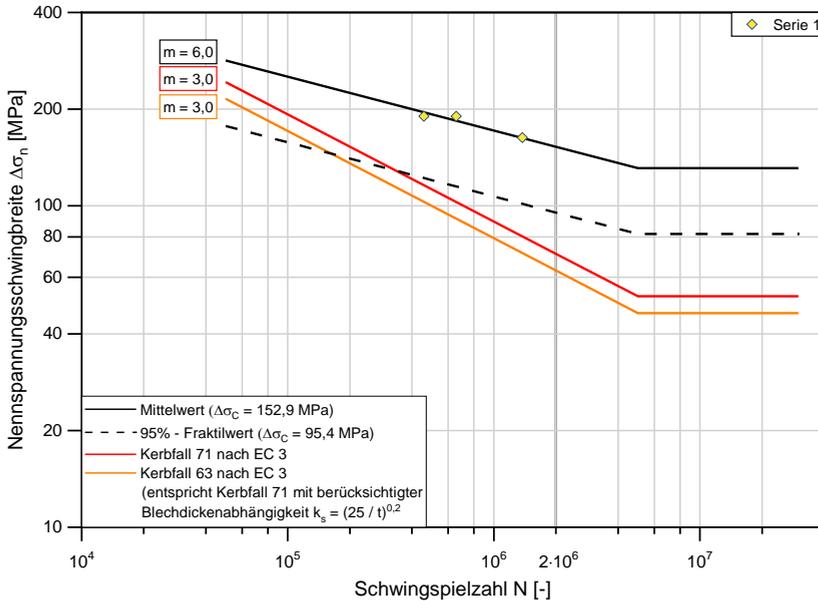


Abbildung 3.13: Wöhlerlinie auf Basis der Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profillinnenseite, Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$)

Bei Serie 2 in Abbildung 3.14 werden drei der fünf Probekörper als Durchläufer gewertet, sodass keine statistische Auswertung dieser Serie möglich ist. Bei den Durchläufern wird auf dem Beanspruchungsniveau L ($\Delta\sigma = 113$ MPa) kein Versagen erreicht und auf den Beanspruchungsniveaus H ($\Delta\sigma = 180$ MPa) und M ($\Delta\sigma = 142$ MPa) werden die Versuche aufgrund von Anrissen im Lasteinleitungsbereich bzw. im Auflagerbereich bei hohen Schwingspielzahlen abgebrochen. Insgesamt erreichen die Probekörper der Serie 2 hohe Schwingspielzahlen und damit hohe Ermüdungsfestigkeiten, die deutlich über der zum Kerbfall 71 gehörenden roten Bemessungswöhlerlinie des EC 3 liegen. Dies gilt gleichermaßen für die als Durchläufer gekennzeichneten Probekörper.

Die Probekörper der Serien 1 und 2 werden zum Teil unter Verwendung eines Orbital-schweißgeräts gefertigt. Im Hinblick auf mögliche Fertigungseinflüsse werden bezüglich des Ermüdungsverhaltens keine Gesetzmäßigkeiten im Vergleich zu den handgeschweißten Probekörpern festgestellt. So erreichen die drei orbitalgeschweißten Probekörper der Serie 2 sehr hohe Schwingspielzahlen bevor der Ermüdungsversuch abgebrochen bzw.

aufgrund eines Anrisses in Bauteilbereichen, die nicht Gegenstand der Prüfung sind, gestoppt wird. Eine direkte Gegenüberstellung ist lediglich auf dem Beanspruchungsniveau H ($\Delta\sigma = 180$ MPa) möglich, wobei der orbitalgeschweißte Probekörper der Serie 2 eine höhere Lebensdauer als der vollständig handgeschweißte erreicht. Anders verhält es sich bei Serie 1, in der der orbitalgeschweißte Probekörper auf dem Lastniveau U ($\Delta\sigma = 210$ MPa) die kürzere Lebensdauer aufweist.

Dass die Ermüdungsfestigkeit betreffend keine Gesetzmäßigkeiten bezüglich einer möglichen Vorteilhaftigkeit des Fertigungsverfahrens „Orbitalschweißen“ feststellbar sind, kann darauf zurückgeführt werden, dass die versagensmaßgebende Nahtwurzel bei allen Probekörpern von Hand geschweißt wird und damit bei allen Probekörpern am Versagensort vergleichbare Fertigungsbedingungen zugrunde liegen.

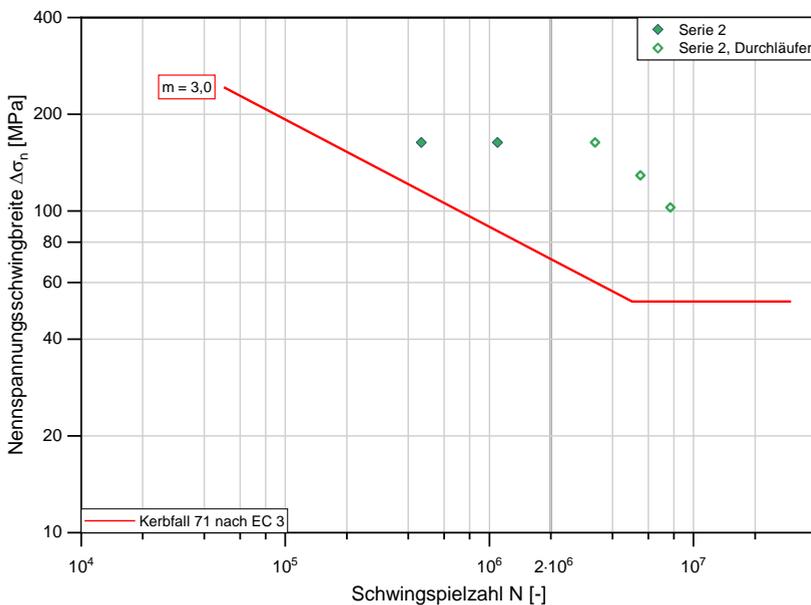


Abbildung 3.14: Wöhlerlinie auf Basis der Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profillinenseite, Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$)

Die stark belegte Wöhlerlinie für die Probekörper der Serie 3 ist in Abbildung 3.15 dargestellt. Am Einhängewert bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen ergibt sich die Ermüdungsfestigkeit zu $\Delta\sigma_C = 80,6$ MPa. Die Wöhlerlinie der Serie 3 weist mit einer Neigung von $m = 3,9$ eine etwas flachere Neigung als die zum Kerbfall 71 gehörende rote Bemessungswöhlerlinie des EC 3 auf, siehe Abbildung 3.15. Mit Ausnahme von einem Ver-

suchsergebnis, das unmittelbar auf der Bemessungswöhlerlinie liegt, befinden sich die Ergebnisse der Serie 3 oberhalb der Bemessungswöhlerlinie des EC 3. Auffällig ist die erhebliche Streuung der Versuchsergebnisse auf den einzelnen Beanspruchungsniveaus N ($\Delta\sigma = 93$ MPa), M ($\Delta\sigma = 142$ MPa) und H ($\Delta\sigma = 180$ MPa). So streuen die Ergebnisse auf dem mittleren Beanspruchungsniveau M in einem Bereich von 400.000 bis 1.870.000 Schwingspielen.

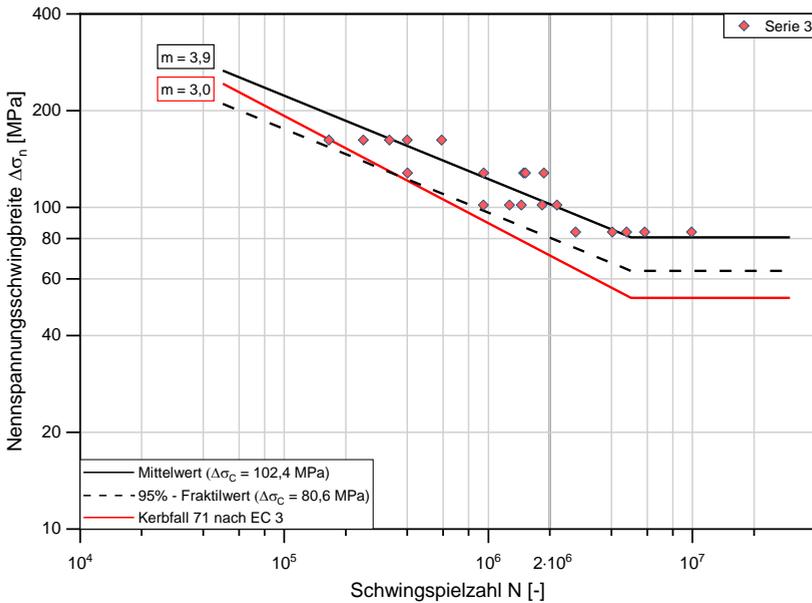


Abbildung 3.15: Wöhlerlinie auf Basis der Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profillinenseite, Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$)

Abbildung 3.16 zeigt die Wöhlerlinie für die Probekörper der Serie 4. Diese weist eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 88,4$ MPa am Einhängewert bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen auf, wobei die Neigung mit der zum Kerbfall 71 gehörenden roten Bemessungswöhlerlinie des EC 3 übereinstimmt. Die Bemessungswöhlerlinie des EC 3 liegt für alle Versuchsergebnisse deutlich auf der sicheren Seite. Eine erhebliche Streuung der Versuchsergebnisse ergibt sich lediglich auf dem niedrigsten Beanspruchungsniveau N, auf dem die Ergebnisse im Bereich von 2.060.000 bis 6.620.000 Schwingspielen streuen.

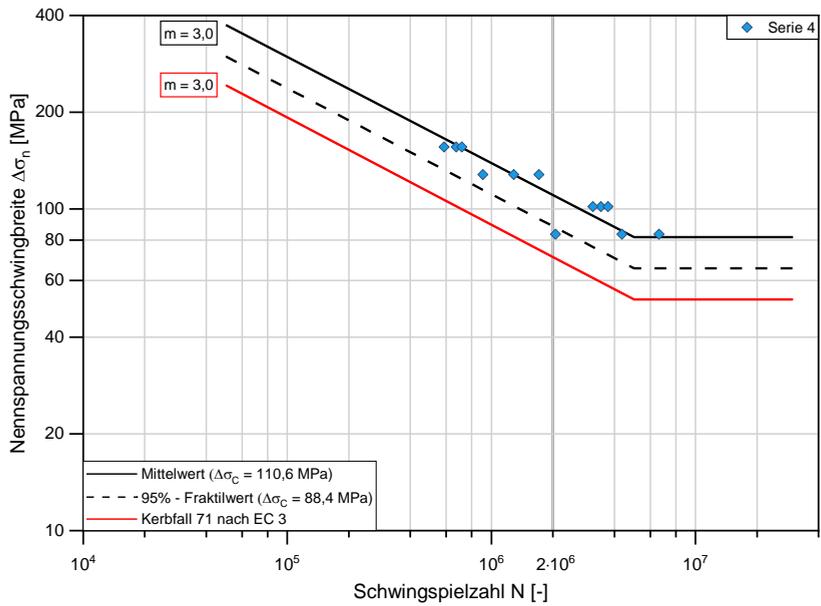


Abbildung 3.16: Wöhlerlinie auf Basis der Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profillinenseite, Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$)

3.1.6 Probekörpercharakterisierung und Begleituntersuchungen

3.1.6.1 Wanddickenmessung

Numerische Berechnungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt werden, erfordern die Ermittlung der Wanddicken und der Probekörpergeometrien. Die Wanddicke der Probekörper wird mithilfe eines Ultraschallmessgeräts gemessen, siehe Abbildung 3.17. Bei den einseitig geschweißten Stumpfstößen werden die Wanddicken der KHP im ermüdungskritischen Biegezugbereich beidseits der Schweißnaht gemessen und dokumentiert.

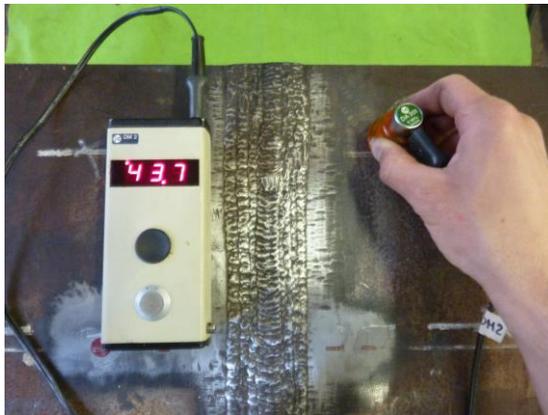


Abbildung 3.17: Wanddickenmessung mit Ultraschallmessgerät, Probekörper der Serie 1 (ϕ 914×43,6)
(UMMENHOFER ET AL. 2016)

3.1.6.2 Lokale Nahtgeometrie

Der maßgebliche Einfluss der lokalen Nahtgeometrie und der daraus resultierenden Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Bauteile wird in Abschnitt 2.3.1 thematisiert. Relevante Nahtgeometrieparameter für Stumpfnähte sind in Abbildung 2.6 schematisch dargestellt. Zur Beurteilung der Kerbwirkung und als geometrische Eingangswerte für numerische Berechnungen wird die lokale Schweißnahtgeometrie bei allen Probekörpern des Versuchsprogramms aus Tabelle 3 erfasst.

Nach (ISO TR 14345) kann die lokale Schweißnahtgeometrie z. B. anhand von Makroschliffen, Laserscans oder über Konturmessungen an angefertigten Silikonabdrücken erfasst werden. Da insbesondere der Nahtübergangsradius r und der Nahtanstiegswinkel θ

die Kerbschärfe am Nahtübergang bestimmen, ist die Definition und die Auswertung dieser Parameter in Abbildung 3.18 am Beispiel eines Schweißnahtübergangs an der Nahtwurzel grafisch dargestellt. Der Nahtübergangsradius r wird durch den Kreis, der die exakteste Annäherung an den Nahtübergang darstellt, definiert. Der Nahtanstiegswinkel θ wird zwischen Bauteiloberfläche und Tangente im letzten Berührungspunkt von Kreis und Nahtübergang gemessen und stellt die Steigung dieser Tangente dar.

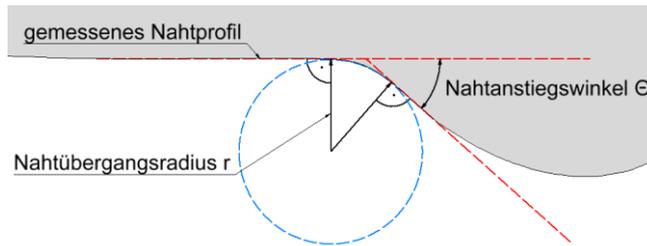


Abbildung 3.18: Auswertung der lokalen Nahtgeometrie an einem Schweißnahtübergang an der Nahtwurzel

Zur Charakterisierung der einseitig geschweißten Stumpfnähte werden die Nahtgeometrieparameter der KHP-Verbindung definiert. Diese sind in Abbildung 3.19 zur Veranschaulichung in das Makroschliffbild eines Probekörpers der Serie 4 eingezeichnet.

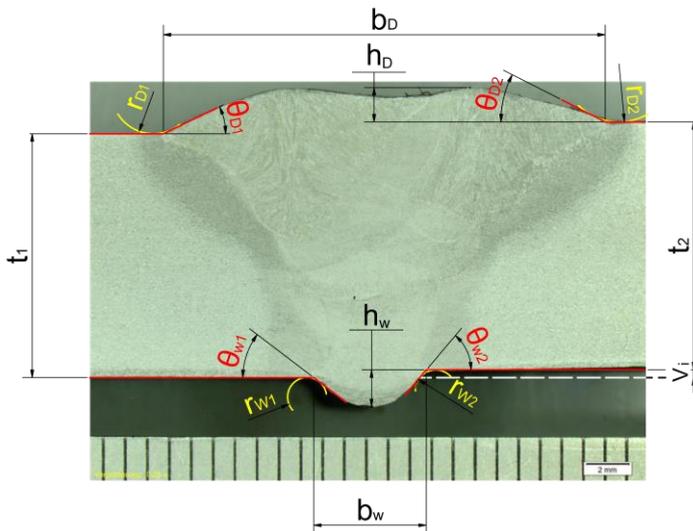


Abbildung 3.19: Nahtgeometrieparameter einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP am Beispiel eines Makroschliffs von einem Probekörper der Serie 4 ($\phi 219,1 \times 11$)

Erfasst werden folgende Nahtgeometrieparameter:

- Nahtbreite an Decklage und Wurzel (b_D und b_W)
- Nahtüberhöhung an Decklage und Wurzel (h_D und h_W)
- Nahtanstiegswinkel an Decklage und Wurzel (θ_{D1} , θ_{D2} und θ_{W1} , θ_{W2})
- Nahtübergangsradien an Decklage und Wurzel (r_{D1} , r_{D2} und r_{W1} , r_{W2})
- Versatz an der Profillinenseite (v_i)
- Wanddicken beidseits der Naht (t_1 und t_2 , über Ultraschallmessung)

Die Nahtgeometrie wird an Probekörpersegmenten erfasst, die nach den Ermüdungsversuchen aus dem versagensrelevanten Biegezugbereich der Probekörper herausgetrennt werden. Dazu wird am KIT ein optisches 3D-Messsystem der Fa. LIMESS Messtechnik und Software GmbH bzw. an der BAM ein Laserscanner eingesetzt. Abbildung 3.20 zeigt Oberflächenscans von Decklage und Wurzel, die unter Verwendung der beiden Verfahren erstellt wurden.

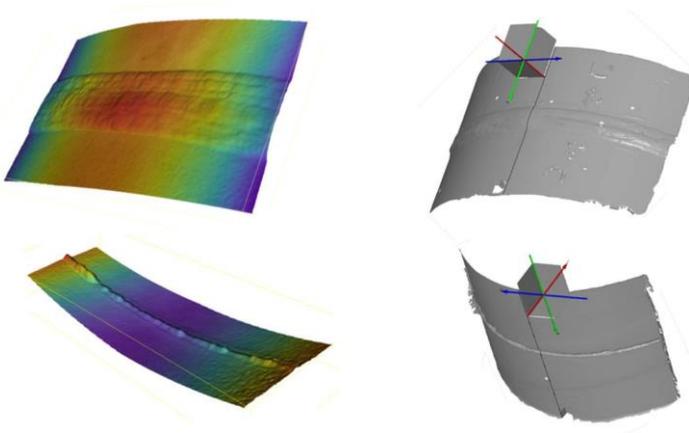


Abbildung 3.20: Oberflächenscans einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP, Decklage und Wurzel bei der Serie 1 (\varnothing 914×43,6; links: optisches 3D-Messsystem) sowie Decklage und Wurzel bei der Serie 3 (\varnothing 406,4×20; rechts: Laserscanner)

Aus diesen Oberflächenscans werden je Probekörper drei Schweißnahtprofile an der Decklage und an der Wurzel mithilfe des CAD-Programms AutoCAD 2012 vermessen. Die Ermittlung des Nahtübergangsradius und des Nahtanstiegswinkels erfolgt für die

Nahtprofile stets beidseitig an Decklage und Wurzel. Die Ergebnisse der entsprechend Abbildung 3.19 vermessenen Nahtgeometrieparameter sind für die Decklage in Tabelle 8 und für die Nahtwurzel in Tabelle 9 zusammengefasst. Für die Nahtgeometrieparameter werden Mittelwert μ und Standardabweichung σ sowie die minimalen und maximalen Messwerte angegeben. Als Quotient aus empirischer Standardabweichung σ und Mittelwert μ , wird die Streuung in Form des Variationskoeffizienten V angegeben. Sofern für die jeweiligen Nahtgeometrieparameter eine gemeinsame Auswertung über alle Serien hinweg sinnvoll ist, erfolgt diese in der unteren Zeile von Tabelle 8 und Tabelle 9. Da die Mittelwerte der Nahtgeometrieparameter als Eingangswerte für die numerischen Berechnungen dienen, werden diese hervorgehoben (fett gedruckt in Tabelle 8 und Tabelle 9).

Tabelle 8: Ergebnisse der Nahtgeometrieparameter für die Decklage der Probekörper des Versuchsprogramms

Serie	$d \times t$ [mm]	Breite b_D [mm]			Überhöhung h_D [mm]		
		μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]
1	914x43,6	60,87 2,51	66,02 57,74	4,1	2,12 0,34	2,50 1,51	16,0
2	559x25,4	37,83 3,22	42,49 32,00	8,5	2,56 0,72	3,56 1,73	28,1
3	406,4x20	30,40 2,47	37,00 27,00	8,1	2,69 0,89	4,36 1,45	33,1
4	219,1x11	20,68 1,28	22,97 17,48	6,2	2,27 0,63	3,54 1,19	27,8
Alle	-	-	-	-	2,38 0,71	4,36 1,19	29,8

Anstiegswinkel θ_D [°]			Übergangsradius r_D [mm]			Wanddicke t [mm]		
μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]
32,06 7,68	48,00 22,00	24,0	1,49 0,44	2,34 0,77	29,5	43,48 0,19	43,80 43,20	0,4
34,00 8,92	44,00 19,00	26,2	1,20 1,05	3,74 0,37	87,5	25,43 0,24	25,80 25,10	0,9
24,73 10,30	47,00 7,00	41,6	2,24 2,13	7,93 0,14	95,1	20,09 0,44	21,10 19,00	2,2
28,65 10,11	52,00 12,00	35,3	2,59 1,37	7,48 0,65	52,9	10,93 0,36	11,90 10,30	3,3
28,28 10,11	52,00 7,00	35,7	2,19 1,61	7,93 0,14	73,5	-	-	-

An der Decklage weist die Nahtbreite b_D innerhalb der einzelnen Serien sowie die in Tabelle 8 aufgeführte Wanddicke eine geringe Streuung auf. Herstellungsbedingt ergeben sich für die warmgefertigten KHP der Serien 3 und 4 erwartungsgemäß größere Streuungen der Wanddicken als für die kaltgefertigten KHP der Serien 1 und 2. Deutlich größere Streuungen ergeben sich für die Nahtüberhöhung h_D und den Anstiegswinkel θ_D , wobei die größten Streuungen für den Nahtübergangsradius r_D mit Werten zwischen 0,14 mm und 7,93 mm ermittelt werden.

Tabelle 9: Ergebnisse der Nahtgeometrieparameter für die Nahtwurzel der Probekörper des Versuchsprogramms

Serie	$d \times t$ [mm]	Breite b_W [mm]			Überhöhung h_W [mm]		
		μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]
1	914x43,6	7,15 0,75	7,97 5,35	10,5	1,40 0,81	3,08 0,25	57,9
2	559x25,4	7,60 0,76	9,19 6,50	10,0	2,43 1,18	5,57 1,10	48,6
3	406,4x20	6,64 1,11	9,51 4,50	16,7	2,08 1,18	6,23 0,30	56,7
4	219,1x11	5,78 0,93	7,59 3,79	16,1	1,97 0,98	4,74 0,41	49,7
Alle	-	6,52 1,14	9,51 3,79	17,5	2,03 1,11	6,23 0,25	54,7

Anstiegswinkel θ_W [°]			Übergangsradius r_W [mm]			Versatz v_i [mm]		
μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]	μ σ	max min	v [%]
46,22 12,12	62,00 19,00	26,2	0,90 0,40	1,74 0,32	44,4	0,82 0,32	1,26 0,13	39,0
51,57 23,75	100,001 1,00	46,1	0,85 0,83	2,58 0,09	97,6	0,76 0,70	2,21 0,18	92,1
51,20 18,77	101,00 9,00	36,7	0,50 0,49	2,73 0,08	98,0	1,38 0,83	2,99 0,03	60,1
49,39 17,51	95,00 17,00	35,5	1,24 0,66	2,99 0,15	53,2	0,49 0,39	1,25 0,02	79,6
50,30 18,47	101,00 9,00	36,7	0,78 0,66	2,99 0,08	86,6	1,02 0,79	2,99 0,02	77,5

Die gemeinsame Auswertung der Nahtbreite b_W an der Wurzel (vgl. Tabelle 9) ist in Abbildung 3.21 für alle Serien grafisch dargestellt. An der Nahtwurzel ergibt sich eben-

falls für die Nahtbreite b_W die geringste Streuung, wobei die Mittelwerte aller Serien mit Werten von 5,8 mm bis 7,6 mm in Anbetracht des deutlichen Unterschiedes der jeweiligen Probekörperabmessungen vergleichsweise dicht beieinander liegen und die Maxima und Minima aller Serien bei einer nicht unerheblichen Streuung nahezu in denselben Wertebereich fallen. Zurückzuführen ist dies auf die Tatsache, dass die Nahtwurzel bei allen Serien aus einer Schweißbraupe besteht und diese im Hinblick auf die Überbrückung des Wurzelspalts im genannten Bereich liegt, diesen jedoch herstellungsbedingt nicht merklich überschreiten kann. So ist der Wurzelspalt, der durch eine Schweißbraupe überbrückt werden kann, begrenzt.

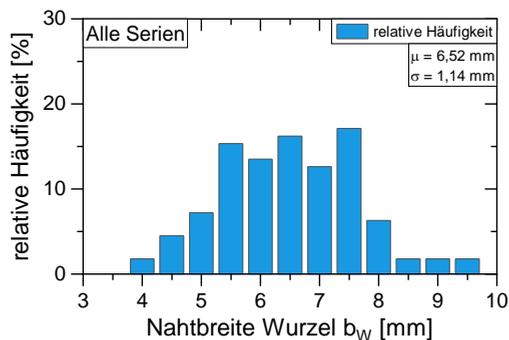


Abbildung 3.21: Nahtbreite b_W an der Nahtwurzel, gemeinsame Auswertung aller Serien

Deutlich größere Streuungen ergeben sich für die weiteren Nahtgeometrieparameter in Tabelle 9, wobei insbesondere die Nahtüberhöhung h_W und der Übergangsradius r_W an der Wurzel größere Streuungen im Vergleich zu den entsprechenden Werten an der Decklage aufweisen.

Zur Beurteilung der Kerbwirkung erfolgt in den Abbildungen 3.22 bis 3.24 die Gegenüberstellung der lokalen Nahtgeometrieparameter an Decklage und Wurzel, vgl. Tabelle 8 und Tabelle 9. In den Abbildungen 3.22 bis 3.24 erfolgt stets eine gemeinsame Auswertung der Probekörperserien. Die Gründe dafür liegen darin, dass herstellungsbedingt innerhalb der einzelnen Serien vergleichbare Werte der Nahtgeometrieparameter vorliegen und diese innerhalb der einzelnen Serien eine ähnlich hohe Streuung aufweisen. Die grafische Darstellung aller ausgewerteten Nahtgeometrieparameter kann für die Einzelserien Anhang C entnommen werden.

Die Gegenüberstellung der Nahtüberhöhung an Decklage und Wurzel ist in Abbildung 3.22 dargestellt. Mit einem Mittelwert von 2,4 mm liegt an der Decklage, verglichen mit dem Mittelwert von 2,0 mm an der Wurzel, eine größere absolute Nahtüberhöhung vor.

Festzustellen ist jedoch die größere Streuung der Nahtüberhöhung an der Wurzel, wobei geringe Werte von 0,3 mm bis hin zu 6,2 mm an einzelnen Wurzelbereichen, die ein ungünstiges Nahtprofil aufweisen, gemessen werden.

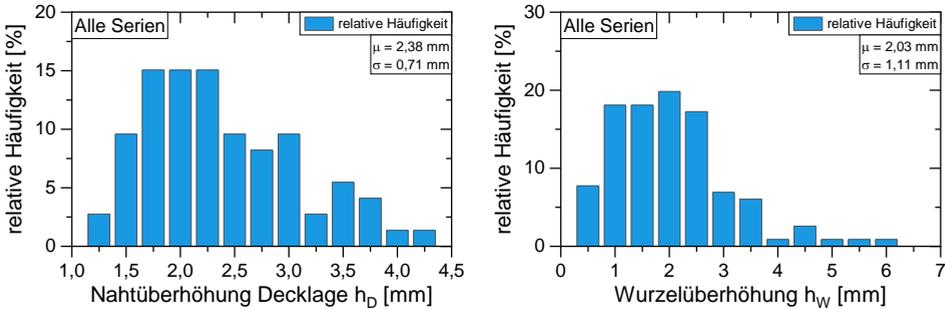


Abbildung 3.22: Gegenüberstellung der Nahtüberhöhung an Decklage h_D (links) und Wurzel h_W (rechts), gemeinsame Auswertung aller Serien

Bezogen auf die zugehörige Nahtbreite resultiert aus dem geometrischen Verhältnis von Nahtbreite und Nahtüberhöhung eine schärfere Nahtübergangsgeometrie und demzufolge eine höhere Kerbwirkung an der Wurzel. Dies äußert sich vor allem durch größere Nahtanstiegswinkel und kleinere Nahtübergangsradien, die gemäß Abschnitt 2.3.1 als maßgebliche Einflussparameter für die Ermüdungsfestigkeit anzusehen sind. So beträgt der Mittelwert des Nahtanstiegswinkels θ an der Decklage 28° (vgl. Abbildung 3.23) und liegt damit im Bereich des Winkels von 30° , der in der Regel bei Ermüdungsnachweisen für Stumpfstöße nach dem Kerbspannungs- oder Bruchmechanikkonzept empfohlen wird, vgl. (HOBBACHER 2016).

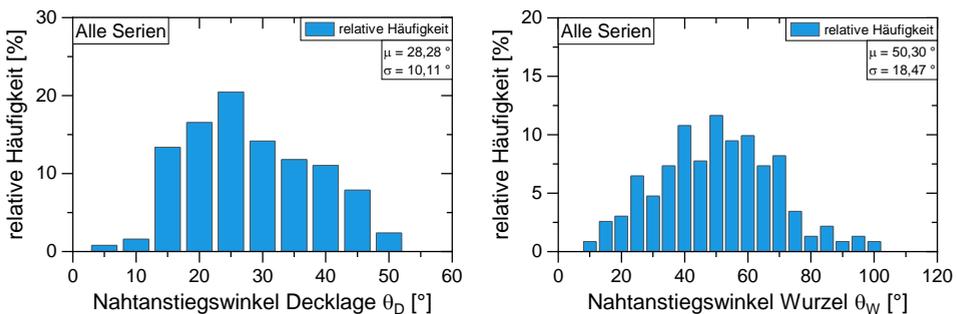


Abbildung 3.23: Gegenüberstellung des Nahtanstiegswinkels an Decklage θ_D (links) und Wurzel θ_W (rechts), gemeinsame Auswertung aller Serien

Wesentlich steilere Nahtanstiegswinkel werden mit einem Mittelwert von 50° an der Nahtwurzel gemessen, wobei die Winkel über einen Bereich von 9° bis 101° erheblich streuen.

Die Auswertung der Nahtübergangsradien r in Abbildung 3.24 zeigt, dass an der Decklage mit einem Mittelwert von 2,2 mm deutlich größere Nahtübergangsradien im Vergleich zur Nahtwurzel mit einem Wert von 0,8 mm vorliegen. Der kleinste Nahtübergangsradius wird mit 0,08 mm an der Wurzel gemessen, während die Werte an der Decklage über einen weiten Bereich von 0,14 mm bis 7,93 mm an sehr weichen Nahtübergängen streuen.

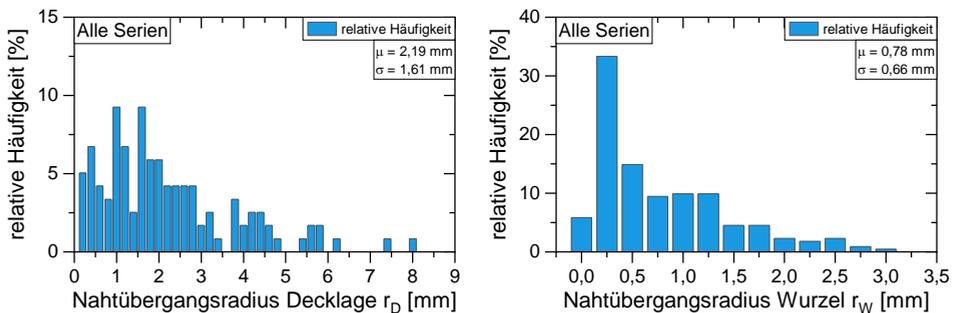


Abbildung 3.24: Gegenüberstellung des Nahtübergangsradius an Decklage r_D (links) und Wurzel r_W (rechts), gemeinsame Auswertung aller Serien

Die Auswertung der lokalen Nahtgeometrieparameter deutet auf eine höhere Kerbwirkung an der Nahtwurzel hin, da am Wurzelübergang im Mittel deutlich größere Nahtanstiegswinkel sowie kleinere Nahtübergangsradien ermittelt werden. Unter anderem kann dies ein Grund für das wurzelseitige Versagen der Probekörper sein, obgleich an der Decklage auf der Probekörperaußenseite die höhere nominelle Beanspruchung im Vierpunktbiegeversuch vorliegt.

Der Kantenversatz v_i an der Probekörperinnenseite weist ebenfalls eine große Streuung auf. Die im Biegezugbereich gemessenen absoluten Versätze aller Serien sind in Abbildung 3.25 dargestellt und variieren von 0 mm bis 3 mm.

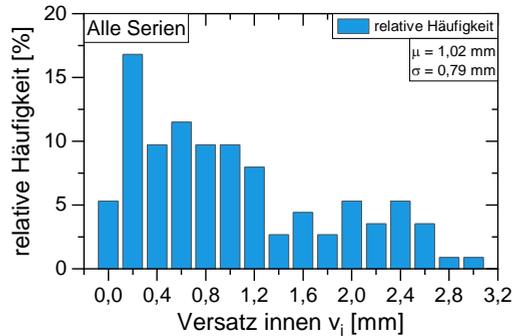


Abbildung 3.25: Versatz v_i an der Nahtwurzel, gemeinsame Auswertung aller Serien

Im Zuge der Versuchsdurchführung zeigt sich, dass der Versatz der Probekörper an der Profillinenseite einen wesentlichen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat. Mit dem Versatz einhergehend ist zu beobachten, dass sich der Anrissort in der Regel an dem Nahtübergang der Wurzel befindet, der in Richtung der Profilaußenseite versetzt und in Abbildung 3.26 auf der linken Seite der Wurzel liegt. Resultierend aus dem Versatz treten dort die größten sekundären Biegespannungen an der Wurzel auf. Darüber hinaus ist anhand Abbildung 3.26 erkennbar, dass an diesem Nahtübergang herstellungsbedingt und insbesondere zur Überbrückung des Wurzelspalts ein steiler Nahtanstiegswinkel und damit einhergehend ein kleiner Nahtübergangsradius vorliegt.

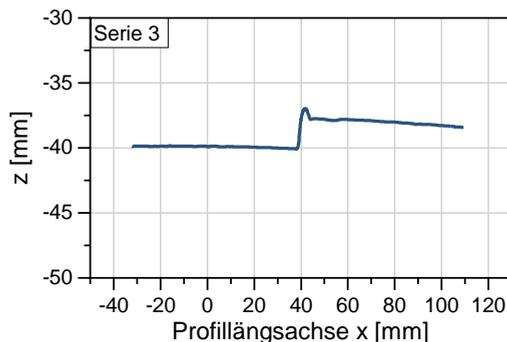


Abbildung 3.26: Laserscan der Wurzellage, Probekörper der Serie 3 (ϕ 406,4x20) (WEIDNER ET AL. 2016)

Der Kantenversatz v_i wird nach Abbildung 3.19 an der Innenseite der Probekörper ermittelt und in Abbildung 3.27 für die einzelnen Probekörperserien aufgetragen. Zusätzlich wird in Abbildung 3.27 der Mittelwert der jeweiligen Serie auf die zugehörige Wanddicke bezogen. In den einzelnen Serien variiert der auf die Wanddicke bezogene Versatz im Bereich von 1,3 % bis 7,7 %. Die aus warmgefertigten KHP hergestellten Probekörper der Serien 3 und 4 weisen bezogen auf die Wanddicke und häufig auch bezüglich der Absolutwerte die größeren Versätze auf. Dies kann mit ein Grund für entsprechend geringere Ermüdungsfestigkeiten im Vergleich zu den Serien 1 und 2 sein, vgl. Abschnitt 3.1.5. Anzumerken ist, dass die Herstellung dieser Probekörper durch ein anderes Unternehmen als die der Serien 1 und 2 erfolgt.

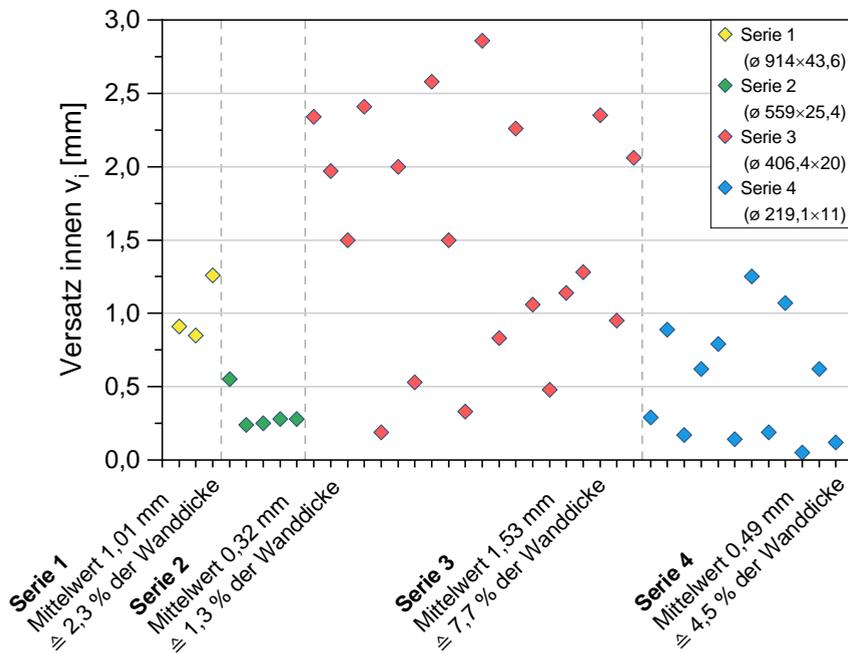


Abbildung 3.27: Versatz der Probekörper an der Innenseite der KHP (WEIDNER ET AL. 2016)

3.1.6.3 Bruchflächenanalyse

Vorgehen

Zur Untersuchung der Bruchflächen sind diese zunächst freizulegen. Im Rahmen dieser Arbeit werden Probekörpersegmente aus dem Versagensbereich der Probekörper herausgetrennt und die Bruchflächen werden durch Aufbrechen bzw. Zerteilen dieser Segmente

freigelegt. An der BAM werden die Probekörpersegmente quer zur Schweißnaht bis zu den beidseitigen Rissenden abgetrennt, sodass die Segmente jeweils in zwei Teilstücke zerfallen. Die Probekörpersegmente der am KIT geprüften Probekörper werden in Trockeneis heruntergekühlt und anschließend auf einer servohydraulischen Universalprüfmaschine durch Erzeugung eines Sprödbruchs aufgebrochen.

Dieses Vorgehen ermöglicht die Untersuchung der freiliegenden Bruchflächen. Zum einen können auf den Bruchflächen Rastlinien identifiziert und diese dokumentiert werden, vgl. Abschnitt 3.1.4.3. Zum anderen können anhand einer Bruchflächenanalyse Rückschlüsse auf den genauen Anrissort und gegebenenfalls auch auf die Versagensursache gezogen werden.

Rastlinienuntersuchungen

Die Rastlinienuntersuchung eines Probekörpers der Serie 1 ist in Abbildung 3.28 dargestellt, wobei die Rastlinien zur besseren Visualisierung mithilfe eines CAD-Programms nachskizziert sind. Im Rissstiel sind die zur entsprechenden Anrissstiefe gehörenden Schwingspielzahlen eingetragen. Die 6-Uhr-Position, an der die maximale Biegezugspannung im Ermüdungsversuch vorliegt, ist rot strichliert dargestellt. Anhand der Rastlinien lässt sich das Risswachstum am jeweiligen Probekörper nachverfolgen. Charakteristisch sind die nahe beieinanderliegenden Rastlinien im Bereich kleiner Anrissstiefen und der zunehmende Abstand dieser Linien in Risswachstumsrichtung bei fortschreitendem Risswachstum und damit einhergehend zunehmender Rissfortschrittsgeschwindigkeit.

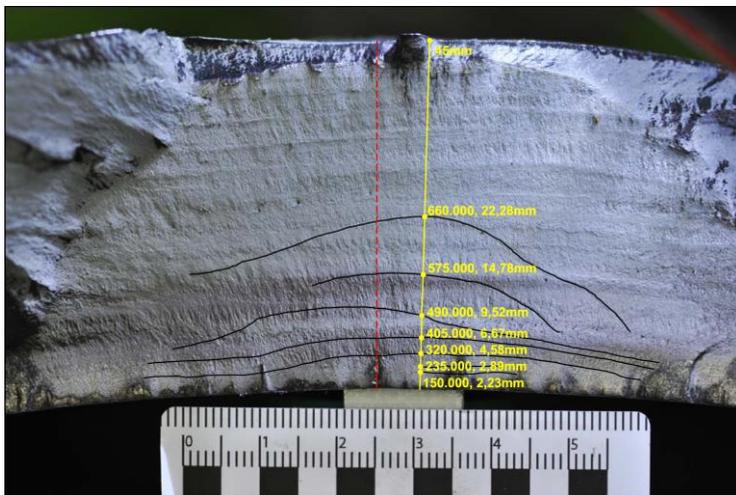


Abbildung 3.28: Rastlinienuntersuchung an der Bruchfläche eines Probekörpers der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$)

Im Zuge der Bruchflächenanalyse zeigt sich, dass das Risswachstum nicht in allen Fällen auswertbare Rastlinien hinterlässt bzw. dass teilweise lediglich ein bis zwei Rastlinien visuell erkennbar sind. Insbesondere ist dies bei den Probekörpern der Serie 2 der Fall. Das ermittelte Risswachstum ist in Abbildung 3.29 exemplarisch für Probekörper der verschiedenen Serien in einem Diagramm dargestellt. Zunächst zeigt sich, dass es sich bei den Probekörpern um Bauteile mit langandauernder und ausgeprägter Rissfortschrittsphase handelt, deren Rissinitiierungsphase sehr kurz sein kann. Den zugehörigen Ermüdungsversuchen liegen unterschiedlich hohe Beanspruchungsniveaus (M , H -, U ; vgl. Tabelle 7) zugrunde. Der Einfluss des Beanspruchungsniveaus zeigt sich in Abbildung 3.29 beim Risswachstum von Probekörpern der Serien 1 und 4. So führt das höhere Beanspruchungsniveau des Probekörpers der Serie 1, der keine Unregelmäßigkeiten aufweist, zu einem früheren Versagen als beim Probekörper der Serie 4, der Unregelmäßigkeiten aufweist. Bei den Probekörpern der Serien 3 und 4 werden auf beiden Bruchflächen im Wurzelbereich Unregelmäßigkeiten (Wurzelbindefehler) detektiert. Dabei weist der zur Serie 3 gehörende Probekörper, neben einem Versatz von 10 % der Wanddicke, die größere Unregelmäßigkeit auf und erreicht auf dem niedrigeren Beanspruchungsniveau eine geringere Schwingspielzahl als der zur Serie 4 gehörende Probekörper.

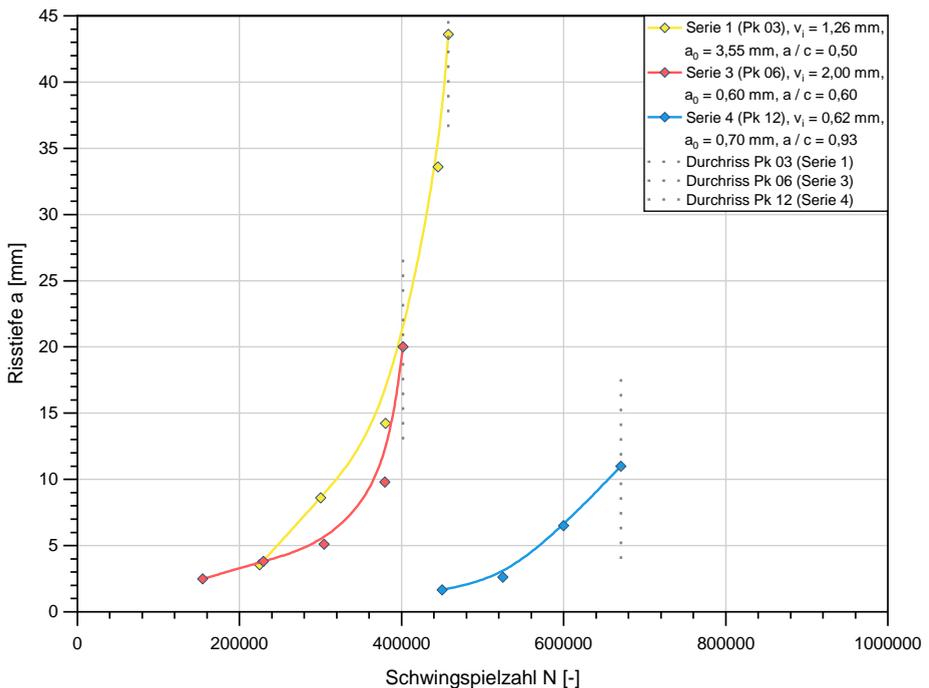


Abbildung 3.29: Risswachstum bei Probekörpern verschiedener Serien basierend auf Rastlinienuntersuchungen

Bruchflächenanalyse im Hinblick auf vorliegende Unregelmäßigkeiten

Über den Einfluss von Beanspruchungsniveau und Versatz hinaus wird anhand Abbildung 3.29 deutlich, welchen Einfluss Unregelmäßigkeiten auf den Ermüdungsanriss bzw. das Ermüdungsrisswachstum haben. Vor diesem Hintergrund werden im Rahmen der Bruchflächenanalyse die Bruchflächen aller Probekörper auf vorliegende Unregelmäßigkeiten hin untersucht. Unregelmäßigkeiten, von denen das Ermüdungsrisswachstum ausgeht und die zum Versagen des jeweiligen Probekörpers beitragen, werden mithilfe einer Präzisions-Skalenlupe unter 10-facher Vergrößerung vermessen. Überwiegend werden auf den Ermüdungsbruchflächen oberflächliche Unregelmäßigkeiten im Bereich der Nahtwurzel detektiert. Dabei handelt es sich in den meisten Fällen um Wurzelbindefehler, bei denen die Kante der Nahtvorbereitung (siehe Abbildung 3.3) bereichsweise nicht aufgeschmolzen und somit die Bindung zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff nicht vollständig hergestellt ist. Darüber hinaus werden bei wenigen Probekörpern kleine Bereiche, die einen ungenügenden Wurzeleinbrand bzw. einen Wurzelrückfall aufweisen, sowie vereinzelt auch Schlackeneinschlüsse detektiert, wobei diese Unregelmäßigkeiten meist zusammen bzw. in Verbindung mit einem Wurzelbindefehler auftreten. Die Bewertung dieser Unregelmäßigkeiten erfolgt in Abschnitt 3.1.6.4. Typische Unregelmäßigkeiten, die bei Probekörpern (Pk) der Serien 3 und 4 detektiert werden, sind in Abbildung 3.30 dargestellt.

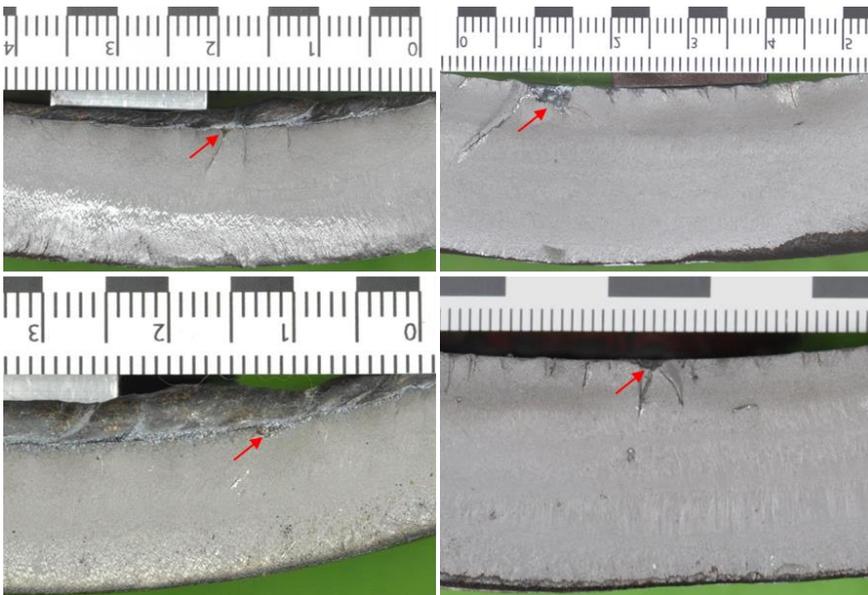


Abbildung 3.30: Unregelmäßigkeiten auf Bruchflächen der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$; rechts: Pk 12 oben, Pk 2 unten) und der Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$; links: Pk 12 oben, Pk 9 unten)

Dokumentation der Unregelmäßigkeiten

Die Abmessungen sowie die Lage der Unregelmäßigkeiten werden dokumentiert und dienen als Eingangsgrößen für bruchmechanische Berechnungen in Abschnitt 4.5. Dokumentiert werden, in Anlehnung an die Definition von Oberflächenrisse in der FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009), die Länge $2c$ sowie die Tiefe a der Unregelmäßigkeiten. Die Idealisierung der Unregelmäßigkeiten hinsichtlich Form und Abmessungen erfolgt nach Abbildung 3.31. Dies erlaubt die Rückführung auf einfache Grundformen wie halbkreisförmige oder elliptische Oberflächenrisse für spätere bruchmechanische Betrachtungen.

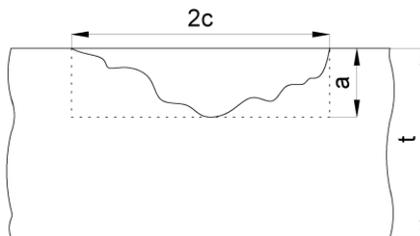


Abbildung 3.31: Idealisierung realer Fehlerformen und Definition von Risttiefe a und Risslänge $2c$ für Oberflächenrisse nach (BERGER ET AL. 2009)

Werden auf einer Ermüdungsbruchfläche mehrere Ungängen detektiert, so werden deren Wechselwirkungen überprüft und diese gegebenenfalls zusammengefasst. Im Falle von Oberflächenunregelmäßigkeiten und im Rahmen dieser Arbeit erfolgt dies nach (BERGER ET AL. 2009) gemäß Abbildung 3.32. Demnach sind einzelne Unregelmäßigkeiten zusammenzufassen, wenn deren Abstand kleiner als die Länge $2c_1$ der kleineren Unregelmäßigkeit ist.

Fehler	Wechselwirkungskrit.	Rissmodellgeometrie
<p>Oberflächenfehler</p>	$c_1 < c_2$ $s \leq 2c_1$	$a = a_2$ $2c = 2c_1 + 2c_2 + s$ für a_1 / c_1 oder $a_2 / c_2 > 1$ $2c = 2c_1 + 2c_2$ für a_1 / c_1 und $a_2 / c_2 \leq 1$

Abbildung 3.32: Wechselwirkung mehrerer Fehler und Rissmodell für benachbarte Oberflächenfehler nach (BERGER ET AL. 2009)

Die basierend auf dem beschriebenen Vorgehen ermittelten Abmessungen der Unregelmäßigkeiten sind in Abbildung 3.33 in einem Diagramm dargestellt. Da überwiegend Wurzelbindefehler vorliegen, wird keine weitere Unterscheidung in verschiedene Arten von Unregelmäßigkeiten vorgenommen. Dieses Vorgehen lässt sich im Hinblick auf nachfolgende bruchmechanische Bewertungen rechtfertigen, bei denen vorliegende Unregelmäßigkeiten ohnehin als Anrisse angenommen werden. Auf der Abszisse sind die Probekörper der einzelnen Serien dargestellt. Die Ordinate der linken Achse gibt die jeweilige Tiefe a der Unregelmäßigkeit an, während an der rechten Achse das zugehörige Halbachsenverhältnis a/c abgelesen werden kann.

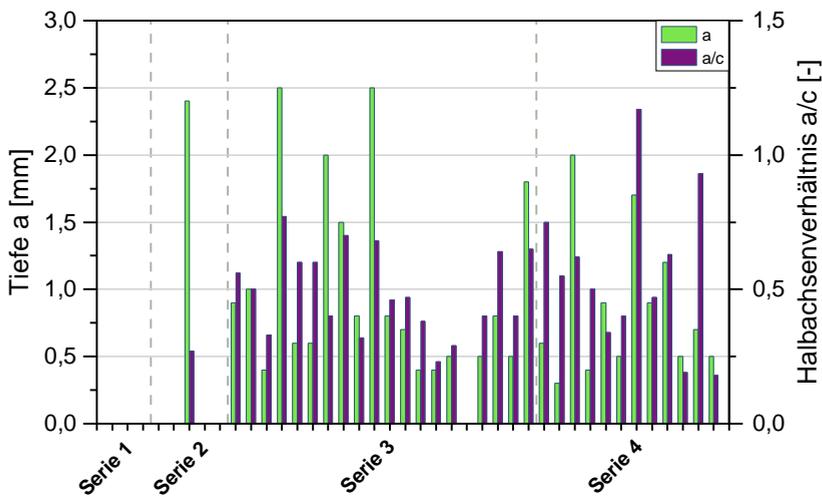


Abbildung 3.33: Detektierte Abmessungen der Unregelmäßigkeiten auf den Bruchflächen der Probekörper des Versuchsprogramms, getrennte Darstellung für die einzelnen Versuchsserien

Aus Abbildung 3.33 geht hervor, dass lediglich acht Probekörper und damit 20 % der Probekörper des Versuchsprogramms keine Unregelmäßigkeiten aufweisen. Bei nahezu allen Probekörpern der Serien 3 und 4 werden Unregelmäßigkeiten detektiert, während bei den Serien 1 und 2 lediglich ein Probekörper eine Unregelmäßigkeit aufweist. Dies spiegelt sich in den höheren Ermüdungsfestigkeiten wider, die diese Serien erreichen, vgl. Abschnitt 3.1.5. Weiterhin ist erkennbar, dass 34 % der mit Unregelmäßigkeiten behafteten Proben Unregelmäßigkeiten mit einer Tiefe $a \leq 0,5$ mm und 72 % Unregelmäßigkeiten mit einer Tiefe $a \leq 1,0$ mm aufweisen. Damit werden bei den meisten Probekörpern Unregelmäßigkeiten mit kleinen Tiefen festgestellt, die einen Wert von 0,5 mm bis 1 mm nicht überschreiten. Die maximal ermittelte Tiefe beträgt $a = 2,5$ mm bei einem Probekörper der Serie 3.

Das zugehörige Halbachsenverhältnis a/c der Unregelmäßigkeiten ist ebenfalls in Abbildung 3.33 dargestellt. In Tabelle 10 werden diese Werte für die einzelnen Serien zusammengefasst und die zugehörigen Mittelwerte angegeben. Mit zunehmenden Profilabmessungen werden leicht zunehmende Mittelwerte der Unregelmäßigkeiten bestimmt. Der Mittelwert des zugehörigen Halbachsenverhältnisses liegt für alle Serien mit $a/c = 0,51$ im Bereich der üblicherweise bei geschweißten Baustahlverbindungen beobachteten Werte, die häufig als Eingangswerte für bruchmechanische Berechnungen angenommen werden, siehe Abschnitt 2.4.6.7. Die Auswertung aller Unregelmäßigkeiten führt auf eine mittlere Tiefe von $a = 0,99$ mm und eine mittlere Länge von $2c = 4,19$ mm.

Tabelle 10: Mittlere Größen der bei den Probekörperserien des Versuchsprogramms ermittelten Unregelmäßigkeiten

Serie	Durchmesser \times Wanddicke $d \times t$ [mm]	Probekörperanzahl mit Unreg. [-]	Tiefe a der Unreg. [mm]	Länge $2c$ der Unreg. [mm]	Halbachsen- verhältnis a/c [-]
1	914x43,6	-	-	-	-
2	559x25,4	1	2,40	17,5	0,27
3	406,4x20	19	1,01	3,96	0,49
4	219,1x11	12	0,85	3,45	0,56
Alle	-		0,99	4,19	0,51

3.1.6.4 Bewertung geometrischer Unregelmäßigkeiten

Auf die Beurteilung von Unregelmäßigkeiten in Schmelzschweißverbindungen wird in Abschnitt 2.3.7.1 eingegangen. Die bei einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP zu erwartenden und für die Untersuchungen in dieser Arbeit relevanten Unregelmäßigkeiten nach (DIN EN ISO 5817) sind in Tabelle 11 bis Tabelle 13 dargestellt. Für die jeweiligen Unregelmäßigkeiten werden, sofern geregelt, die zusätzlichen Anforderungen aus Tabelle C.1 in Anhang C von (DIN EN ISO 5817) für Schweißungen unter Ermüdungsbelastung angegeben. Zusätzlich zur Bewertungsgruppe wird gemäß Anhang C der Kerbfall (Schwingfestigkeitsklasse) vermerkt, der unter Einhaltung der angegebenen Grenzwerte gewährleistet wird. Die Bewertungsgruppe C63 schließt den Kerbfall 63 und die darunter liegenden Kerbfälle mit ein. Entsprechendes gilt sinngemäß für die Bewertungsgruppe B90. Dies bedeutet, dass nach (DIN EN ISO 5817) Kerbfälle größer als der Kerbfall 63 nur unter Einhaltung der Grenzwerte für die Bewertungsgruppe B90 erreicht werden können. Sofern Anhang C keine Angaben zur jeweiligen Unregelmäßigkeit enthält,

werden die Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten aus Tabelle 1 von (DIN EN ISO 5817) als Orientierungswert angegeben und diese mit einem Sternsymbol (*) gekennzeichnet.

Oberflächenunregelmäßigkeiten

In Tabelle 11 sind die Grenzwerte für Oberflächenunregelmäßigkeiten nach (DIN EN ISO 5817) für einseitig geschweißte Stumpfstöße zusammengefasst. Bindefehler sowie ein ungenügender Wurzeleinbrand sind gemäß Tabelle 1 in (DIN EN ISO 5817) nicht zulässig. Deshalb wird in Anhang C auch kein Bezug zur Ermüdungsfestigkeit hergestellt.

Eine Wurzelkerbe bzw. ein Wurzelrückfall wird in der Bewertungsgruppe B90 bis zu einer Größe von maximal 0,5 mm und in der Bewertungsgruppe C63 bis zu einer maximalen Größe von 1 mm akzeptiert. Allerdings wird für diese Unregelmäßigkeit ein weicher Übergang vorausgesetzt, der bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP nicht bzw. nur schwer gewährleistet werden kann. Zur Veranschaulichung ist in Abbildung 3.34 die Bruchfläche eines Probekörpers, der einen Wurzelrückfall aufweist, dargestellt. Gut zu erkennen ist, dass es sich bei den Übergängen zur Kante der Nahtvorbereitung um scharfe Übergänge handelt und ein weicher Übergang allein aufgrund der geometrischen Randbedingungen sowie der fehlenden Zugänglichkeit nicht gewährleistet werden kann.

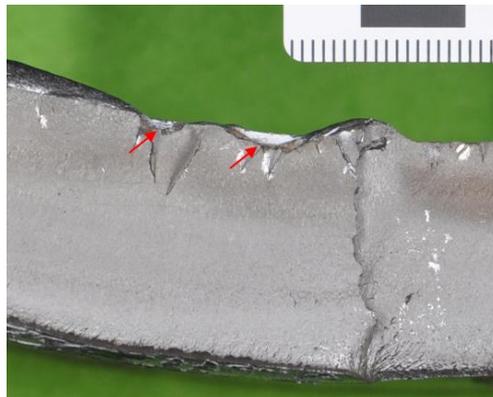
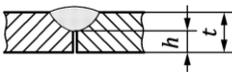
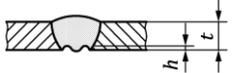
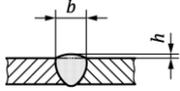
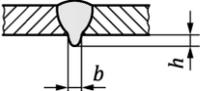
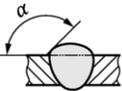
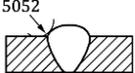


Abbildung 3.34: Wurzelrückfall bei einem Probekörper der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$; Pk 7)

Für die Bewertung weiterer Oberflächenunregelmäßigkeiten in Tabelle 11 sind die Ergebnisse der ermittelten Nahtgeometrieparameter in Tabelle 8 und Tabelle 9 heranzuziehen. Bis auf wenige Einzelwerte der Serien 3 und 4 werden von den Probekörpern die Grenzwerte der Bewertungsgruppe B90 bezüglich der Nahtüberhöhung eingehalten. Wird

die Bewertungsgruppe C63 zugrunde gelegt, so werden die Grenzwerte von allen Probekörpern eingehalten.

Tabelle 11: Grenzwerte für Oberflächenunregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP basierend auf (DIN EN ISO 5817)

Nr.	Unregelmäßigkeit / Bemerkung	t	C63 bzw. C*	B90 bzw. B*
		[mm]		
1.5	Bindefehler	$\geq 0,5$	nicht zulässig*	nicht zulässig*
1.6	ungenügender Wurzeleinbrand (nur für einseitig geschweißte Stumpfnähte)	$\geq 0,5$	nicht zulässig*	nicht zulässig*
				
1.8	Wurzelkerbe (weicher Übergang)	> 3	kurze Unregelm.: $h \leq 0,1t$, max. 1 mm**	kurze Unregelm.: $h \leq 0,05t$, max. 0,5 mm**
				
1.9	zu große Nahtüberhöhung (Stumpfnah) (weicher Übergang)	$\geq 0,5$	$h \leq 1 \text{ mm} + 0,15b$, max. 7 mm**	$h \leq 1 \text{ mm} + 0,1b$, max. 5 mm**
				
1.11	zu große Wurzelüberhöhung	> 3	$h \leq 1 \text{ mm} + 0,6b$, max. 4 mm**	$h \leq 1 \text{ mm} + 0,2b$, max. 3 mm**
				
1.12	schroffer Nahtübergang (Stumpfnähte)	$\geq 0,5$	$\alpha \geq 110^{\circ***}$	$\alpha \geq 150^{\circ***}$
				
1.17	Wurzelrückfall (weicher Übergang)	> 3	vgl. Wurzelkerbe	vgl. Wurzelkerbe
-	schroffer Nahtübergang, Nahtübergangsradius***	$\geq 0,5$	nicht festgelegt	nicht festgelegt
	5052 			

Grenzwerte entsprechen den Werten aus Tabelle 1 *Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1: $r \geq 4 \text{ mm}$ für B125

Anders verhält es sich bei der Wurzelüberhöhung. An der Wurzel halten die Mittelwerte der einzelnen Serien die Anforderungen der Bewertungsgruppe B90 zwar ein. Allerdings werden in jeder Serie Werte gemessen, die die vorgegebenen Grenzwerte überschreiten. Dies gilt gleichermaßen für die Bewertungsgruppe C63, in der die Anforderungen lediglich von den Probekörpern der Serie 1 erfüllt werden. Abbildung 3.35 zeigt die bereichsweise festgestellte zu große Wurzelüberhöhung, die auf eine zu große Schweißgutmenge infolge Wurzeldurchtropfung zurückzuführen ist, vgl. (DIN EN ISO 6520-1). Begünstigt wird der zu große Wurzeldurchhang durch die einseitige Schweißung und die jeweilige Schweißposition.

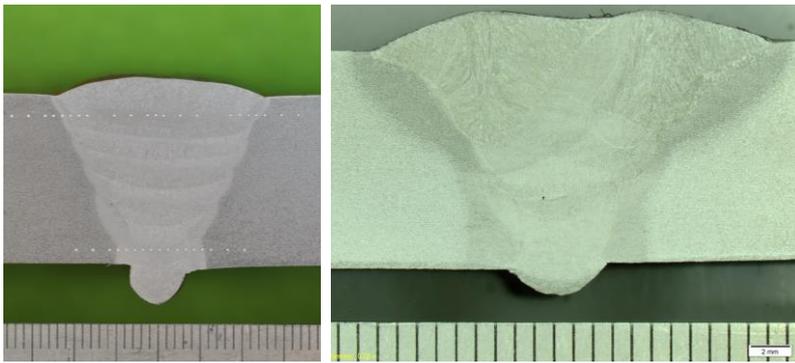


Abbildung 3.35: Makroschiffe von Probekörpern der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$; links) und 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$; rechts) (UMMENHOFER ET AL. 2016)

Den Nahtanstiegswinkel betreffend wird die Anforderung der Bewertungsgruppe B90 an die Decklage mit $\alpha \leq 30^\circ$ lediglich von den Mittelwerten der Serien 3 und 4 eingehalten, wobei für alle Serien einzelne Werte $\alpha > 30^\circ$ gemessen werden. Mit einem Nahtanstiegswinkel $\alpha \leq 70^\circ$ werden die Grenzwerte für die Bewertungsgruppe C63 jedoch von allen Serien eingehalten.

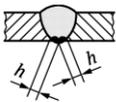
Bei der Nahtwurzel halten weder die Maximalwerte noch die Mittelwerte die Anforderungen an die Bewertungsgruppe B90 ein. Der Mittelwert aller Serien beträgt $\alpha = 50,3^\circ$ und auch die Mittelwerte der einzelnen Serien halten die Grenzwerte der Bewertungsgruppe C63 ein. Allerdings werden in den Serien 2 bis 4 auch Werte $\alpha > 70^\circ$ gemessen, sodass die Anforderungen durch einige Probekörper nicht erfüllt werden.

Für die Nahtübergangsradien fordert (DIN EN ISO 5817) lediglich für die Bewertungsgruppe B125, die im Allgemeinen nicht allein durch Schweißen erreicht wird, einen Wert $r \geq 4$ mm. Dieser Wert gilt in Verbindung mit der Anwendung des Nennspannungskonzeptes. Für die Bewertungsgruppen B90 und C63 werden keine Anforderungen definiert.

Innere Unregelmäßigkeiten

Die Grenzwerte für innere Unregelmäßigkeiten, die für die untersuchten Probekörper von Bedeutung sind, werden in Tabelle 12 zusammengefasst. Während Schlackeneinschlüsse mit Größen bis zu 2 mm bei Stumpfnähten von KHP mit Wanddicken größer 10 mm in der Bewertungsgruppe B90 noch zulässig sind, sind Wurzelbindefehler weder in der Bewertungsgruppe B90 noch in der Bewertungsgruppe C63 zulässig. Nach (DIN EN ISO 5817) weist ein Großteil der Probekörper damit unzulässige Unregelmäßigkeiten und demzufolge Fehler auf.

Tabelle 12: Grenzwerte für innere Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP basierend auf (DIN EN ISO 5817)

Nr.	Unregelmäßigkeit / Bemerkung	t	C63 bzw. C*	B90 bzw. B*
		[mm]		
2.9	Schlackeneinschluss (Stumpfnähte)	$\geq 0,5$	$h \leq 0,3s$, max. 3 mm; $1 \leq s$, max. 50 mm**	$h \leq 0,2s$, max. 2 mm; wie geschweißt: max. $l = 2,5$ mm
Wurzelbindefehler / Flankenbindefehler / Lagenbindefehler				
2.12		$\geq 0,5$	nicht zulässig*	nicht zulässig*

**Grenzwerte entsprechen den Werten aus Tabelle 1

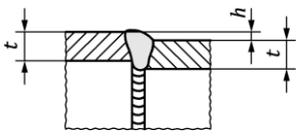
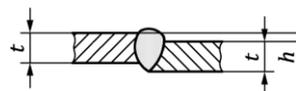
Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie

Die Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie sind in Tabelle 13 dargestellt, wobei bezüglich des Kantenversatzes eine Unterscheidung in Bleche und in Hohlprofile erfolgt. Auffällig sind die deutlich kleineren Grenzwerte für den Kantenversatz bei Hohlprofilen im Vergleich zu den Werten, die für Bleche vorgegeben sind. Während der Kantenversatz bei Hohlprofilen in der Bewertungsgruppe B90 kleiner als 50 % der Wanddicke sein muss und auf einen Wert von 1 mm begrenzt ist, wird bei Blechen ein Kantenversatz von 10 % der Blechdicke und maximal 3 mm zugelassen.

Anzumerken ist, dass der maximale Kantenversatz bei Hohlprofilen in Tabelle C.1 von (DIN EN ISO 5817) im Vergleich zur Tabelle 1, die lediglich die Fertigungsqualität adressiert und den Versatz auf 2 mm begrenzt, deutlich strikter gefasst ist. Aus der Hintergrundliteratur (HOBBACHER UND KASSNER 2012) zu Tabelle C.1 geht hervor, dass die Begrenzung auf einen Wert von maximal 1 mm aus dem British Standard (BS 7910b)

stammt. Demnach kann der Kerbfall 90 für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP nur für Versätze ≤ 1 mm eingehalten werden. Für den Kantenversatz bei Blechen gilt dies nicht. In der Bewertungsgruppe C63 sind mit einem Maximalwert von 3 mm bei Hohlprofilen sowie 4 mm bei Blechen entsprechend größere Werte zulässig.

Tabelle 13: Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten in der Nahtgeometrie bei Bewertungsgruppen für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP basierend auf (DIN EN ISO 5817)

Nr.	Unregelmäßigkeit / Bemerkung	t	C63 bzw. C*	B90 bzw. B*
[mm]				
Kantenversatz bei Rohren und Hohlprofilen				
3.1		$\geq 0,5$	$h \leq 0,5t$, max. 3 mm**	$h \leq 0,5t$, max. 1 mm
Umfangsschweißungen				
Kantenversatz bei Blechen				
3.1		> 3	$h \leq 0,15t$, max. 4 mm**	$h \leq 0,1t$, max. 3 mm

**Grenzwerte entsprechen den Werten aus Tabelle 1

Wie in Abschnitt 3.1.6.2 erläutert und anhand von Abbildung 3.27 dargestellt, weisen 43 % der Probekörper einen Versatz von mehr als 1 mm auf und halten den Grenzwert für die Bewertungsgruppe B90 nicht ein. Wird die Bewertungsgruppe C63 zugrunde gelegt, so wird der Grenzwert von 3 mm von allen Probekörpern des Versuchsprogramms eingehalten.

3.1.6.5 Bewertung und Zusammenfassung

Insgesamt zeigt sich, dass von den unter üblichen Fertigungsbedingungen hergestellten Probekörpern insbesondere die Anforderungen an die geometrischen Eigenschaften der Nahtwurzel nicht eingehalten werden. So werden die Grenzwerte der Bewertungsgruppe B90 häufig überschritten und es finden sich in nahezu jeder Serie vereinzelt auch Probekörperbereiche, die die Anforderungen an die Bewertungsgruppe C63 nicht einhalten. Dadurch entsteht eine höhere Kerbwirkung an der Nahtwurzel, die durch die vorliegenden Versätze und die daraus resultierenden sekundären Biegespannungen noch verstärkt wird. Vor allem bei KHP mit großen Durchmessern stellt sich bei durch Unrundheit bedingten Versätzen die Frage, ob Werte kleiner 1 mm in der Praxis erfüllbar sind zumal beim Kantenversatz von Blechen deutlich größere Versätze von bis zu 3 mm zulässig

sind. Diesbezüglich gilt es sicherlich auch zu differenzieren, ob es sich um Tragstrukturen des klassischen Stahlbaus oder um Verbindungen des Rohrleitungsbaus handelt, in dem kleinere Toleranzmaße und höhere Fertigungsqualitäten vorausgesetzt werden.

Hinzu kommen in diesen ermüdungskritischen Bereichen Wurzelbindefehler an den Nahtübergängen der Wurzel, die nach (DIN EN ISO 5817) zwar nicht zulässig sind, jedoch daraus resultieren, dass das Nahtprofil an der Wurzel mit praxisüblichen Schweißverfahren nur schwer kontrollierbar ist, vgl. Abschnitt 2.3.7.1. Im Rahmen der an allen Probekörpern durchgeführten Ultraschallprüfungen werden diese überwiegend kleinen Wurzelbindefehler nicht detektiert.

Bezüglich des Umgangs mit den festgestellten Unregelmäßigkeiten und Wurzelbindefehlern sind zunächst die Randbedingungen von Tabelle C.1 in (DIN EN ISO 5817) näher zu betrachten. In der Hintergrundliteratur (HOBBACHER UND KASSNER 2012) werden die höchsten Anforderungen der Bewertungsgruppe B mit Stumpfnähten, den höchstbeanspruchten Verbindungen, in Zusammenhang gebracht. Daraus ergibt sich der anzustrebende Kerbfall 90 und resultierend die Bewertungsgruppe B90. Gleichermaßen wird für vergleichsweise geringer beanspruchte Kehlnähte die niedrigere Bewertungsgruppe C im Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit als ausreichend erachtet und der zugehörige Kerbfall 63 für Nahtübergangsversagen zugrunde gelegt. Ein mit dem Kerbfall 40 in Verbindung gebrachtes Wurzelversagen von Kehlnähten findet jedoch keine Berücksichtigung in Tabelle C.1 von (DIN EN ISO 5817). Bei den durchgeführten Ermüdungsversuchen an einseitig geschweißten KHP zeigt sich jedoch, dass im Hinblick auf die Ermittlung einer zutreffenden Ermüdungsfestigkeit der Kerbfall 90 überwiegend nicht erreicht wird, während der Kerbfall 63 eine zu konservative Einordnung darstellt, siehe Abschnitt 3.1.5. Abgesichert sind die beschriebenen Kerbfälle durch Versuchsergebnisse an Bauteilen mit Blechdicken von 10 mm, wobei die Anwendung bei Bauteilen mit kleineren Blechdicken ebenfalls zulässig ist. Liegen größere Blechdicken vor, so wird darauf hingewiesen, dass die angegebenen Kerbfälle konservativ sind. Bezugnehmend auf diesen Hinweis erscheint eine Anpassung bzw. Optimierung für dickwandige Bauteile möglich.

Basierend auf diesen Betrachtungen begründet sich die Notwendigkeit einer Kerbfallempfehlung, die die charakteristischen Eigenschaften der frei hergestellten Nahtwurzel bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP berücksichtigt und die damit verbundene Kerbwirkung zutreffend abschätzt. Ist der Einfluss vorliegender Unregelmäßigkeiten bzw. Fehler auf die Ermüdungsfestigkeit bekannt, so ist die Absicherung dieses Kerbfalls gegen Fehler mit typischen Größen sinnvoll. So können im Rahmen einer Kerbfallempfehlung typische Fehlergrößen, die entweder häufig auftreten oder in bestimmten Anwendungsfällen schwer vermeidbar bzw. detektierbar erscheinen, abgedeckt werden. Im Rahmen dieser Vorgehensweise würden Wurzelbindefehler, abweichend von der Handhabung in (DIN EN ISO 5817), bis zu einer bestimmten Größe nicht als unzu-

lässige Fehler, sondern als Unregelmäßigkeiten gelten, die es entsprechend rechnerisch zu bewerten gilt.

3.2 Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte

Der Einfluss von Fehlern und Unregelmäßigkeiten auf die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Bauteilen kann mithilfe der Bruchmechanik bewertet werden, siehe Abschnitt 2.4.6. Dazu müssen die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte vorliegen. Aufgrund der zahlreichen Einflussfaktoren ist für eine zuverlässige Bewertung die Ermittlung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte am bauteilrelevanten Werkstoffzustand erforderlich (BERGER ET AL. 2009).

3.2.1 Probenentnahme und Probengeometrie

Im Rahmen dieser Arbeit erfolgt die Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte nach ASTM E647 (ASTM E647-15e1) an Proben mit Mittelriss (MT-Proben). Diese Probengeometrie eignet sich sowohl für Zugschwellbeanspruchung als auch, eine entsprechende Lasteinleitung vorausgesetzt, für Zug-Druckbeanspruchung (HEINE 2003). Die Probenentnahme erfolgt an den im Ermüdungsversuch geprüften Probekörpern der Serien 1 und 3 im Bereich des spannungsfreien Prüfquerschnitts (neutrale Faser). In Abbildung 3.36 ist die Probenentnahme der MT-Proben, die Position der einzubringenden Kerbe sowie die Lage der Probe in radialer Richtung im jeweiligen KHP dargestellt. In den Ermüdungsversuchen in Abschnitt 3.1.5 wird bei den Probekörpern der Rissausgang in der Wärmeeinflusszone am Nahtübergang der Wurzel, gefolgt von einem Risswachstum durch die Schweißnaht, festgestellt, siehe Abbildung 3.12. Streng genommen müssten die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte für eine vollständige Charakterisierung sowohl für die lokal sehr begrenzte Wärmeeinflusszone als auch für das Schweißgut bestimmt werden. Da der überwiegende Anteil des Rissfortschritts in der Schweißnaht bzw. im Schweißgut stattfindet, werden vereinfachend die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte für das Schweißgut und demzufolge für die relevante Gefügezone bestimmt. Abbildung 3.36 zeigt die Probe mit der einzubringenden Kerbe im Schweißgut des Wurzelbereichs und orthogonal zur Probekörperlängsachse. Mit der dargestellten Probengeometrie können die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte für den beobachteten Rissfortschritt und ein Risswachstum orthogonal zur Schweißnahtachse bestimmt werden. Da für die Probekörper der Serien 1 und 2 sowie der Serien 3 und 4 jeweils dieselben Schweißzusatzwerkstoffe verwendet werden und sich die Grundwerkstoffe der

Serien 1 und 2 nur geringfügig unterscheiden, erfolgt die Ermittlung der bruchmechanischen Kennwerte an Probekörpern der Serien 1 und 3.

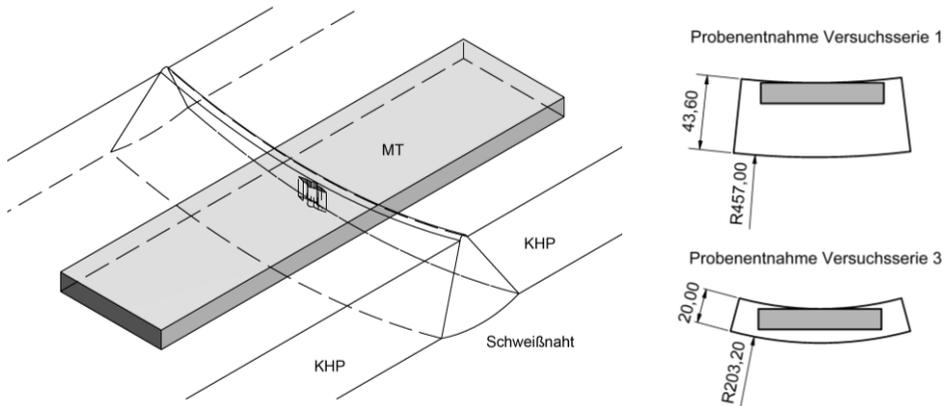


Abbildung 3.36: Ausarbeitung der MT-Proben aus den einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP der Ermüdungsversuchsserien 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) und 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$)

Da die Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK bestimmt wird, ist durch die Einhaltung der geometrischen Randbedingungen in ASTM E647 sicherzustellen, dass sich die Proben unter den aufzubringenden Kräften elastisch verhalten. Dies ist Voraussetzung für die Anwendbarkeit der linear-elastischen Bruchmechanik, siehe Abschnitt 2.4.6.1. In ASTM E647 werden keine Absolutwerte für die Probengeometrien angegeben, sondern die relevanten Probenabmessungen ins Verhältnis zur Probendicke B und zur Probenbreite W gesetzt, siehe Gl. (3.1).

$$\frac{W}{8} \leq B \leq \frac{W}{4} \quad (3.1)$$

Gewählt werden unter Berücksichtigung von Gl. (3.1) sowie im Hinblick auf die Wanddicke und Krümmung von KHP der Serie 3 eine Probendicke von $B = 12$ mm und eine Probenbreite von $W = 72$ mm für alle Proben, Abbildung 3.37. Die Ausarbeitung der Proben erfolgt auf einer Fräse. Die Oberflächen werden im nachfolgenden Arbeitsschritt auf einer Flächenschleifmaschine plan geschliffen.

Als Kerbe wird die V-Kerbe nach ASTM E647 festgelegt und durch Drahterodieren eingebracht. Die Abmessungen der Kerbe sind in Abbildung 3.37 angegeben. Die maximale Kerbhöhe von $h = W / 16$ wird mit $h = 2,5$ mm eingehalten. Die gesamte Länge $2 \cdot a_n$ der eingebrachten Kerbe erfüllt mit 20 mm die Mindestanforderung nach Gl. (3.2).

Im Verlauf der Versuche werden zur Bestimmung der gesamten Risslänge stets die Abmessung $2 \cdot a_n$ der eingebrachten Kerbe und die Längen der erzeugten Anrisse an den V-Kerben zur Gesamtrisslänge $2 \cdot a$ aufsummiert.

$$2 \cdot a_n \geq 0,2 \cdot W \quad (3.2)$$

Für die Kerbe wird in ASTM E647 (ASTM E647-15e1) ein Kerbradius von $\rho < 0,25$ mm für Drahterodieren als Initiierungsort für den zu erzeugenden Anriss festgelegt. Dieser Kerbradius wird mit dem verwendeten Drahtdurchmesser von $r = 0,15$ mm eingehalten und beträgt $\rho \approx 0,18$ mm, siehe Abbildung 3.37.

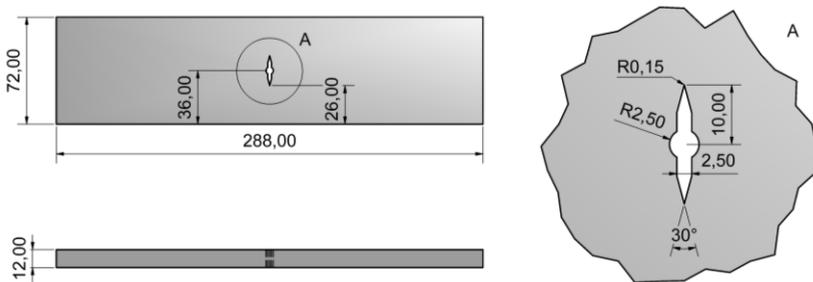


Abbildung 3.37: Geometrie der MT-Proben und der V-Kerbe nach ASTM E 647 (ASTM E647-15e1)

3.2.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Zur Messung des Rissfortschritts wird an den MT-Proben in Abbildung 3.37 beidseits der V-Kerbe ein Rissfortschrittssensor (Typ FAC-20) appliziert. Dabei handelt es sich um einen DMS-ähnlichen Messstreifen, der 41 parallele Messstege mit Abständen von 0,5 mm besitzt. Die Position des Sensors wird so festgelegt, dass der erste Messsteg unter Einhaltung der erforderlichen Mindestlänge des Anrisses Δa nach Gl. (3.3) in einem Abstand von 2,5 mm von der Kerbe liegt, (ASTM E647-15e1). Erzeugte Anrisse an den V-Kerben durchtrennen bei Rissfortschritt infolge zyklischer Belastung die einzelnen Messstege. Die damit einhergehenden Widerstandsänderungen werden über einen Adapter (Typ CGA-120B) in Dehnungsänderungen von $40 \mu\text{m}/\text{m}$ für jeden durchtrennten Messsteg umgewandelt, sodass diskreten Risslängen anhand der mitgezählten Zyklen die zugehörige Schwingspielzahl zugeordnet werden kann.

$$\Delta a \geq \max \left\{ \begin{array}{l} 0,1 \cdot B \\ h \\ 1,0 \text{ mm} \end{array} \right\} \quad (3.3)$$

Der Versuchsaufbau zur Prüfung der MT-Proben ist in Abbildung 3.38 dargestellt. Bei den Versuchen zur Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte handelt es sich um Ermüdungsversuche, in denen eine sinusförmige Beanspruchung mit einem konstanten Spannungsverhältnis R aufgebracht wird. Die Versuche werden am KIT auf einer servohydraulischen Universalprüfmaschine (Hersteller: Instron, maximale dynamische Prüflast 180 kN) kraftgeregelt durchgeführt. Die erforderliche freie Einspannlänge von $2,0 \cdot W$ nach ASTM E647 wird eingehalten.



Abbildung 3.38: Versuchsaufbau zur Prüfung der MT-Proben, eingespannte MT-Probe mit Rissfortschrittsensoren (Typ FAC-20)

Die Bestimmung des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors ΔK als bruchmechanische Kenngröße kann nach ASTM E647 erfolgen, wenn die Anforderung nach Gl. (3.4) an die Belastung P im Versuch eingehalten wird, wobei die Kerblänge ohne Anriss durch die Abmessung $W - 2 \cdot a$ definiert ist.

$$W - 2 \cdot a \geq 1,25 \cdot \frac{P_{\max}}{B \cdot \sigma_{YS}} \quad (3.4)$$

Die Versuchsdurchführung mit konstanten Kraftamplituden ist nach ASTM E647 zur Ermittlung von Rissfortschrittsgeschwindigkeiten $da/dN > 10^{-5}$ mm/LZ und für ΔK -Werte im mittleren und oberen Bereich der Rissfortschrittskurve geeignet. Um Reihenfolgeeffekte zu vermeiden, wird zur Erzeugung der Ermüdungsrissse an den V-Kerben und während des gesamten Versuchs das Spannungsverhältnis R konstant gehalten. Neben den Anforderungen der Gleichungen (3.2) und (3.3) an Anrisslänge und Kerblänge ist ein Versuch nach ASTM E647 nur gültig, wenn die Anrisse beidseits der Kerbe

gleichmäßig wachsen. Der beidseitige Risslängenunterschied ist auf $0,025 \cdot W$ und demzufolge bei den vorliegenden Proben auf 1,8 mm begrenzt.

Durch die aufgebrachte zyklische Beanspruchung wachsen die Ermüdungsrisse ausgehend von den V-Kerben der MT-Probe orthogonal zur Beanspruchungsrichtung. Damit einhergehend nimmt der Wert des Spannungsintensitätsfaktors zu. Gültige Versuche müssen nach ASTM E647 (ASTM E647-15e1) mit zunehmendem Risswachstum zudem Anforderungen an die Wachstumsrichtung der Risse erfüllen. So darf die Winkelabweichung der erzeugten Risse auf einer Länge von $L \geq 0,1 \cdot W$ nicht mehr als 20° von der Rissebene betragen. Unter Einhaltung der genannten Randbedingungen kann die Rissfortschrittsgeschwindigkeit nach ASTM E647 ermittelt werden.

Insgesamt werden für die Serien 1 und 3 jeweils fünf Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte durchgeführt. Schwerpunktmäßig werden je drei Versuche mit dem für die Ermüdungsversuche in Abschnitt 3.1 relevanten Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ durchgeführt. Dabei werden die Lasten in den Versuchen so gewählt, dass die Ergebnisse einen möglichst großen Bereich der Rissfortschrittskurve abdecken. Ergänzend erfolgt die Bestimmung der Kennwerte an je einem Versuch für Spannungsverhältnisse von $R = 0,5$ und $R = -1$ für jede Serie. Abbildung 3.39 zeigt die Draufsicht und die Bruchfläche eines gültigen Versuchs der Serie 3. Die gleichmäßige Rissausbreitung bei einer Oberlast von 98,7 kN ist auf der Bruchfläche deutlich erkennbar. Die Grenzlinie zur Restbruchfläche verläuft parallel zur Wurzel der künstlich eingebrachten Kerbe in der Probenmitte.

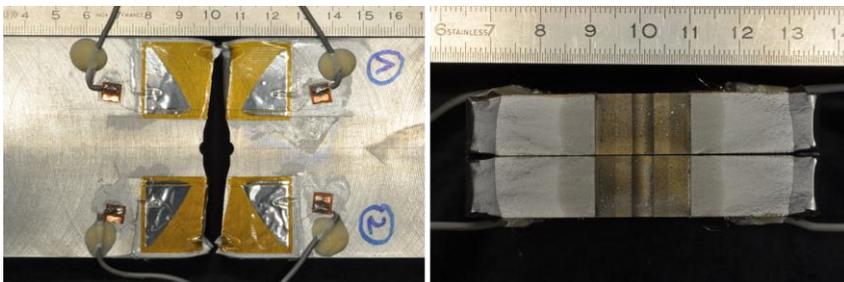


Abbildung 3.39: Draufsicht mit Rissfortschrittssensoren (links) und Bruchfläche (rechts) von Probe 2 der Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$), Werkstoff S355J2H

3.2.3 Auswertung und Versuchsergebnisse

Die Bestimmung des Rissfortschritts erfolgt anhand der in Abschnitt 3.2.2 beschriebenen Vorgehensweise. Exemplarisch ist in Abbildung 3.40 das Risswachstum der in Abbildung

ung 3.39 dargestellten Probe aus Serie 3 dargestellt. Gut zu erkennen ist, dass die Risse beidseits der Kerbe (Sensor 1 und Sensor 2) nahezu bei derselben Schwingspielzahl die Mindestanrisslänge von $\Delta a = 2,5$ mm erreichen, gleichmäßig wachsen und der Graph des Risswachstums einen nahezu exponentiellen Verlauf aufweist. Die exakte Vermessung der Position des ersten Messsteiges unter dem Mikroskop führt in Abbildung 3.40 zu geringfügig unterschiedlichen Ausgangsrisslängen.

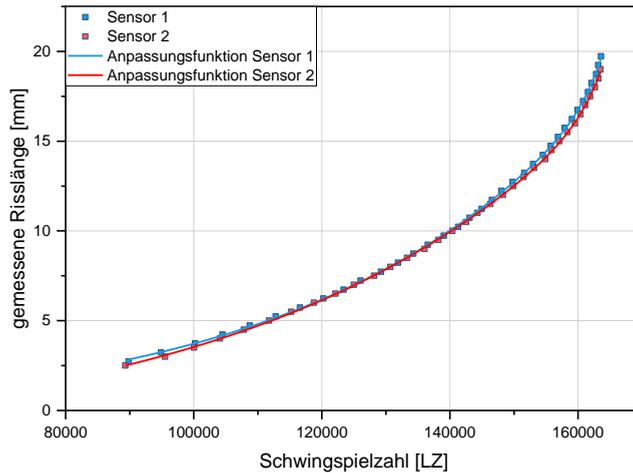


Abbildung 3.40: Risswachstum von Probe 2 der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$), Werkstoff S355J2H mit Anpassungsfunktion

Für das ermittelte Risswachstum der durchgeführten Versuche wird eine Anpassungsfunktion in Form von Gl. (3.5) erstellt. Diese weist eine gute Übereinstimmung mit dem experimentell bestimmten Risswachstum auf und ermöglicht es, die Risslängen beidseits der Kerbe bei einer bestimmten Schwingspielzahl zu bestimmen bzw. vergleichen zu können.

$$y = y_0 + A_1 \cdot e^{\frac{x - x_0}{t_1}} + A_2 \cdot e^{\frac{x - x_0}{t_2}} \quad (3.5)$$

Die Auswertung der durchschnittlichen Rissfortschrittsgeschwindigkeit in den durch die Messsteige vorgegebenen Intervallen erfolgt nach ASTM E647 mit der Sekantenmethode nach Gl. (3.6).

$$\frac{da}{dN} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (3.6)$$

Die zu der jeweiligen Rissfortschrittsgeschwindigkeit gehörenden zyklischen Spannungsintensitätsfaktoren ΔK berechnet sich nach ASTM E647 unter Verwendung von Gl. (3.7).

$$\Delta K = \frac{\Delta P}{B} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot \alpha}{2 \cdot W} \sec \frac{\pi \cdot \alpha}{2}} \quad (3.7)$$

In Gl. (3.7) bezeichnet $\alpha = 2 \cdot a / W$ die Breite des ungerissenen Ligaments der MT-Probe und ΔP die Schwingbreite der aufgetragenen Belastung. Für kraftschlüssig eingespannte Proben, wie im Fall der geprüften Proben, besitzt Gl. (3.7) bis zum Erreichen eines Verhältnisses von $2 \cdot a / W \leq 0,8$ Gültigkeit.

Die doppeltlogarithmische Auftragung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit über dem zugehörigen zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK führt auf die Rissfortschrittskurve für den entsprechenden Werkstoff, siehe Abschnitt 2.4.6.5. In Abbildung 3.41 sind die ermittelten Rissfortschrittskurven für die Probekörper der Serie 3 aus dem Werkstoff S355J2H zusammen mit den Empfehlungen verschiedener Regelwerke sowie der Fachliteratur aus Abbildung 2.21 dargestellt.

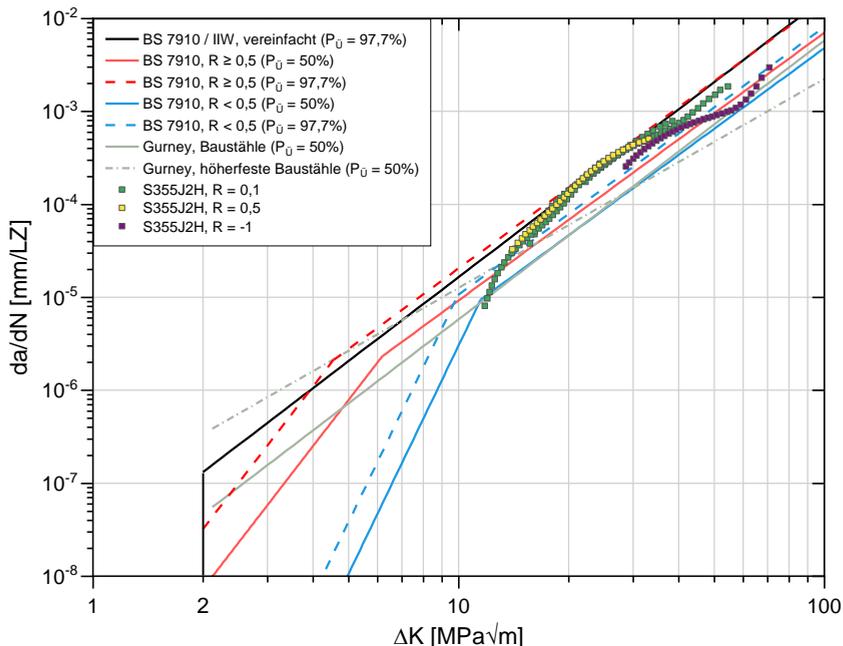


Abbildung 3.41: Rissfortschrittskurven für die Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte des Werkstoffs S355J2H der Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$) sowie nach der Fachliteratur aus Tabelle 1

Der Vergleich zeigt, dass die ermittelten Rissfortschrittskurven für den untersuchten Werkstoff im Bereich der Kurven der Fachliteratur liegen. Insbesondere im maßgebenden Bereich der Rissfortschrittsgeschwindigkeit, den Dekaden von ca. 10^{-5} mm/LZ bis 10^{-3} mm/LZ, liegen die für das Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ ermittelten Werte zwischen den Mittelwerten und den charakteristischen Werten des BS7910, die für geschweißte Verbindungen ($R \geq 0,5$) in (BS 7910b) empfohlen werden. Weiterhin fällt auf, dass sich die ermittelten Rissfortschrittskurven für die Spannungsverhältnisse von $R = 0,5$ und $R = 0,1$ nur geringfügig unterscheiden. Geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten ergeben sich erwartungsgemäß bei gleichen Spannungsintensitäten für ein Spannungsverhältnis von $R = -1$. Insgesamt scheinen die vereinfachten Kennwerte aus (BS 7910b) bzw. (HOBACHER 2016) für konservative Abschätzungen geeignet zu sein.

Für die Probekörper der Serie 1 aus dem Werkstoff X75M sind die ermittelten Rissfortschrittskurven in Abbildung 3.42 zusammen mit den Empfehlungen der Fachliteratur aus Abbildung 2.21 dargestellt. Festzustellen ist, dass der höherfeste Stahlwerkstoff im Vergleich zum normalfesten in Abbildung 3.41 bei gleichen Spannungsintensitäten höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten aufweist.

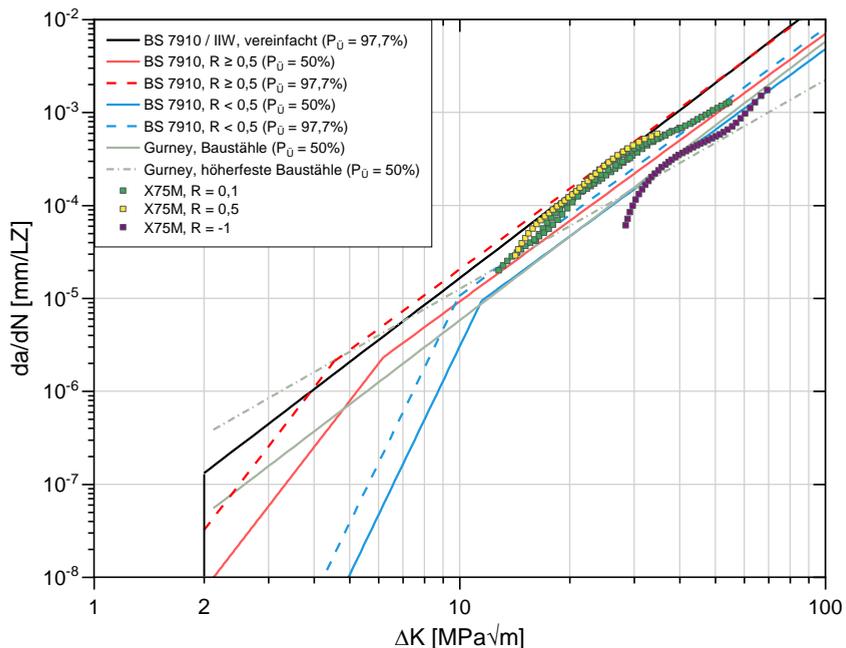


Abbildung 3.42: Rissfortschrittskurven für die Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte des Werkstoffs X75M der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) sowie nach der Fachliteratur aus Tabelle 1

Auch in Abbildung 3.42 ist zu erkennen, dass die ermittelten Rissfortschrittskurven für den untersuchten Werkstoff im Bereich der Werte der Fachliteratur liegen. Im maßgebenden Bereich der Rissfortschrittsgeschwindigkeit liegen die für das Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ ermittelten Werte wiederum zwischen den Mittelwerten und den charakteristischen Werten des BS7910, die für geschweißte Verbindungen ($R \geq 0,5$) in (BS 7910b) empfohlen werden. Unterschiede in den ermittelten Rissfortschrittskurven für die Spannungsverhältnisse $R = 0,5$ und $R = 0,1$ sind kaum festzustellen. Deutlich geringere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten ergeben sich erwartungsgemäß für das Spannungsverhältnis von $R = -1$ bei gleichen Spannungsintensitäten. Diese sind auf Riss-schließeffekte bei der vorliegenden Wechselbeanspruchung zurückzuführen, zumal in (ASTM E647-15e1) davon ausgegangen wird, dass Druckbeanspruchungen nicht zum Risswachstum beitragen. Konservative Abschätzungen sind auch in diesem Fall mit den vereinfachten Kennwerten aus (BS 7910b) bzw. (HOBBACHER 2016) möglich, siehe (BS 7910 / IIW, vereinfacht in Abbildung 3.42).

Die Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte C_p und m_p der Paris-Erdogan-Gleichung, siehe Gl. (2.22), erfolgt durch lineare Regression der in Abbildung 3.41 und Abbildung 3.42 erstellten Rissfortschrittskurven. In Tabelle 14 sind die bruchmechanischen Kennwerte für beide Werkstoffe und die verschiedenen Spannungsverhältnisse angegeben. Dabei handelt es sich um die Mittelwerte, wobei die Kennwerte für das Spannungsverhältnis von $R = 0,1$ durch die größere Versuchsanzahl zuverlässiger abgesichert sind. Übereinstimmend mit den Erkenntnissen von (GURNEY 1979a) zeigt der Vergleich der Kennwerte höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten und eine steilere Rissfortschrittskurve für den höherfesten Werkstoff X75M.

Wesentlich für eine zutreffende bruchmechanische Lebensdauerabschätzung ist, dass bruchmechanische Werkstoffkennwerte für den bauteilrelevanten Werkstoffzustand sowie für die relevante Beanspruchung vorliegen. Diese Werkstoffkennwerte sind in Tabelle 14 aufgeführt und bilden die Grundlage für eine zuverlässige bruchmechanische Bewertung von einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP.

Tabelle 14: Experimentell bestimmte bruchmechanische Werkstoffkennwerte für zyklische Beanspruchung und Rissfortschritt nach der Paris-Erdogan-Gleichung

Werkstoff	Anzahl Versuche	Spannungsverhältnis R	$P_{\dot{U}}$	C_P	m_P
		[-]	[%]	$\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$	[-]
S355J2H*	3	R = 0,1	50	$6,57 \cdot 10^{-9}$	3,23
S355J2H*	1	R = 0,5	50	$6,46 \cdot 10^{-9}$	3,29
S355J2H*	1	R = -1,0	50	$2,18 \cdot 10^{-7}$	2,15
X75M*	3	R = 0,1	50	$1,83 \cdot 10^{-8}$	2,88
X75M*	1	R = 0,5	50	$5,78 \cdot 10^{-9}$	3,32
X75M*	1	R = -1,0	50	$3,22 \cdot 10^{-9}$	3,10

* bruchmechanische Kennwerte der Schweißnaht im Wurzelbereich der stumpfgeschweißten KHP-Verbindung

4 Bewertung der Ermüdungsfestigkeit

4.1 Ziel und Vorgehensweise

Die unzureichende experimentelle Datenbasis, die dem Kerbfallkatalog des EC 3 für das Konstruktionsdetail einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP zugrunde liegt, wird in Abschnitt 2.5.2 beschrieben. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird die Notwendigkeit eigener experimenteller Untersuchungen begründet. Mit dem Ziel, eine zutreffende Kerbfallempfehlung zu erarbeiten, wird in diesem Kapitel die Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP auf Basis der detaillierten Versuchsdokumentation in Abschnitt 3 bewertet. Diese Bewertung erfolgt anhand des Nenn-, des Struktur- und des Kerbspannungskonzeptes. Der Einfluss von Unregelmäßigkeiten bzw. Fehlern auf die Ermüdungsfestigkeit des vorliegenden Details wird mithilfe der Bruchmechanik untersucht. Zur Absicherung der Bewertung wird eine umfangreiche Literaturrecherche zu weiteren Versuchsergebnissen des Konstruktionsdetails durchgeführt.

4.2 Nennspannungskonzept

4.2.1 Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP

Die separate Auswertung der eigenen Versuchsserien und die Diskussion ermüdungsrelevanter Einflüsse bei den entsprechenden Serien erfolgt in Abschnitt 3.1.5. Zur Erarbeitung einer Kerbfallempfehlung werden die Ergebnisse der vier Versuchsserien aus Tabelle 3 gemeinsam statistisch ausgewertet. Die Nennspannungswöhlerlinie für das untersuchte Konstruktionsdetail ist in Abbildung 4.1 im Wöhlerdiagramm dargestellt. Die dazugehörigen Ermüdungsfestigkeiten sind in Tabelle 15 gegeben. Die Auswertung in Tabelle 15 erfolgt sowohl mit einer freien als auch mit einer festen Wöhlerlinienneigung von $m = 3$ nach (DIN EN 1993-1-9) unter Angabe der Mittel- und der Fraktilwerte. Die angegebenen Nennspannungen beziehen sich auf die Profillinnenseite bzw. auf die Nahtwurzel, von der das Versagen der Verbindung ausgeht. Diese sind aufgrund der Profilabmessungen um 10 % geringer als an der Decklage an der Profilaußenseite.

Bei der Auswertung mit freier Neigung erreichen die einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 78,6$ MPa am Einhängepunkt bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Mit einem Wert von $m = 3,04$ stimmt die frei ermittelte Neigung mit der Neigung der Bemessungswöhlerlinien in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) überein und die zum Kerbfall 71 gehörende Bemessungswöhlerlinie beschreibt die Versuchsergebnisse konservativ.

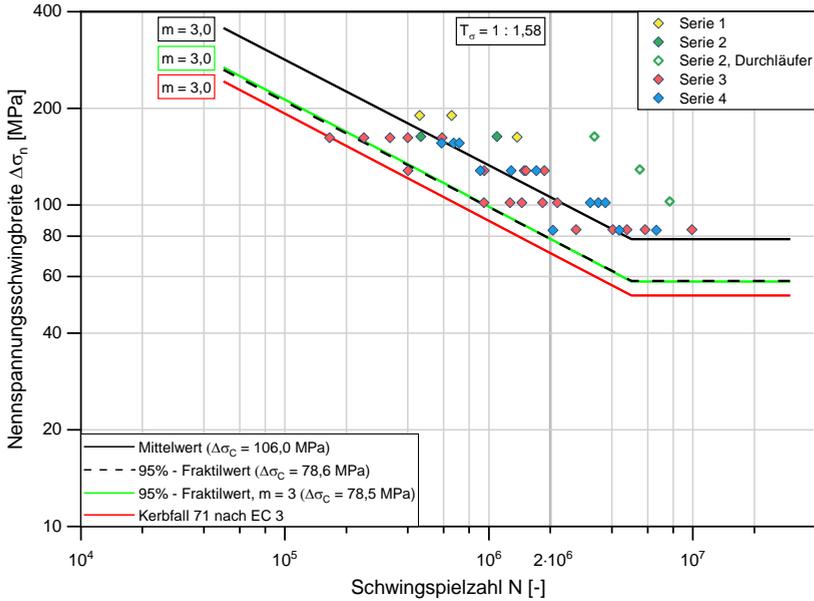


Abbildung 4.1: Wöhlerlinie für die Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite, Ergebnisdarstellung der einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP

Tabelle 15: Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP aus Tabelle 3

zugrunde liegende Neigung	Neigung m	Mittelwert $\Delta\sigma_C$ ($P_{\bar{v}} = 50 \%$)	Fraktilwert $\Delta\sigma_C$ ($P_{\bar{v}} = 95 \%$)
	[-]	[MPa]	[MPa]
frei	3,04	106,0	78,6
fest	3,00	105,8	78,5

Weiterhin weisen die zur Wöhlerlinie in Abbildung 4.1 gehörenden Versuchsdaten eine große Streuung auf, die auf allen Beanspruchungsniveaus gleichermaßen hoch ausfällt.

Als Maß für die Streuung kann das als Streuspanne bezeichnete Verhältnis der Ermüdungsfestigkeit für 10 % und für 90 % Überlebenswahrscheinlichkeit nach Gl. (4.1) herangezogen werden.

$$T_{\sigma} = 1 : \left(\frac{\Delta\sigma_{C, P_{\bar{U}} = 10\%}}{\Delta\sigma_{C, P_{\bar{U}} = 90\%}} \right) \quad (4.1)$$

Basierend auf Gl. (4.1) ergibt sich die Streuspanne für die Wöhlerlinie in Abbildung 4.1 zu $T_{\sigma} = 1 : 1,58$. Als Anhaltspunkt wird in (HAIBACH 2006) für fachgerechte Schweißverbindungen aus Baustahl, die unter betriebsüblichen Bedingungen ausgeführt werden, eine Streuspanne von $T_{\sigma} = 1 : 1,45$ angegeben. Unter einheitlichen Bedingungen können geringere Streuungen mit Werten von $T_{\sigma} = 1 : 1,30$ erreicht werden. Dieser Wertebereich wird im Rahmen der nennspannungsbasierten Auswertung in Abbildung 4.1 überschritten. Mögliche Gründe können sein, dass die Probekörper aus Werkstoffen unterschiedlicher Festigkeiten und Stahlgüten hergestellt sind und die Fertigung durch verschiedene Unternehmen und Schweißer erfolgt. Im Zusammenhang mit der frei hergestellten Nahtwurzel zeigt sich jedoch insbesondere bei der geometrischen Charakterisierung der Probekörper in den Abschnitten 3.1.6.2 und 3.1.6.3, dass im versagensrelevanten Nahtübergangsbereich der Wurzel eine große Streuung der geometrischen Nahtübergangparameter vorliegt und Unregelmäßigkeiten detektiert werden. In der in Abbildung 4.1 dargestellten Nennspannungswöhlerlinie sind all diese Einflüsse, die sich ungünstig auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken, indirekt enthalten. Neben dem in Abbildung 3.27 dargestellten Versatz, der im Mittel 5,5 % der Wanddicke beträgt und stark variiert, gilt dies auch für die in Abbildung 3.33 dargestellten Unregelmäßigkeiten. Gelingt es, diese Einflüsse durch die Anwendung semi-lokaler und lokaler Konzepte aus Abschnitt 2.4 rechnerisch zur erfassen, so kann die Ermüdungsfestigkeit unter Angabe von Grenzwerten für Imperfektionen und Unregelmäßigkeiten zutreffend bestimmt werden. Explizit berücksichtigen lassen sich diese Einflüsse, wie im Weiteren dargestellt, anhand des Struktur- und Kerbspannungskonzeptes sowie mithilfe bruchmechanischer Methoden.

Basierend auf den eigenen Ermüdungsversuchen ist mit zunehmender Wanddicke kein ungünstiger Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der Probekörper zu erkennen, der eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit für große Wanddicken erfordert, siehe z. B. die Berücksichtigung der Blechdickenabhängigkeit nach Gl. (2.28). Vielmehr zeigt sich eine gegenläufige Tendenz, zumal die Ergebnisse von Probekörpern mit großen Wanddicken (Serie 1 und 2) im oberen Bereich des Streubands der Wöhlerlinie in Abbildung 4.1 liegen. Für eine statistisch belastbare Aussage sind weitere Ermüdungsversuche an Probekörpern mit großen Wanddicken erforderlich. Die nachfolgende Literaturrecherche trägt zur besseren Einschätzung der Relevanz etwaiger Untersuchungen bei, ermöglicht die Einordnung und Absicherung der Versuchsergebnisse in Abbildung 4.1 und dient zudem der Einschätzung wesentlicher ermüdungsrelevanter Einflüsse.

4.2.2 Recherche zu veröffentlichten Versuchsergebnissen

4.2.2.1 Literaturrecherche und Hintergründe

Um den Zusammenhang eigener Versuchsergebnisse, die in Abschnitt 4.2.1 ausgewertet werden, und recherchierter Versuchsergebnisse kohärent darstellen zu können, erfolgt die Darstellung der recherchierten Ergebnisse in diesem Abschnitt.

Der Vergleich mit anderen Konstruktionsdetails, wie z. B. einseitig geschweißten ebenen Blechstößen in Abbildung 2.25, zeigt zunächst, dass gemäß dem Hintergrunddokument des EC 3 für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP eine deutlich geringere Anzahl an Daten vorliegt, siehe Abschnitt 2.5.2. Die Erweiterung der Recherche im internationalen Bereich ermöglicht die Erstellung einer umfangreicheren Datenbasis. So werden z. B. von (MACDONALD UND MADDOX 2003) teils veröffentlichte und teils vertrauliche Versuchsergebnisse einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP zusammengetragen, um Kerbfallempfehlungen für Pipelines abzuleiten. Ergebnisse fehlerbehafteter Probekörper werden in dieser Quelle jedoch bewusst von der Recherche ausgeschlossen. Der Einfluss verschiedener Parameter (u. a. Wanddicke, Verhältnis von Außendurchmesser zu Wanddicke, Versatz, Schweißposition und Belastungsart) auf das Ermüdungsverhalten einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP wird von (MADDOX UND JOHNSTON 2011) anhand einer eigenen Versuchsdatenbank untersucht. Bei dieser vertraulichen Datenbank des TWI (The Welding Institute) handelt es sich um Ermüdungsversuchsergebnisse, die an Probekörpern unter Umlaufbiegebeanspruchung mit und ohne Innendruck entstanden sind. Im Vergleich zu anderen Konstruktionsdetails in den Kerbfallkatalogen der Regelwerke wird in (MADDOX UND JOHNSTON 2011) festgestellt, dass die Daten bei diesem Detail stets deutlich größere Streuungen aufweisen und keiner der untersuchten Parameter die Streuung auf ein übliches Maß reduziert. Auf Grundlage dieser Erkenntnisse wird gefolgert, dass für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP aufgrund der zahlreichen Einflussparameter keine eindeutige Kerbfallempfehlung angegeben werden kann. Die experimentelle Absicherung für neue Schweißverfahren bzw. -prozesse wird deshalb stets als notwendig angesehen, um die Anforderungen an die Ermüdungsfestigkeit im Einzelfall einzuhalten.

4.2.2.2 Erstellung einer Datenbank

Bei der Literaturrecherche zu national und international veröffentlichten Versuchsergebnissen einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP zeigt sich, dass diese weitaus weniger umfassend als die in Abschnitt 3 durchgeführten Versuche dokumentiert sind. Neben den eigenen Untersuchungen sind in 12 weiteren Quellen relevante Versuchsergebnisse veröffentlicht, die in einer Datenbank zusammengefasst werden. In Tabelle 16 sind diese Quellen mit den jeweiligen Profilabmessungen, den zugehörigen Werkstoffen sowie mit den zugrunde liegenden Ermüdungsbeanspruchungen aufgeführt.

Tabelle 16: Veröffentlichte Versuchsergebnisse zur Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP

Quelle	Durchmesser × Wanddicke $d \times t$ [mm]	$2\gamma = d / t$ [-]	Werkstoff / Streck- grenze [-] / [MPa]	Spannungs- verhältnis $R = \sigma_u / \sigma_o$ [-]	Bean- spruchung [-]
(HAAGENSEN ET AL. 2007)	168,9×6	28,2	SLM 450 I DP 450- X65	-1	Biegung
(IIDA UND YAZAKI 1975) ¹⁾	113,8×6	19,0	STS-38 (JIS 3455-2) / 299	0 ⁴⁾	Biegung
(LIGHT 1993)	324×14,3	22,7	API 5L-X52 / 400	> 0	Zug axial
(MADDOX UND BRANCO 1998)	100×6	16,7	S355J2H (EN 10210 P4) / 397	-1	Biegung
(MADDOX UND RAZMJOO 1998) ^{1)/2)}	609×20	30,5	API 5L-X60 / 443	0,1 bis 0,56	Zug axial
(NEWMAN 1956)	168×9,5	17,7	BS 806 B / 322 ³⁾	-1	Biegung
(OHTA ET AL. 1984) ¹⁾	60,5×8,7	7,0	JIS STPT 42 / 333	-1 bis 0,38	Biegung
(OHWA 1965)	52,8×2,4	22,0	JIS D4314 / ~313	-1	Angabe fehlt
(PEREIRA 2004)	324×12,7	25,5	BSI 7191 GR 355EN (EN 10210-1) / 350	0,05	Biegung
(SCHOLTE UND BUISMAN 1992)	457×15,9	28,7	API 5L-X52 / 360	0,1	Zug axial
(WÄSTBERG UND SALAMA 2007) ²⁾	609,6×20,6	29,6	X60 TMCP	0,1	Zug axial
(WATANABE ET AL. 1981) ^{1)/2)}	89,1×5,5/7,6/ 11,1	8,0 bis 16,2	STPT 38 (JIS G 3456) / 265	-1	Biegung

¹⁾ Spannungsschwingbreiten und Schwingspielzahlen aus Publikation extrahiert ²⁾ Veröffentlichung enthält unter anderem auch Ergebnisse beidseitig geschweißter oder nachbehandelter (beschliffen, WIG-Nachbehandlung) Schweißnähte ³⁾ Mittelwert aus Zugversuchen ⁴⁾ nur Ergebnisse mit Nennspannungen < f_y berücksichtigt

Bezugnehmend auf das eigene Versuchsprogramm in Tabelle 3 ist festzustellen, dass national wie auch international keine Ergebnisse mit vergleichbaren oder größeren Wanddicken vorliegen. So geht aus Tabelle 16 hervor, dass die bislang geprüften Wanddicken einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP im Bereich von 2,4 mm bis 20,6 mm liegen, wobei die Durchmesser einen Bereich von 52,8 mm bis 609,6 mm aufweisen. Die zugehörigen Schlankheiten 2γ decken mit Werten von 7,0 bis 30,5 einen weiten Bereich ab und die verwendeten Werkstoffe sind überwiegend den normalfesten Stählen, mit Streckgrenzen im Bereich des Werkstoffs S355, zuzuordnen. Den Ermüdungsversuchen liegen meist zugschwellende Axial- und Biegebeanspruchungen sowie

wechselnde Biegebeanspruchungen ($R = -1$) zugrunde. Bezüglich der Beanspruchungsbedingungen werden in Tabelle 16 keine Quellen aufgeführt, bei denen Proben unter hohem Innendruck geprüft oder bei denen Proben mit einem hohem Innendruck beaufschlagt werden, um hohe Mittelspannungen im Ermüdungsversuch zu erzeugen.

Aus den recherchierten Quellen in Tabelle 16 geht hervor, dass die überwiegende Anzahl an Probekörpern, wie auch bei den eigenen Versuchsserien in Tabelle 3, im Zustand „wie geschweißt“ geprüft wurden. Lediglich in (MADDOX UND RAZMJOO 1998) und in (WÄSTBERG UND SALAMA 2007) werden unter anderem auch beidseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP untersucht. Teil der Untersuchungen sind in letztgenannter Quelle auch Schweißnähte, die beschliffen oder WIG-nachbehandelt sind. Auf diese Untersuchungen wird in Abschnitt 4.7 eingegangen. Hervorzuheben sind außerdem die Ergebnisse in (OHWA 1965), die die alleinige Grundlage für die Kerbfalleinordnung in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) darstellen, siehe Abschnitt 2.5.2. Dabei handelt es sich um zwei unzureichend dokumentierte Versuchsserien in den Zuständen „wie geschweißt“ sowie „mit blecheben beschliffener Naht“, die im Hintergrunddokument des EC 3 Teil 1-9 gemeinsam ausgewertet werden. Hinzu kommt die für den späteren Anwendungsbereich wenig repräsentative Probekörperabmessung von $52,8 \times 2,4$ mm.

In den Quellen werden überwiegend Nennspannungen und vereinzelt, wie in (MADDOX UND RAZMJOO 1998) und (HAAGENSEN ET AL. 2007), auch Strukturspannungen angegeben. Erschwerend kommt hinzu, dass die Versuchsergebnisse häufig nicht in tabellarischer Form vorliegen und folglich aus Diagrammen zu extrahieren sind. Des Weiteren sind bei den veröffentlichten Versuchsergebnissen auch Probekörper mit absichtlich eingebrachten Fehlern sowie mit Fehlern, die aus einem erzwungenen Versatz resultieren, enthalten. Da in der Regel keine Angaben zum Schweißnahtprofil gemacht werden und der Versatz nur sehr vereinzelt dokumentiert ist, erfolgt die Darstellung der Versuchsserien aus Tabelle 16 im Wöhlerdiagramm in Abbildung 4.2 auf Nennspannungsebene und im Rahmen der späteren Strukturspannungsauswertung in Abschnitt 4.3.4 auf Strukturspannungsebene. In der nennspannungsbasierten Darstellung sind alle ermüdungsrelevanten Effekte indirekt enthalten, jedoch im Einzelnen nicht hinreichend quantifizierbar. Ergebnisse fehlerbehafteter Probekörper sind in Abbildung 4.2 rot gekennzeichnet, um den Einfluss von vorliegenden Fehlern auf die Ermüdungsfestigkeit aufzuzeigen, vgl. auch Abbildung 2.25. Dabei handelt es sich überwiegend um Probekörper mit ungenügendem Wurzeleinbrand oder mit Bindefehlern (vgl. Tabelle 11), die in den entsprechenden Quellen angegeben werden, siehe (HAAGENSEN ET AL. 2007; LIGHT 1993; NEWMAN 1956; SCHOLTE UND BUISMAN 1992; WATANABE ET AL. 1981). In den Quellen, in denen Abmessungen angegeben sind, handelt es sich mit Fehlergrößen im Bereich von $a = 2$ mm bis $a = 5$ mm um deutlich größere Werte als die an den eigenen Versuchsserien in Abbildung 3.33 detektierten Werte. Hinzu kommt, dass sich diese Fehler meist über große Bereiche oder auch über den gesamten Probekörperumfang erstrecken.

Im Gegensatz zur nennspannungsbasierten Darstellung kann die strukturspannungsbasierte Darstellung den Einfluss des vorliegenden Versatzes durch die Ermittlung der sekundären Biegespannungen direkt berücksichtigen, siehe Abschnitt 4.3.4. Basierend auf den Erkenntnissen zum Einfluss von Versätzen und Unregelmäßigkeiten wird im Rahmen dieser Arbeit eine Separation in eine nenn- und eine strukturspannungsbasierte Auswertung vorgenommen. In den Literaturquellen ist der Versatz zumeist nicht angegeben und dessen Einfluss demzufolge bei der strukturspannungsbasierten Auswertung direkt auf der Beanspruchungsseite enthalten. Da vorliegende Fehler in den Quellen meist dokumentiert sind, werden diese Ergebnisse bei der Auswertung entsprechend gekennzeichnet. Diese Vorgehensweise wird der in Abschnitt 3.1.6 durchgeführten Probekörpercharakterisierung im Hinblick auf die Erfassung von Versätzen und Unregelmäßigkeiten bestmöglich gerecht.

4.2.2.3 Nennspannungsbasierte Auswertung der Datenbank

Für das untersuchte Konstruktionsdetail sind die Nennspannungswöhlerlinien in Abbildung 4.2 im Wöhlerdiagramm dargestellt und die dazugehörigen Ermüdungsfestigkeiten in Tabelle 17 gegeben. Die gemeinsame Auswertung eigener und recherchierter Versuchsergebnisse aus Tabelle 16 erfolgt getrennt für die fehlerfreien und die fehlerbehafteten Probekörper, um den Einfluss von vorliegenden Fehlern aufzuzeigen.

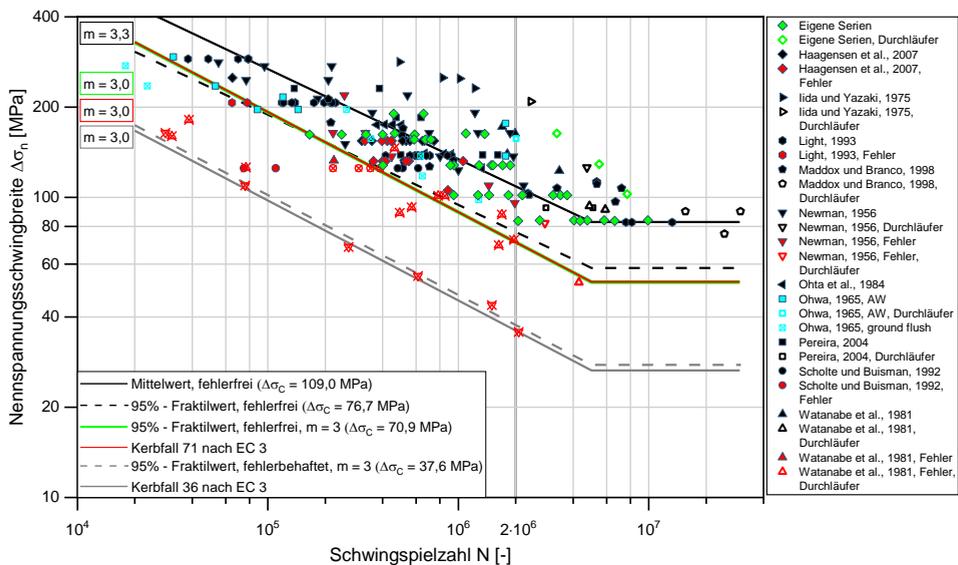


Abbildung 4.2: Recherchierte und eigene Versuchsergebnisse einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP mit und ohne Schweißnahtfehler, Wöhlerlinien für die Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite

In Abbildung 4.2 ist wiederum die Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profillinenseite dargestellt, da es sich sowohl um axial- als auch um biegebeanspruchte Probekörper handelt.

Tabelle 17: Statistische Auswertung der recherchierten und eigenen nennspannungsbasierten Versuchsergebnisse an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP aus Tabelle 3 und Tabelle 16

Ergebnisse / Zustand	zugrunde liegende Neigung	Neigung m	Mittelwert $\Delta\sigma_C$ ($P_{\bar{u}} = 50\%$)	Fraktilwert $\Delta\sigma_C$ ($P_{\bar{u}} = 95\%$)
		[-]	[MPa]	[MPa]
fehlerfrei	frei	3,3	109,0	76,7
fehlerfrei	fest	3,0	104,9	70,9*
fehlerbehaftet	fest	3,0	66,2	37,6

* $\Delta\sigma_C = 73,2$ MPa bei Auswertung ohne die Ergebnisse von (OHWA 1965) mit beschliffener Naht

Die 159 fehlerfreien Probekörper erreichen bei der Auswertung mit freier Neigung eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 76,7$ MPa am Einhängpunkt bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Die schwarz strichliert dargestellte Wöhlerlinie besitzt mit einer freien Neigung von $m = 3,3$ nahezu dieselbe Neigung wie die Bemessungswöhlerlinie in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9). Die Auswertung mit einer festen Neigung von $m = 3$ führt auf eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 70,9$ MPa (grüne Wöhlerlinie), sodass die rot dargestellte Bemessungswöhlerlinie des Kerbfalls 71 für das untersuchte Konstruktionsdetail auf der sicheren Seite liegt. Werden die Ergebnisse von (OHWA 1965) mit blecheben beschliffener Naht von der Auswertung ausgeschlossen, so steigt die Ermüdungsfestigkeit auf einen Wert von $\Delta\sigma_C = 73,2$ MPa an. Diese Ergebnisse sind in Abbildung 4.2 durch blau ausgekreuzte Symbole dargestellt und liegen als einzige deutlich unter der zum Kerbfall 71 gehörenden Wöhlerlinie. Der Ausschluss dieser Ergebnisse lässt sich allein aufgrund der erfolgten Nachbehandlung rechtfertigen.

Im Vergleich zu den fehlerfreien Probekörpern nimmt die Streuung im Falle der 45 fehlerbehafteten Probekörper deutlich zu. Für die in Abbildung 4.2 rot dargestellten Ergebnisse beträgt die Ermüdungsfestigkeit der zugehörigen grau strichlierten Wöhlerlinie $\Delta\sigma_C = 37,6$ MPa. Folglich beschreibt der ungünstigste Kerbfall 36 die Ermüdungsfestigkeit der fehlerbehafteten Probekörper konservativ. Die Ermüdungsfestigkeit ist im Vergleich zu den fehlerfreien Probekörpern um die Hälfte geringer. Zusätzlich sind in Abbildung 4.2 Versuchsergebnisse mit dokumentierten Fehlergrößen von mehr als 2 mm als rot ausgekreuzte Symbole dargestellt. Diese liegen deutlich unter der zum Kerbfall 71 gehörenden Wöhlerlinie. Bei diesen handelt es sich überwiegend um Probekörper mit ungenügendem Wurzeleinbrand, der über große Bereiche an der Wurzel oder am gesamten Probekörperumfang festgestellt wird, sowie vereinzelt auch um ausgeprägte Bindefehler, die künstlich eingebracht sind. Unter Berücksichtigung dieser Information wird

ersichtlich, dass lediglich drei Ergebnisse von fehlerbehafteten Probekörpern deutlich unter die zum Kerbfall 71 gehörende Wöhlerlinie fallen. Bei diesen Ergebnissen handelt es sich in (WATANABE ET AL. 1981) um einen ungenügenden Wurzeleinbrand von 1,5 mm, der über einen großen Bereich an der Wurzel festgestellt wird, sowie um Probekörper von (SCHOLTE UND BUISMAN 1992), die große Versätze von 13 % bis 19 % der Wanddicke aufweisen.

In Abbildung 4.2 sind alle ermüdungsrelevanten Einflüsse indirekt enthalten, sodass die erstellte Datenbank eine aussagekräftige Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit des untersuchten Konstruktionsdetails ermöglicht. Die anhand der eigenen Untersuchungen in Abbildung 4.1 ermittelte Ermüdungsfestigkeit wird unter Berücksichtigung der recherchierten Versuchsergebnisse bestätigt. Die zum Kerbfall 71 gehörende Bemessungswöhlerlinie beschreibt dabei die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails konservativ. Weiterhin sind der maßgebliche Einfluss vorliegender Fehler und auch der Einfluss der Fehlergröße deutlich zu erkennen. Um die vorliegende Streuung im Falle der fehlerfreien Probekörper zu minimieren, sind geometrische Parameter, wie z. B. der Versatz, durch verfeinerte Bemessungskonzepte explizit zu berücksichtigen.

4.3 Strukturspannungskonzept

4.3.1 SCFs für Stumpfstöße von Kreishohlprofilen

Die Grundlagen des Strukturspannungskonzeptes werden in Abschnitt 2.4.3 erläutert. Für stumpfgeschweißte Bleche wird zur Bestimmung der sekundären Biegespannungen infolge eines Versatzes δ häufig der SCF nach Gl. (4.2) verwendet. Enthalten ist Gl. (4.2) unter anderem in (HOBBACHER 2016; DNVGL-RP-C203b; BS 7910b).

$$\text{SCF} = 1 + 3 \cdot \frac{\delta}{t} \quad (4.2)$$

Für Stumpfstöße von KHP sind verschiedene SCF-Formulierungen, die geometrische Imperfektionen wie den Versatz oder auch planmäßige Exzentrizitäten berücksichtigen, entwickelt worden, siehe (LOTSBERG 2016; DNVGL-RP-C203b; CONNELLY UND ZETTEMAYER 1993; LOTSBERG 2009). Diese SCFs sind durch Gl. (4.3) bis Gl. (4.5) definiert und berücksichtigen im Vergleich zum SCF nach Gl. (4.2) die Steifigkeit der KHP in Umfangsrichtung.

SCFs für Stumpfstöße von KHP werden in (DNVGL-RP-C203b) für Hohlprofilkonstruktionen allgemein (Gl. (4.3)) sowie auch gesondert für Pipelines und Risers (Gl. (4.4)) angegeben, wobei die Toleranzen für letztere deutlich strenger gefasst sind. Zu berücksichtigen

sichtigende Exzentrizitäten können aus unterschiedlichen Durchmessern, Wanddickensprüngen, Unrundheit und Achsversatz resultieren und vor dem Hintergrund einer konservativen Bemessung aufsummiert werden (DNVGL-RP-C203b). Für Hohlprofilkonstruktionen geht der auf der Schalentheorie basierende SCF in Gl. (4.3) auf Betrachtungen in (LOTSBERG 1998) zurück.

$$SCF = 1 + 3 \cdot \frac{(\delta_m - \delta_0)}{t} \cdot e^{-\frac{0,91 \cdot L}{\sqrt{D} \cdot t}} \quad (4.3)$$

δ_m Exzentrizität aus Kantenversatz

δ_0 Exzentrizität aus Versatz, die im Kerbfall der entsprechenden Bemessungswöhlerlinie bereits enthalten ist, $\delta_0 = 0,05 \cdot t$ für Hohlprofilverbindungen

L Nahtbreite an der Oberfläche

Für die Nahtwurzel von einseitig hergestellten Stumpfnähten (V-Nähte) werden infolge von Exzentrizitäten lediglich geringe sekundäre Biegespannungen unterstellt und der SCF darf vereinfacht auf einen Wert von 1,0 gesetzt werden. Im Vergleich zum Vorgängerdokument (DNVGL-RP-0005) wird der bereits enthaltene Versatz von $\delta_0 = 0,1 \cdot t$ in der aktuellen Fassung auf $\delta_0 = 0,05 \cdot t$ reduziert. Als Gründe werden neue Informationen zu tatsächlichen Toleranzen und eine zusätzliche Sicherheit durch höhere Toleranzanforderungen genannt.

Abweichend davon wird für Pipelines und Risers explizit ein SCF für die Nahtwurzel angegeben. Bei dem in Gl. (4.4) angegebenen SCF handelt es sich um den SCF für die Decklage von Stumpfstoßen, der um das Verhältnis der Nahtbreiten an der Wurzel L_{Root} und an der Decklage L_{Cap} abgemindert wird.

$$SCF_{Root} = 1 + 3 \cdot \frac{\delta_m \cdot L_{Root}}{t \cdot L_{Cap}} \cdot e^{-\sqrt{\frac{t}{D}}} \quad (4.4)$$

Gl. (4.4) geht auf Untersuchungen in (LOTSBERG 2016) zurück. Die engen Herstelltoleranzen spiegeln sich im Falle von Pipelines und Risers darin wider, dass δ_0 zu null gesetzt und davon ausgegangen wird, dass in der Bemessungswöhlerlinie kein Versatz enthalten ist.

Für KHP-Verbindungen in Jacket-Konstruktionen wird von Connelly und Zettlemoyer (CONNELLY UND ZETTLEMOYER 1993) ein SCF formuliert, der nach Gl. (4.5) berechnet wird und häufig in Industrieprojekten Anwendung findet (LOTSBERG 2016). Gl. (4.5) basiert auf FE-Berechnungen an KHP mit einer Schlankheit von $2\gamma = 25$. Für KHP-Verbindungen mit einer Schlankheit von 2γ im Bereich von 20 bis 40, wie sie in Jacket-

Konstruktionen typischerweise zum Einsatz kommen, stimmen die unter Verwendung von Gl. (4.5) berechneten SCFs gut mit numerisch bestimmten SCFs von Lotsberg überein (LOTSBERG 2016).

$$\text{SCF} = 1 + \frac{2,6 \cdot (\delta_t + \delta_m)}{t} \cdot \frac{1}{1 + 0,7 \cdot \left(\frac{T}{t}\right)^{1,4}} \quad (4.5)$$

δ_m maximaler Versatz aus der Herstellnorm

δ_t Exzentrizität infolge eines Wanddickensprungs $\delta_t = \frac{1}{2} \cdot (T - t)$, t steht für die kleinere und T für die größere Wanddicke

4.3.2 Strukturspannungen basierend auf gemessenen Dehnungen an der Profilaußenseite

Mithilfe der in Abschnitt 3.1.4.5 gemessenen Dehnungen lassen sich die Strukturspannungen für die Probekörper der vier Versuchsserien aus Tabelle 3 gemäß Abschnitt 2.4.3.2 durch lineare Extrapolation bestimmen. Da die Dehnungen an der Profilaußenseite gemessen werden, können die Strukturspannungen lediglich für den Nahtübergang an der Decklage auf der Profilaußenseite bestimmt werden. In Abbildung 4.3 ist die Strukturspannungswöhlerlinie basierend auf den gemessenen Dehnungen im Wöhlerdiagramm dargestellt. Die dazugehörigen Ermüdungsfestigkeiten sind in Tabelle 18 angegeben.

Die einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP erreichen sowohl für die Auswertung mit freier als auch mit fester Neigung nahezu identische Ermüdungsfestigkeiten, da die freie Neigung mit $m = 3,1$ nur geringfügig von der festen Neigung abweicht. Bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen und der festen Neigung von $m = 3$ beträgt die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C = 97,9$ MPa. Zum Vergleich ist in Abbildung 4.3 die zum Kerbfall 100 gehörende Bemessungswöhlerlinie für den Strukturspannungsnachweis nach (DIN EN 1993-1-9) in roter Farbe dargestellt. Diese gilt für beidseitig geschweißte Stumpfnähte und wird von der ermittelten Wöhlerlinie geringfügig unterschritten, wobei lediglich ein Datenpunkt unter die Bemessungswöhlerlinie fällt. Auffällig ist, dass die Streuung mit einer Streuspanne von $T_\sigma = 1 : 1,61$ im Vergleich zur Nennspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.1 zunimmt. Dies ist darauf zurückzuführen, dass zwar die tatsächlich gemessenen Dehnungen an der Profilaußenseite zugrunde liegen, das Versagen jedoch von der Nahtwurzel und somit von einem anderen Ort ausgeht. Um die Streuung zu minimieren, sind folglich die versagensrelevanten Beanspruchungen an der Nahtwurzel unter Berücksichtigung von vorliegenden Imperfektionen und der Nahtgeometrie zu betrachten.

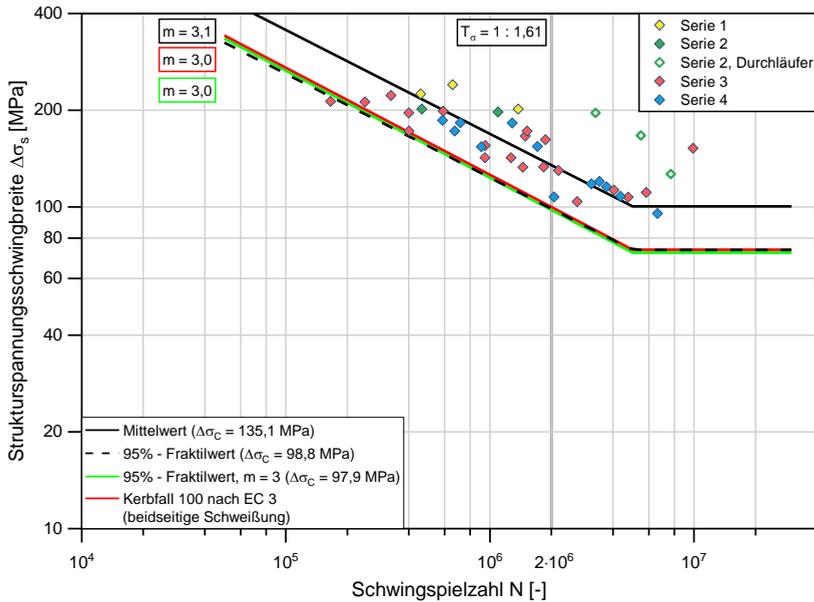


Abbildung 4.3: Wöhlerlinie für die Strukturspannung an der Decklage auf der Profilaußenseite, ermittelt aus den DMS-Messungen, Ergebnisdarstellung der einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP

Tabelle 18: Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP aus Tabelle 3, Strukturspannungen an der Decklage auf der Profilaußenseite

zugrunde liegende Neigung	Neigung m	Mittelwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 50 \%)$	Fraktilwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 95 \%)$
	[-]	[MPa]	[MPa]
frei	3,1	135,1	98,8
fest	3,0	134,5	97,9

4.3.3 Numerische Berechnung der Strukturspannungen an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite

In der Nennspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.1 sind sämtliche ermüdungsrelevante Effekte, wie z. B. Imperfektionen, indirekt und somit auf der Seite der Beanspruchbarkeit enthalten. Für geschweißte Konstruktionsdetails wird anhand der umfangreichen und nennspannungsbasierten Kerbfallkataloge im EC 3 (DIN EN 1993-1-9) oder auch den IIW-Empfehlungen (HOBACHER 2016) deutlich, dass weniger die Art der Schweißnaht,

sondern vielmehr die strukturelle Umgebung des Konstruktionsdetails die Ermüdungsfestigkeit bestimmt (WEIDNER ET AL. 2016). Um diese Einflüsse zu erfassen, sind geometrische Imperfektionen im Zuge der Anwendung des Strukturspannungskonzeptes auf der Beanspruchungsseite zu berücksichtigen. Die für den Ermüdungsnachweis erforderliche Strukturspannungswöhlerlinie kann für den Versagensort auf Grundlage numerischer Berechnungen ermittelt werden.

4.3.3.1 Modellbildung, Randbedingungen und Werkstoffkennwerte

Für die numerische Strukturspannungsberechnung wird das Finite-Elemente-Programmpaket ANSYS 17.2 verwendet. Die Modellierung erfolgt als 3D-Volumenmodell unter Anwendung der Submodelltechnik. Als Werkstoffkennwerte werden für die linear-elastischen Analysen ein Elastizitätsmodul von $E = 210000 \text{ MPa}$ und eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ verwendet.

Im ersten Berechnungsschritt wird als Globalmodell der Probekörperbereich zwischen den inneren Auflagern des Ermüdungsversuchs in Abbildung 3.7 modelliert. Somit handelt es sich beim Globalmodell um einen Hohlzylinder, der die Länge des 2,5-fachen Profildurchmessers aufweist (Abbildung 4.4).

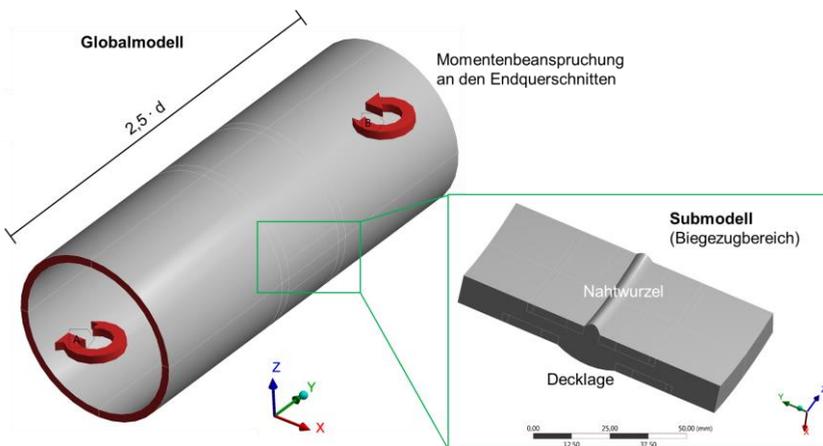


Abbildung 4.4: Globalmodell mit Momentenbeanspruchung an den Endquerschnitten und parametrisiertes Submodell im Biegezugbereich eines Probekörpers der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$)

Im Globalmodell werden weder die Schweißnahtgeometrie noch der vorliegende Versatz berücksichtigt. Die Diskretisierung erfolgt unter Verwendung von Volumenelementen des Typs SOLID186. Dieses hexaederförmige Volumenelement mit quadratischer Verschiebungsansatzfunktion besitzt 20 Knoten (acht Eck- und 12 Mittelknoten auf den

Elementkanten) mit jeweils drei Verschiebungsfreiheitsgraden. Es wird eine Elementgröße von einem Viertel der Wanddicke ($t/4$) festgelegt. Die Momentenbelastung wird an den Endquerschnitten auf das Globalmodell aufgebracht und es werden die Verschiebungen im Globalmodell infolge dieser Belastung berechnet.

Im zweiten Berechnungsschritt werden die berechneten Verschiebungen des Globalmodells im Biegezugbereich auf die Schnittflächen des Submodells übertragen. Es wird ein parametrisiertes Submodell erstellt, das einem kleinen Ausschnitt des Globalmodells im versagensmaßgebenden Biegezugbereich entspricht, Abbildung 4.4. Dem Submodell werden die Abmessungen der mittleren gemessenen Nahtgeometriewerte (Nahtbreite und Nahtüberhöhung) aus den Tabellen 8 und 9 zugewiesen und der Versatz des jeweiligen Probekörpers aus Abbildung 3.27 wird berücksichtigt, siehe Abbildung 4.5. Im Submodell wird eine feinere Vernetzung gewählt und die Elementgröße auf ein Zehntel der Wanddicke ($t/10$) reduziert. Vor Beginn und während der Ermüdungsversuche werden Dehnungsmessungen an den Probekörpern der Serie 1 an der Nahtwurzel durchgeführt. Hierbei zeigt sich eine gute Übereinstimmung der gemessenen und der numerisch berechneten Dehnungen, (UMMENHOFER ET AL. 2016). Zur Strukturspannungsbestimmung wird gemäß Abschnitt 2.4.3 die erste Hauptspannung σ_1 an der Bauteiloberfläche herangezogen. Im vorliegenden Fall stimmt diese mit der Spannung orthogonal zur Schweißnaht nahezu überein. Im linken Teilbild in Abbildung 4.5 ist die erste Hauptspannung σ_1 an der maximal beanspruchten Stelle im Bereich der Nahtwurzel dargestellt. Exemplarisch wird die in Abbildung 4.5 dargestellte Berechnung für ein Biegemoment, das in den äußeren Fasern des KHP eine Spannung von 1 MPa erzeugt, durchgeführt.

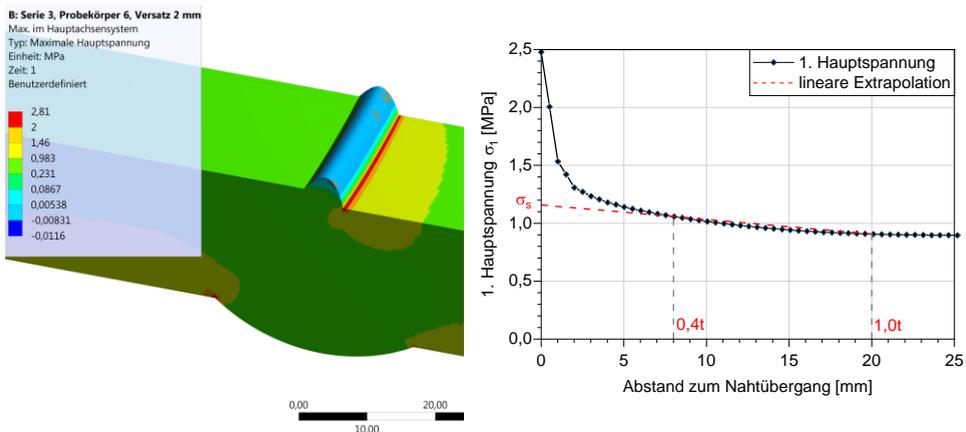


Abbildung 4.5: Hauptspannung σ_1 an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite eines Probekörpers der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$, links) und Spannungsverlauf vor dem ermüdungskritischen Schweißnahtübergang an der Nahtwurzel (rechts)

Gut zu erkennen ist die Spannungskonzentration infolge des Versatzes vor dem Nahtübergang an der Probekörperinnenseite, siehe Abbildung 4.5. Das bei den Ermüdungsversuchen in Abschnitt 3.1.6.2 festgestellte Versagen an dem in Richtung der Profilaußenseite versetzten Nahtübergang wird durch die numerischen Analysen bestätigt. Der Spannungsverlauf der ersten Hauptspannung σ_1 vor diesem Nahtübergang ist im rechten Teilbild in Abbildung 4.5 dargestellt. Dabei handelt es sich um die numerische Berechnung eines Probekörpers der Serie 3 mit einem Versatz von zwei Millimetern, der 10 % der Wanddicke entspricht. Das Abklingen des nichtlinearen Anteils des Spannungsverlaufs im Abstand von $0,3t$ vom Nahtübergang ist deutlich erkennbar, sodass lediglich die sekundären Biegespannungen aus dem vorliegenden Versatz und der Steifigkeit der Schweißnaht erfasst werden. Die Strukturspannungen werden für alle Probekörper des Versuchsprogramms an den Extrapolationsstellen gemäß Abbildung 2.15 im Abstand von $0,4t$ und $1,0t$ vom Nahtübergang ausgelesen und unter Verwendung von Gl. (2.11) linear zum Nahtübergang hin extrapoliert.

4.3.3.2 Ergebnisse

Die numerisch berechneten Strukturspannungen sind in Abbildung 4.6 im Wöhlerdiagramm dargestellt und die dazugehörigen Ermüdungsfestigkeiten in Tabelle 19 angegeben. Die Strukturspannung bezieht sich auf die Nahtwurzel auf der Profilinnenseite.

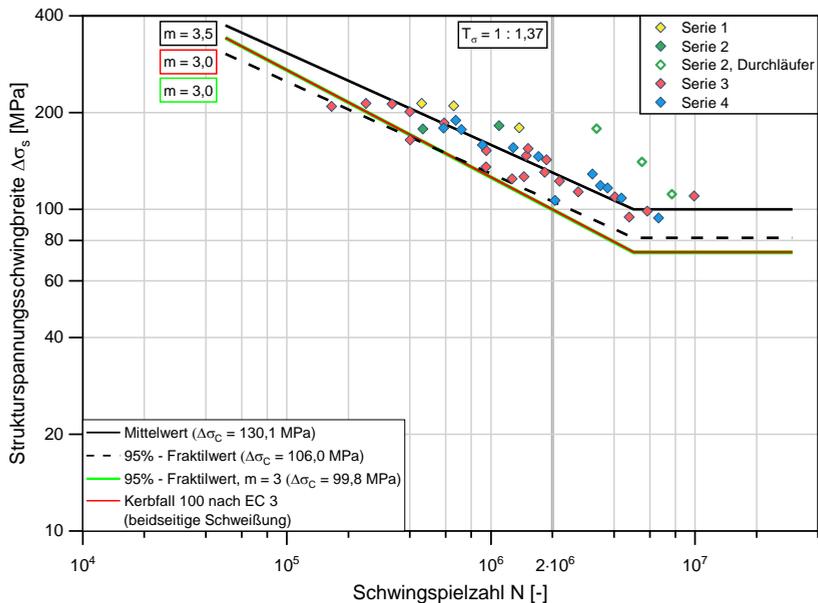


Abbildung 4.6: Wöhlerlinie für die numerisch berechnete Strukturspannung an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite, Ergebnisdarstellung der einseitig geschweißten Stumpfstoße von KHP

Die Auswertung mit freier Neigung führt für die einseitig geschweißten Stumpfstoße von KHP auf eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 106 \text{ MPa}$ am Einhängpunkt bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Mit $m = 3,5$ ist die frei ermittelte Neigung etwas größer als die der Bemessungswöhlerlinien in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) und die Wöhlerlinie verläuft flacher. Weiterhin ist deutlich zu erkennen, dass die Streuung durch die Berücksichtigung des Versatzes im Vergleich zur Nennspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.1 deutlich geringer ausfällt. Die basierend auf Gl. (4.1) ermittelte Streuspanne für die Strukturspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.6 verringert sich auf einen Wert von $T_\sigma = 1 : 1,37$ und kommt damit dem in (HAIBACH 2006) für einheitliche Herstellbedingungen angegebenen Wert nahe. Bemerkenswert ist dies aufgrund der nicht einheitlichen Werkstofffestigkeiten sowie Stahlgüten und Hersteller. Durch die Berücksichtigung der spannungserhöhenden Effekte aus der strukturellen Umgebung der Schweißnaht wird die Streuung der Versuchsergebnisse merklich reduziert. Basierend auf dieser Erkenntnis wird die maßgebliche Bedeutung des vorliegenden Versatzes beim untersuchten Konstruktionsdetail unterstrichen.

Die Auswertung mit einer festen Neigung von $m = 3$ ergibt in Abbildung 4.6 eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 99,8 \text{ MPa}$ (grüne Wöhlerlinie), die mit der Wöhlerlinie des Kerbfalls 100 für den Strukturspannungsnachweis von beidseitig geschweißten Stumpfnahten nach EC 3 zusammenfällt. Gemäß EC 3 sind im Kerbfall 100 keine Exzentrizitäten enthalten und diese dementsprechend bei der Spannungsermittlung zu berücksichtigen. Ein SCF zu deren Berücksichtigung wird jedoch nicht angegeben.

Tabelle 19: Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP aus Tabelle 3, numerisch berechnete Strukturspannung an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite

zugrunde liegende Neigung	Neigung m [-]	Mittelwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 50 \%)$ [MPa]	Fraktilwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 95 \%)$ [MPa]
frei	3,5	130,1	106,0
fest	3,0	127,6	99,8

Aufgrund der geringen Streuung der berechneten Ermüdungsfestigkeit ist eine zuverlässige Lebensdauerabschätzung auf Strukturspannungsebene möglich. Basierend auf der festgestellten Übereinstimmung kann für die Nahtwurzel des vorliegenden Konstruktionsdetails ebenfalls die rot dargestellte Bemessungswöhlerlinie des Kerbfalls 100 dienen. Voraussetzung ist, dass ein geeigneter SCF für die Beanspruchungsermittlung an der Nahtwurzel des Details verwendet wird.

4.3.3.3 SCF-Formulierung für die Nahtwurzel einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP

Zunächst werden die SCF-Formulierungen in Abschnitt 4.3.1 betrachtet und deren Abschätzungsgüte überprüft. In Abbildung 4.7 wird der Einfluss sekundärer Biegespannungen für die eigenen Versuchsserien aus Tabelle 3 zum einen theoretisch mithilfe der bestehenden SCF-Formulierungen aus Abschnitt 4.3.1 und zum anderen numerisch berechnet. Für die numerische Berechnung werden im Rahmen dieser Betrachtung die SCFs der Probekörper unter Verwendung des numerischen Modells aus Abschnitt 4.3.3.1 unter axialer Zugbeanspruchung bestimmt. Gemäß Gl. (2.12) wird damit der Tatsache Rechnung getragen, dass sekundäre Biegespannungen durch den Membranspannungsanteil hervorgerufen werden und SCFs lediglich auf diesen anzuwenden sind. In Abbildung 4.7 wird auf der Ordinate das Verhältnis von Nenn- und Strukturspannung σ_n / σ_s , das dem Kehrwert des SCFs entspricht, über dem wanddickenbezogenen Versatz auf der Abszisse aufgetragen.

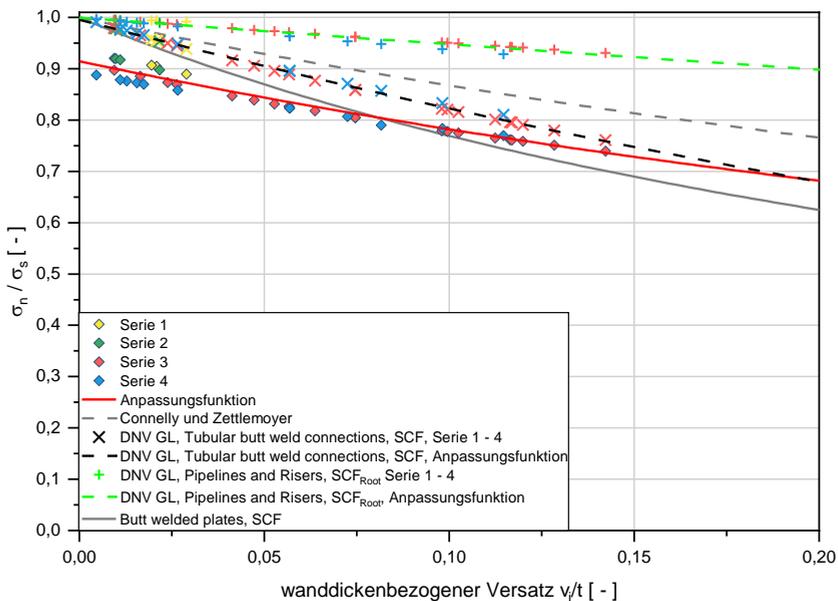


Abbildung 4.7: Numerische und theoretische Abschätzung zum Einfluss von sekundären Biegespannungen, dargestellt in Abhängigkeit vom wanddickenbezogenen Versatz für die Serien 1 bis 4

Die rautenförmigen Symbole stellen die numerisch berechneten Werte in den verschiedenen Farben der jeweiligen Serien und die rote Kurve die zugehörige Anpassungsfunktion dar. Bei der grauen Kurve handelt es sich um die SCF-Formulierung für stumpfge-

schweißte Bleche aus Gl. (4.2). Die grau strichlierte Kurve bildet die SCF-Formulierung von Connelly und Zettlemoyer (CONNELLY UND ZETTLEMOYER 1993) ab, siehe Gl. (4.5). Während bei diesen Ansätzen die Nahtbreite nicht mit in die Berechnung eingeht, wird die Nahtbreite in den SCF-Formulierungen des DNV GL (DNVGL-RP-C203b) berücksichtigt. Dies erfolgt in Gl. (4.3) für allgemeine Hohlprofilverbindungen (engl. tubular butt weld connections) über die Nahtbreite der Decklage und für Pipelines und Risers in Gl. (4.4) über das Verhältnis der Nahtbreiten von Wurzel und Decklage. Aufgrund der Gestalt von Gl. (4.3) und Gl. (4.4) werden die Werte für die einzelnen Probekörper unter Verwendung der jeweiligen SCF-Formulierung berechnet und jeweils die zugehörige Anpassungsfunktion dargestellt. Auffällig ist, dass aus der rein für die Nahtwurzel von Pipelines und Risers vorgesehenen Gl. (4.4) die geringsten SCFs resultieren, während die Kurven von Gl. (4.3) und Gl. (4.5) relativ nahe beieinander liegen.

Für die Probekörper des Versuchsprogramms ergeben sich aus den numerischen Berechnungen größere SCFs. Demzufolge liegt die Anpassungsfunktion an die berechneten Werte unter den Kurven der vorgestellten SCF-Formulierungen. Dies ist im praxisrelevanten Bereich bis zu einem Versatz von 10 % bis 15 % der Wanddicke zu beobachten, wobei sich insbesondere auch für kleine Versätze größere SCFs ergeben. Mögliche Gründe können darin liegen, dass im numerischen Volumenmodell die Diskontinuität infolge des Versatzes sowie die Steifigkeit der Schweißnaht im Volumenmodell explizit berücksichtigt wird. Häufig wird in der Literatur empfohlen, Imperfektionen und Diskontinuitäten wie Schweißnähte, sofern diese bekannt sind, im Modell zu berücksichtigen (NIEMI 1995). Liegen keine Informationen dazu vor, so werden diese der Einfachheit halber nicht miteinbezogen. Die Berücksichtigung erfolgt in diesem Fall indirekt auf der Widerstandsseite über die Strukturspannungswöhlerlinie oder der Einfluss wird konservativ abgeschätzt. Für die untersuchten Probekörper liegen die erforderlichen Geometrie- und Versatzwerte zur präzisen Strukturspannungsermittlung vor und die Nennspannungswöhlerlinie weist eine relativ große Streuung auf. Der Versatz beträgt im Mittel 5,5 % der Wanddicke und variiert stark. Auf Strukturspannungsebene wird die Streuung in Abbildung 4.6 unter Berücksichtigung der Diskontinuität signifikant reduziert und ein eindeutiger Kerbfall für den Strukturspannungsnachweis ermittelt. Dieser Kerbfall dient als Grundlage für die Rückrechnung von Nennspannungswöhlerlinien unter Berücksichtigung eines definierten Versatzes, der durch die zu erstellende Kerbfallempfehlung abgedeckt werden soll.

Als SCF für das untersuchte Konstruktionsdetail und für die Rückrechnung auf Nennspannungswöhlerlinien lässt sich die SCF-Formulierung in Gl. (4.6) angeben, die an die Ergebnisse der numerischen Berechnungen angepasst ist.

$$\text{SCF} = 2,17 \cdot \left(\frac{d}{t} \right)^{-0,226} \cdot e^{\left(\frac{1,6 \cdot v_i}{t} \right)} \quad \text{Einheiten in [mm]} \quad (4.6)$$

Zur Überprüfung der Abschätzungsgüte von Gl. (4.6) ist der Einfluss des absoluten Versatzes v_i auf den SCF der Probekörper in Abbildung 4.8 grafisch dargestellt. Erkennbar ist, dass die entwickelte SCF-Formulierung mit maximalen Abweichungen von bis zu 2,1 % die numerisch berechneten SCFs zutreffend beschreibt. Darüber hinaus ist deutlich erkennbar, dass sich Versätze gleicher Größe bei KHP mit kleineren Durchmessern ungünstiger auswirken. Folglich sind Versätze im Zuge der Definition von Toleranzgrenzen stets auf die zugehörige Wanddicke zu beziehen. Dennoch kann es sinnvoll sein, die Absolutwerte zu begrenzen. Zu Gl. (4.6) ist anzumerken, dass es sich bei dem untersuchten Konstruktionsdetail um eine Verbindung von KHP mit gleichen Wanddicken handelt und demzufolge der Versatz v_i der Exzentrizität δ in den Gleichungen (4.2) bis (4.5) entspricht.

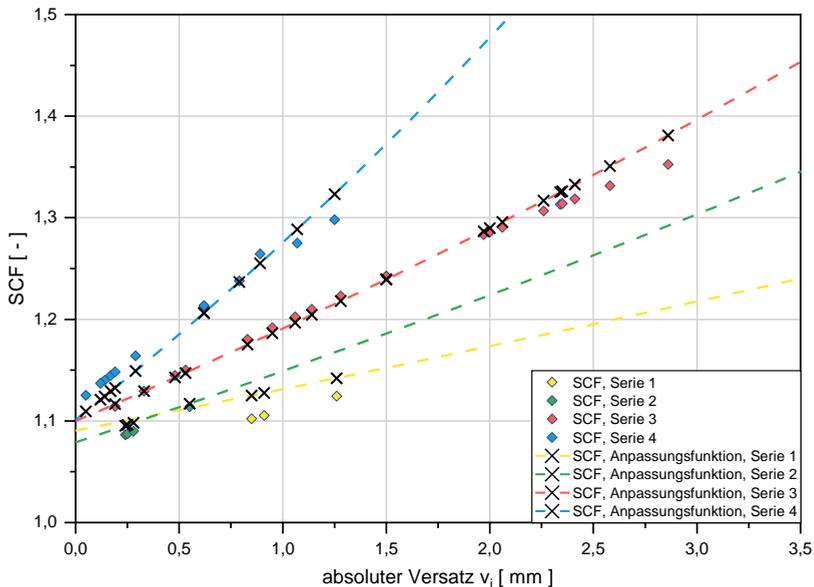


Abbildung 4.8: Einfluss des absoluten Versatzes v_i auf den SCF der Serien 1 bis 4 und Überprüfung der Abschätzungsgüte der entwickelten SCF-Formulierung nach Gl. (4.6)

4.3.4 Recherche zu veröffentlichten Versuchsergebnissen

Zur Einordnung der numerisch berechneten und in Abbildung 4.6 dargestellten Strukturspannungen werden diese in Abbildung 4.9 zusammen mit den recherchierten Ergebnissen aus Tabelle 16 dargestellt und in Tabelle 20 ausgewertet. Die Strukturspannungen in (HAAGENSEN ET AL. 2007) basieren auf Gl. (4.4), ohne den Einfluss der Nahtbreiten zu berücksichtigen. In (MADDOX UND RAZMJOO 1998) werden die Strukturspannungen an

axialbeanspruchten Probekörpern über Dehnungsmessungen an der Profilaußenseite bestimmt. Im Versuchsprogramm wird das Versagen sowohl von der Decklage als auch von der Wurzel festgestellt, wobei sich die Ermüdungsfestigkeit für beide Versagensorte unwesentlich unterscheidet. In Abbildung 4.9 sind die Versagensorte der Probekörper aus dieser Quelle entsprechend hervorgehoben und die Strukturspannungsermittlung basiert auf Dehnungsmessungen vor dem Schweißnahtübergang auf der Profilaußenseite.

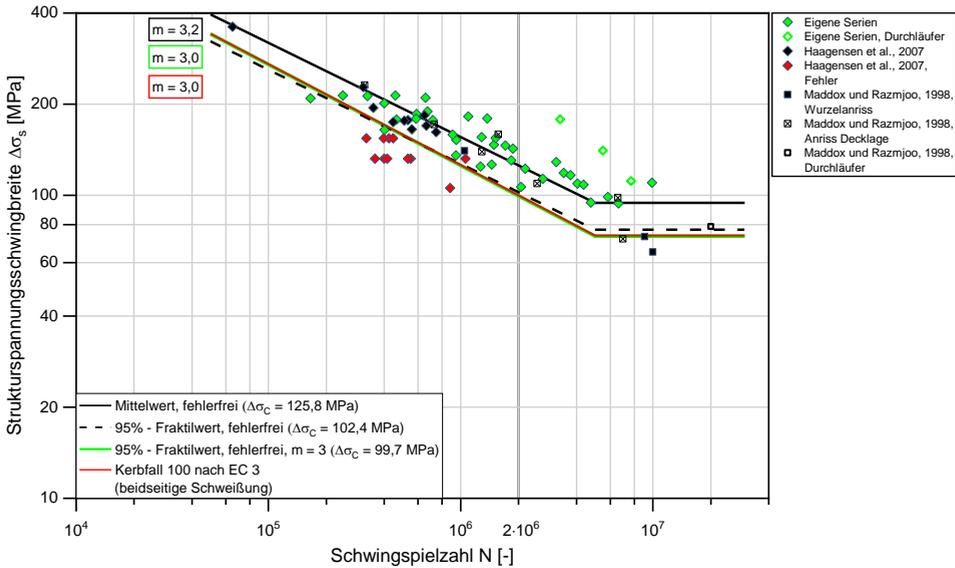


Abbildung 4.9: Recherchierte und eigene Versuchsergebnisse einseitig geschweißter Stumpfstoße von KHP mit und ohne Schweißnahtfehler, Wöhlerlinie für die Strukturspannung

Tabelle 20: Statistische Auswertung recherchierte und eigener strukturspannungsbasierter Ergebnisse an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP aus Tabelle 3 und Tabelle 16

Ergebnisse / Zustand	zugrunde liegende Neigung	Neigung m	Mittelwert $\Delta\sigma_c$ ($P_{\dot{v}} = 50\%$)	Fraktilwert $\Delta\sigma_c$ ($P_{\dot{v}} = 95\%$)
		[-]	[MPa]	[MPa]
fehlerfrei	frei	3,2	125,8	102,4
fehlerfrei	fest	3,0	124,3	99,7

Obwohl sich die Vorgehensweise zur Bestimmung der Strukturspannungen in Abbildung 4.9 unterscheidet, ergeben sich für die gemeinsame Auswertung der Versuchsserien in Tabelle 20 nahezu dieselben Ermüdungsfestigkeiten wie für die Auswertung der eigenen

Versuchsserien in Tabelle 19. Der numerisch in Abschnitt 4.3.3.2 für die eigenen Versuchsserien bestimmte Kerbfall 100 wird unter Hinzunahme weiterer veröffentlichter Ergebnisse bestätigt. So ergibt sich aus Tabelle 20 eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 99,7$ MPa, die die Zuordnung des Kerbfalls 100 zulässt.

4.4 Kerbspannungskonzept

Die Ermüdungsfestigkeit von Schweißnähten wird durch den lokal an den Nahtübergängen vorliegenden Beanspruchungszustand bestimmt. Lokale Konzepte wie das Kerbspannungskonzept ermöglichen es, die Nahtgeometrie am Versagensort detailliert zu berücksichtigen. Zutreffende Ergebnisse werden insbesondere dann erzielt, wenn die lokale Nahtgeometrie und die vorliegenden Imperfektionen bekannt sind und im numerischen Modell abgebildet werden. Auf die Grundlagen des Kerbspannungskonzeptes wird in Abschnitt 2.4.4 eingegangen. Zur Kerbspannungsberechnung wird auf die im Rahmen der Probekörpercharakterisierung ermittelten Nahtgeometrieparameter in Abschnitt 3.1.6 zurückgegriffen

4.4.1 Modellbildung, Randbedingungen und Werkstoffkennwerte

Die numerische Kerbspannungsberechnung für die eigenen Versuchsserien aus Tabelle 3 wird mit dem Finite-Elemente-Programmpaket ANSYS 17.2 durchgeführt. Die Modellierung erfolgt als axialsymmetrisches 2D-Modell. Für die linear-elastischen Analysen werden die Werkstoffkennwerte aus Abschnitt 4.3.3.1 verwendet. Das parametrisierte 2D-Modell bildet die Probekörper im Bereich des Stumpfstoßes ab. Die Modellabmessung in Probekörperlängsrichtung entspricht jeweils der 5-fachen Wanddicke ($5 \cdot t$) beidseits der Symmetrieachse des Stumpfstoßes. Die lokale Schweißnahtgeometrie und der Versatz des jeweiligen Probekörpers werden im Detail modelliert. Bezüglich der Abmessungen werden dem Modell die mittleren gemessenen Nahtgeometriewerte (Nahtbreite, Nahtüberhöhung, Nahtanstiegswinkel) aus Tabelle 8 und Tabelle 9 zugewiesen und der Versatz des jeweiligen Probekörpers aus Abbildung 3.27 berücksichtigt. Für die Nahtübergänge wird ein Referenzradius von $r_{\text{ref}} = 1$ mm nach Radaj (RADAJ 1990) verwendet und der reale Radius in Gl. (2.13) im ungünstigsten Fall zu $r = 0$ mm angenommen, siehe Abschnitt 2.4.4. Bei genauer Betrachtung von Tabelle 9 erreichen die tatsächlich an der Nahtwurzel gemessenen Übergangsradien Werte nahe null und streuen über einen weiten Bereich von 0,08 mm bis 2,99 mm, sodass diese Worst-Case-Annahme für die vorliegenden Probekörper gerechtfertigt ist. Darüber hinaus entspricht der verwendete Referenzradius dem in den einschlägigen Empfehlungen und Richtlinien (HOBBACHER

2016; FRICKE 2012, 2013; RENNERT ET AL. 2012) definierten Referenzradius und ermöglicht dadurch die direkte Gegenüberstellung der berechneten Ermüdungsfestigkeit.

Die Diskretisierung erfolgt unter Verwendung von Scheibenelementen des Typs PLANE 183. Das viereckige Scheibenelement mit quadratischer Verschiebungsansatzfunktion besitzt acht Knoten (vier Eck- und vier Mittelknoten auf den Elementkanten) mit jeweils zwei Verschiebungsfreiheitsgraden. Die Axialsymmetrie wird über die Key-Options des Elements festgelegt. Global wird die Elementgröße auf eine Kantenlänge von einem Millimeter festgelegt. Lokal wird im Bereich der Schweißnahtübergänge an Wurzel und Decklage eine feinere Vernetzung vorgegeben, die die Anforderungen in (FRICKE 2012) erfüllt und zu konvergenten Ergebnissen im fein vernetzten Kerbgrund führt. Für alle Serien wird eine einheitliche Modellierungsvorschrift für den Kerbbereich definiert, siehe Abbildung 4.10. Diese sieht eine Elementkantenlänge von 0,1 mm im Kerbgrund sowie 10 Elementschichten ausgehend von der Kerboberfläche vor. Die Elementkantenlänge dieser Schichten wird orthogonal zur Kerboberfläche vergrößert, sodass die Kantenlänge der 10. Elementschicht dem 2,5-Fachen der 1. Elementschicht entspricht. Auf diese Weise wird erreicht, dass im Kerbbereich nahezu quadratische Elemente vorliegen. Beidseits des Nahtübergangs wird diese Elementierung in Richtung des Grundmaterials und in Richtung der Schweißnaht mit je fünf Elementen und einer Elementkantenlänge von 0,2 mm fortgesetzt.

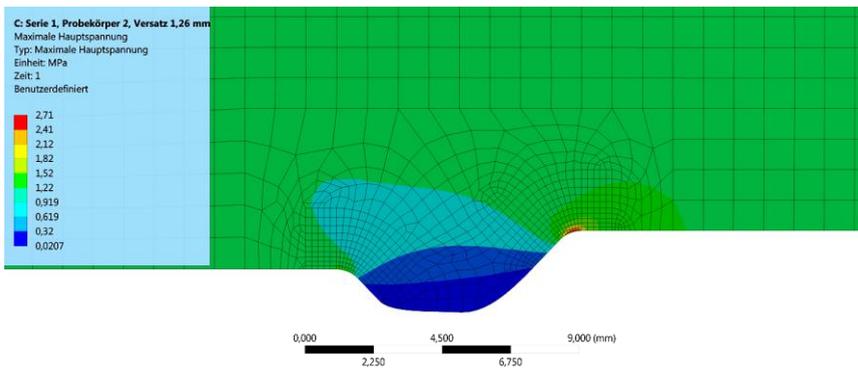


Abbildung 4.10: Vernetzung eines Probekörpers der Serie 1 (ϕ 914×43,6) im Nahtwurzelbereich: Hauptspannung σ_1 an der Nahtwurzel auf der Profillinnenseite, axiale Zugbeanspruchung 1 MPa, Versatz 1,26 mm

An den Modellenden wird auf der Seite der nach innen versetzten KHP-Oberfläche (linke Seite in Abbildung 4.10) die Verschiebung der Elementknoten in Probekörperlängsrichtung zu null gesetzt. An der Modellaußenkante der gegenüberliegenden Seite, auf der der ermüdungsmaßgebende Nahtübergang liegt, wird eine Zugspannung von 1 MPa in

Probekörperlängsrichtung aufgebracht. Diese Einheitsnennspannung erlaubt es, die Kerbformzahl K_t direkt über entsprechende Pfade an der Kerboberfläche auszulesen, siehe Abbildung 4.10. Zur Kerbspannungsberechnung bzw. zur Bestimmung der Kerbformzahl wird entsprechend Abschnitt 2.4.4 die erste Hauptspannung σ_1 an der Bauteiloberfläche verwendet. Abbildung 4.10 zeigt die erste Hauptspannung σ_1 an der maximal beanspruchten Stelle im Bereich der Nahtwurzel am Beispiel eines Probekörpers der Serie 1. Dieser weist einen Versatz von 1,26 mm auf. Die maximale Kerbspannung an der Wurzel tritt an dem in Richtung der Profilaußenseite versetzt liegenden Nahtübergang auf. Anhand der Kerbspannungsberechnungen wird somit das bei den Ermüdungsversuchen in Abschnitt 3.1.6.2 beobachtete Versagen bestätigt.

4.4.2 Ergebnisse

Im Wöhlerdiagramm in Abbildung 4.11 sind die berechneten Kerbspannungen für die eigenen Versuchsserien aus Tabelle 3 dargestellt und in Tabelle 21 die zugehörigen Ermüdungsfestigkeiten aufgeführt. Die Kerbspannungen werden nach Gl. (2.3) für die Probekörper des Versuchsprogramms berechnet. Dazu wird die numerisch berechnete Kerbformzahl mit der zugehörigen Nennspannung an der Nahtwurzel multipliziert.

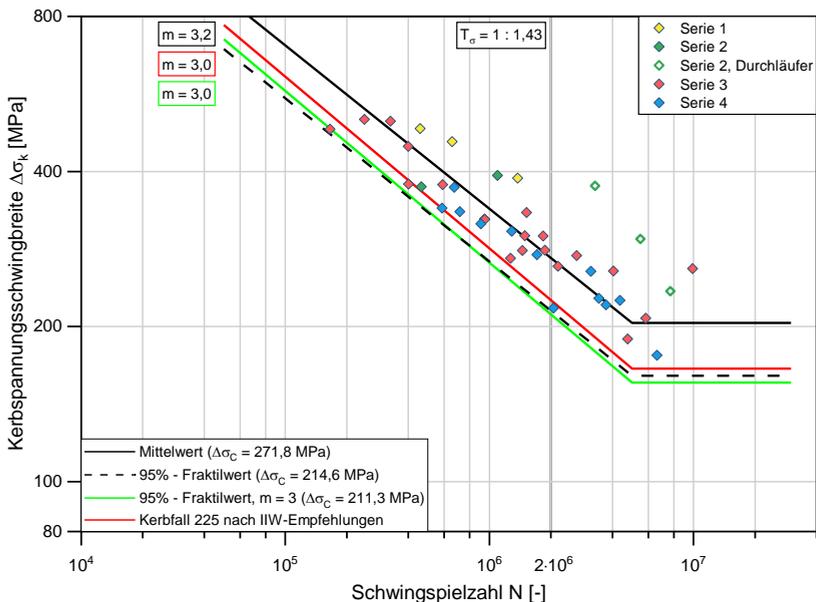


Abbildung 4.11: Wöhlerlinie für die numerisch berechnete Kerbspannung an der Nahtwurzel auf der Profilaußenseite, Ergebnisdarstellung der einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP

Die Kerbspannung bezieht sich auf den ermüdungsmaßgebenden Nahtübergang an der Wurzel auf der Profillinenseite. Die einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP erreichen auf Kerbspannungsebene und für die Auswertung mit freier Neigung eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 214,6$ MPa am Einhängpunkt bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Die freie Neigung von $m = 3,2$ verläuft etwas flacher als die Bemessungswöhlerlinien in EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9).

Tabelle 21: Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP aus Tabelle 3, numerisch berechnete Kerbspannung am Nahtübergang der Wurzel auf der Profillinenseite

zugrunde liegende Neigung	Neigung m	Mittelwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 50 \%)$	Fraktilwert $\Delta\sigma_C (P_{\bar{v}} = 95 \%)$
	[-]	[MPa]	[MPa]
frei	3,2	271,8	214,6
fest	3,0	270,0	211,3

Ähnlich wie bei der Anwendung des Strukturspannungskonzeptes ist deutlich erkennbar, dass durch die Berücksichtigung der lokalen Nahtgeometrie und des Versatzes im Vergleich zur Nennspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.1 eine deutliche Reduktion der Streuung erzielt wird. Entsprechend Gl. (4.1) ergibt sich die Streuspanne für die Kerbspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.11 zu $T_{\sigma} = 1 : 1,43$.

Die Auswertung mit einer festen Neigung von $m = 3$ führt in Abbildung 4.11 auf eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 211,3$ MPa (grüne Wöhlerlinie), die unter der Wöhlerlinie des Kerbfalls 225 (FAT-Klasse 225) für den Kerbspannungsnachweis nach den IIW-Empfehlungen (HOBBACHER 2016) liegt. Hinzu kommt, dass kleine und unvermeidbare Imperfektionen, die einem Spannungsvergrößerungsfaktor von $K_m = 1,05$ entsprechen, im Kerbfall 225 der IIW-Empfehlungen bereits enthalten sind. Im direkten Vergleich zu den berechneten Kerbspannungen und ohne die Berücksichtigung entsprechender Imperfektionen liegt demzufolge sogar eine höhere berechnete Ermüdungsfestigkeit zugrunde.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Wöhlerlinie des Kerbfalls 225 die Ergebnisse des untersuchten Konstruktionsdetails nicht konservativ beschreibt. Bezugnehmend auf Abschnitt 2.4.4 stimmt die ermittelte Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 211,3$ MPa mit den Ergebnissen von (OLIVIER ET AL. 1989, 1994) überein. Weiteren Untersuchungen an Stumpfnähten in (KRANZ UND SONSINO 2010; PEDERSEN ET AL. 2010), die auf geringere Ermüdungsfestigkeiten als den Kerbfall 225 hindeuten, wird basierend auf der Auswertung der eigenen Ergebnisse entsprochen. Weiterhin kommen (ZHANG UND MADDOX 2014) im Rahmen von Dauerfestigkeitsuntersuchungen an einseitig geschweißten

Stumpfstößen von KHP zu ähnlichen Erkenntnissen und empfehlen eine Abminderung auf den Kerbfall 190.

4.4.3 Sensitivitätsanalysen zum Einfluss geometrischer Imperfektionen

Mithilfe des Kerbspannungskonzeptes und der in Abschnitt 4.4.2 ermittelten Ermüdungsfestigkeit ist aufgrund der geringen Streuung eine zuverlässige Lebensdauerabschätzung auf Kerbspannungsebene möglich. Nach (RADAJ UND HELMERS 1997) ermöglicht die direkte Berücksichtigung der lokalen Nahtgeometrie bei der Kerbspannungsberechnung darüber hinaus den Vergleich verschiedener Ausführungsvarianten von Schweißverbindungen.

Um die Sensitivität des Konstruktionsdetails bezüglich verschiedener geometrischer Einflussparameter abzuschätzen, wird ein Verfahren der statistischen Versuchsplanung (DoE – Design of Experiments) angewendet. Weiterführende Informationen dazu sind in (SIEBERTZ ET AL. 2010) beschrieben. Die Betrachtung erfolgt unter Anwendung des Kerbspannungskonzeptes in Anlehnung an Analysen von (JONSSON ET AL. 2016). Exemplarisch werden Probekörper der Serie 1 betrachtet und es wird das parametrisierte numerische 2D-Modell aus Abschnitt 4.4.1 verwendet. Ausgehend von den mittleren gemessenen Nahtgeometrieparametern in Tabelle 8 und Tabelle 9 werden die Nahtgeometrieparameter dahingehend variiert, dass ein „hoher“ Wert W_{\max} und ein „niedriger“ Wert W_{\min} des jeweiligen Parameters vorliegt, siehe Tabelle 22.

Tabelle 22: Untersuchte Nahtgeometrieparameter und Variation der Parameter, Versuchsserie 1 (\emptyset 914×43,6)

Nahtgeometrieparameter P_i	Mittelwert	W_{\min}	W_{\max}
Wanddicke t [mm]	43,5	42,0	45,0
Einbrandkerbe a_E [mm]	-	0,1	1,0
Nahtübergangsradius Decklage r_D [mm]	1,49	1,0	2,0
Versatz v_i [mm]	0,82	0,1	1,0
Nahtanstiegswinkel Decklage θ_D [°]	32,1	20,0	40,0
Nahtüberhöhung Decklage h_D [mm]	2,1	2,0	3,5
Fehler an Nahtwurzel a_W [mm]	-	0,1	1,0
Nahtüberhöhung Wurzel h_W [mm]	1,4	1,5	3,0
Nahtanstiegswinkel Wurzel θ_W [°]	46,2	35	55

ermüdungskritische Kerbspannung mit zunehmendem Wert des Parameters P_i ansteigt. Verringert sie sich mit zunehmendem Wert des Parameters P_i , so ergibt sich eine negative lokale Sensitivität. Ergibt sich für die lokale Sensitivität ein Wert nahe null oder ist dieser vergleichsweise klein, so hat der betrachtete Parameter nahezu keinen Einfluss auf das Ergebnis. Entsprechendes gilt für höhere Werte der lokalen Sensitivität. In Abbildung 4.13 ist das Ergebnis dieser Betrachtung für die Versuchsserie 1 in Form eines Balkendiagramms dargestellt. Es zeigt sich, dass vorliegende Fehler an der Nahtwurzel sowie der Versatz den maßgeblichen Einfluss auf die Höhe der Kerbspannung an der Nahtwurzel besitzen. Mit zunehmender Wanddicke nimmt die Kerbspannung geringfügig ab.

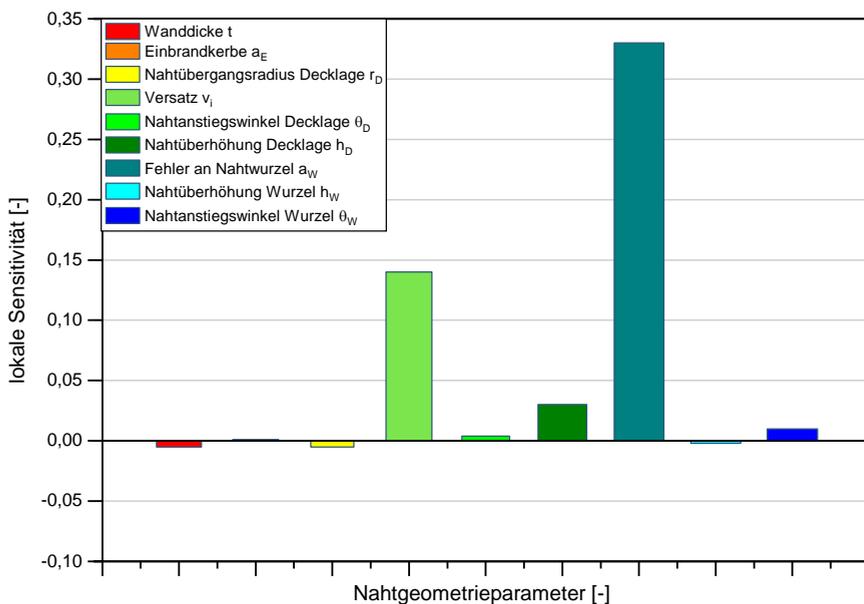


Abbildung 4.13: Einfluss von geometrischen Imperfektionen und Fehlern auf die Kerbspannung an der Nahtwurzel bei einem Probekörper der Serie 1 (ϕ 914×43,6)

In den vorhergehenden Abschnitten wird die Nahtgeometrie und der Versatz der Probekörper mithilfe des Struktur- und des Kerbspannungskonzeptes bereits berücksichtigt. Zur Berücksichtigung des Einflusses von Fehlern eignen sich diese Konzepte jedoch nicht. Das Kerbspannungskonzept ist zur Identifikation wesentlicher geometrischer Einflüsse gut geeignet und kann für qualitative Abschätzungen anhand eines Vergleichs der Kerbwirkung herangezogen werden, siehe Abbildung 4.13. Quantitative Abschätzungen zum Einfluss von Fehlern erfordern bruchmechanische Ansätze, auf die nachfolgend eingegangen wird.

4.5 Bruchmechanik: Rissfortschrittskonzept

Die Grundlagen des Rissfortschrittskonzeptes sind in Abschnitt 2.4.6 beschrieben. Im Rahmen der Probekörpercharakterisierung und der Bruchflächenanalyse wird in Abschnitt 3.1.6 festgestellt, dass Imperfektionen und Unregelmäßigkeiten die Ermüdungsfestigkeit maßgeblich beeinflussen. Die Bedeutung dieser Einflussgrößen wird in Abschnitt 4.4.3 unter Anwendung des Kerbspannungskonzeptes anhand einer Sensitivitätsanalyse aufgezeigt. Als bislang nicht untersuchter Parameter kann der Einfluss von Unregelmäßigkeiten und Fehlern bruchmechanisch bestimmt werden. Ziel ist es, die in den Abschnitten 4.2 bis 4.4 ermittelten Wöhlerlinien im Zuge der Erstellung einer Kerbfallempfehlung gegenüber Fehlern definierter Größe abzusichern. Dazu kommt die LEBM zur Anwendung.

4.5.1 Eingangsbetrachtungen und Analyse des Versagensverhaltens der Probekörper

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen und der in Abschnitt 3.1.6.3 durchgeführten Bruchflächenanalysen zeigt sich, dass die Rissfortschrittsphase bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP meist den maßgeblichen Anteil an der Gesamtlebensdauer besitzt. Gut erkennbar ist dies zum einen anhand der Risswachstumskurven der Probekörper in Abbildung 3.29. Zum anderen deutet der Verlauf der Nennspannungswöhlerlinie in Abbildung 4.1 darauf hin. In Analogie zu Gl. (2.2) entspricht die Neigung der Rissfortschrittswöhlerlinie dem Exponenten m_p der Rissfortschrittsgleichung, siehe Gl. (2.24). Für die Probekörper aus normalfestem Stahl der Serien 3 und 4 wird in Abschnitt 3.2.3 ein Exponent von $m_p = 3,22$ und im Falle der Probekörper aus höherfesten Stahlwerkstoffen der Serien 1 und 2 ein Exponent von $m_p = 2,88$ ermittelt. Diese Werte stimmen mit Angaben von (GURNEY 1979a) und (HIRT UND BEZ 1998) überein, wobei insbesondere bei höherfesten Stählen im frühen Risswachstumsstadium höhere Rissfortschrittsgeschwindigkeiten und demzufolge ein ungünstigeres Rissfortschrittsverhalten festgestellt wird. Nach (MADDOX 1991) basiert die einheitliche Wöhlerlinienneigung von $m = 3$ auf Versuchen an geschweißten Konstruktionsdetails, die aus Baustählen hergestellt sind und ausgehend von bereits vorhandenen rissartigen Fehlern versagen. Bezüglich der Ermüdungsfestigkeit sind diese Konstruktionsdetails den Kerbfällen 36 bis 90 zuzuordnen. Wird dieses Versagensverhalten vorausgesetzt, so stimmt die Neigung m der Wöhlerlinie mit der des Exponenten m_p überein. Demgegenüber stehen Bauteile mit einer höheren Kerbfalleinordnung, die infolge einer ausgeprägten Rissinitiierungsphase eine flachere Wöhlerlinienneigung aufweisen, vgl. Abbildung 2.5. Aufgrund der Übereinstimmung von Wöhlerlinienneigung m und Rissfortschrittsexponent m_p ist beim vorliegenden Konstruktionsdetail von ersterem Verhalten auszugehen. Bestätigt wird dies

durch die hohe Kerbwirkung, die im Rahmen der Probekörpercharakterisierung festgestellt wird, sowie durch die detektierten Unregelmäßigkeiten auf den Bruchflächen der Probekörper im Nahtwurzelbereich, siehe Abbildung 3.33. Gemäß Abschnitt 2.4.7 ist wegen der hohen Kerbwirkung und der vorkommenden Unregelmäßigkeiten eine Anrissbewertung mit dem Kerbdehnungskonzept nicht möglich bzw. nicht sinnvoll und die Lebensdauerberechnung ist bruchmechanisch vorzunehmen, (SANDER 2008). Dies stellt einen konservativen Ansatz zur Ermüdungsfestigkeitsbewertung auf Grundlage der Bruchmechanik dar, der nachfolgend für das zu untersuchende Konstruktionsdetail entwickelt wird.

4.5.2 Vorgehensweise und bruchmechanischer Ansatz

Die zu erstellenden Rissfortschrittswöhlerlinien sollen das Risswachstum der in den Ermüdungsversuchen in Abschnitt 3 geprüften Probekörper ausgehend von einer definierten Ausgangsrissgröße bis hin zum Bruch abbilden. Einflüsse aus der lokalen Gestalt der Nahtwurzel und aus Imperfektionen können einen wesentlichen Einfluss auf das Rissfortschrittsverhalten haben und sind in diesem Zusammenhang zu berücksichtigen.

Im Hinblick auf mögliche Vorgehensweisen sind rein numerische Rissfortschrittsberechnungen für Lebensdauerabschätzungen aufgrund des hohen Modellierungs- und Berechnungsaufwandes meist nicht wirtschaftlich. In der Regel wird für bruchmechanische Lebensdauerabschätzungen stattdessen auf verfügbare Berechnungsformeln zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors zurückgegriffen, vgl. Abschnitt 2.4.6.2. Einflüsse infolge der örtlichen Kerbwirkung am Nahtübergang werden über einen Korrekturfaktor M_k berücksichtigt, der die lokale Spannungskonzentration erfasst, siehe Abschnitt 2.4.6.3.

Für die Rissfortschrittsberechnungen, die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt werden, wird auf eine Spannungsintensitätsfaktorlösung aus der FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009) zurückgegriffen. Die in Gl. (4.8) dargestellte Berechnungsformel für innenliegende Oberflächenrisse in Hohlzylindern (Hohlzylinder unter variabler Spannung mit azimuthalen Rissen) geht auf (CHAPULIOT 2000) zurück und wird nach der Methode der polynomischen Einflussfunktionen berechnet, siehe Abschnitt 2.4.6.2.

$$K_{\text{Hohlzylinder}} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) = \left[\sum_{n=0}^3 A_n \cdot f_n \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^n + \sigma_b \cdot f_b \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) \right] \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad (4.8)$$

Gl. (4.8) ist bis zu einer Risstiefe von 80 % der Wanddicke gültig. Darüber hinaus wer-

den keine Beiwerte für die Berechnung mehr angegeben. Gegenüber der Lösung von (BERGMAN 1995), die im British Standard (BS 7910b) enthalten ist, deckt diese einen wesentlich größeren Parameterbereich im Hinblick auf das r/t -Verhältnis ab. Das Formelwerk zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors nach Gl. (4.8) sowie die erforderlichen Beiwerte sind in Anhang A gegeben. Der Spannungsintensitätsfaktor nach Gl. (4.8) wird für eine rotationssymmetrische Axialspannungsverteilung $\sigma(x)$ und eine überlagerte Biegebeanspruchung mit dem Maximalwert der Biegespannung von σ_b an der Außenseite des Hohlzylinders berechnet (BERGER ET AL. 2009). Grafisch wird dies durch Abbildung 4.14 veranschaulicht.

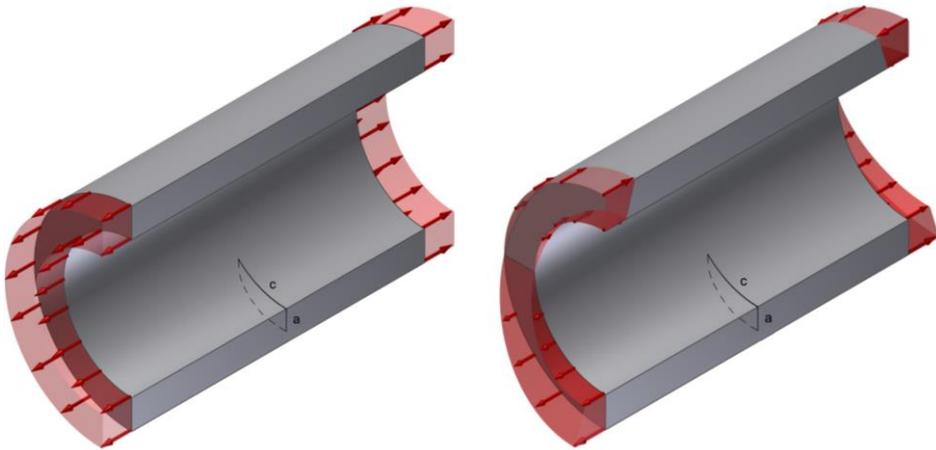


Abbildung 4.14: Hohlzylinder mit innenliegendem Oberflächenriss unter rotationssymmetrischer Axialspannungsverteilung (links) sowie unter globaler Biegebeanspruchung (rechts)

Neben dem durch die äußere Belastung induzierten Spannungsintensitätsfaktor ist die Spannungsintensität infolge der lokalen Kerbwirkung am Nahtübergang zu erfassen. Die verfügbaren Berechnungsformeln zur Ermittlung von Korrekturfaktoren (M_k -Faktoren) werden in Abschnitt 2.4.6.3 vorgestellt. Bei genauer Betrachtung zeigt sich, dass in der FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009) keine M_k -Faktor-Lösung für Stumpfstöße angegeben wird. Die einzige M_k -Faktor-Lösung, die auf numerischen Untersuchungen an Stumpfstößen basiert, ist die in Gl. (2.21) angegebene 2D-Lösung von (MADDOX UND ANDREWS 1990). Diese wurde zwar in den BS7910 (BS 7910b) aufgenommen, basiert jedoch auf Berechnungen an beidseitig geschweißten Stumpfnähten und bezieht sich in geometrischer Hinsicht auf die Decklage. Anwendbar ist die 2D-Lösung für Nähte, deren Nahtbreite $0,5$ bis $1,0 \cdot t$ entspricht, was für die geprüften Probekörper überwiegend nicht der Fall ist. Die 2D-Lösung von (MADDOX UND ANDREWS 1990) ist in Anhang A einschließlich der Anwendungsgrenzen dargestellt. Ähnlich gestaltet es sich bei der 3D-

Lösung in BS7910, die ausschließlich auf Berechnungen an Quersteifen basiert und erst ab größeren Diskontinuitäten ($w \geq 10$ mm) anwendbar ist. Zusammenfassend ist sowohl für die 2D- als auch für die 3D-Lösung in BS7910 festzuhalten, dass damit zwar M_k -Faktoren für die Decklage berechnet werden können, die typischerweise an der Nahtwurzel vorliegende Nahtgeometrie jedoch nicht erfasst werden kann, siehe Abbildung 3.26 und Abbildung 3.35. Vor allem in Bezug auf die einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP kommt hinzu, dass mit beiden Lösungen das prognostizierte Versagen von der Decklage und nicht von der ermüdungskritischen Nahtwurzel ausgeht. Gründe liegen vor allem darin, dass für die Nahtbreite der Wurzel als Eingangsparameter der berechnete M_k -Faktor an der Wurzel stets kleiner als an der Decklage ist. Aus diesen Erkenntnissen leitet sich die Notwendigkeit ab, die typischerweise an der Nahtwurzel vorliegende Geometrie sowie den als maßgebend identifizierten Versatz bei der Ermittlung des M_k -Faktors zu berücksichtigen.

Mithilfe von Gl. (2.20), die in der Regel zusammen mit der Spannungsintensitätsfaktorlösung für Platten bzw. einfache Bleche angewendet wird, ist dies durch Verwendung der Bauteilgeometrie aus Abbildung 4.14 und Gl. (4.8) möglich. Diesem Ansatz folgend, kann der Korrekturfaktor M_k für das zu untersuchende Konstruktionsdetail durch Gl. (4.9) ausgedrückt werden. In Gl. (4.9) wird die Steifigkeit von KHP in Umfangsrichtung erfasst und der Korrekturfaktor $M_k(a)$ quantifiziert die Änderung des Spannungsintensitätsfaktors beim vorliegenden Konstruktionsdetail infolge der einseitig geschweißten Stumpfnah. Der Spannungsintensitätsfaktor $K_{FE}(a)$ ist numerisch für das Konstruktionsdetail unter Berücksichtigung der Nahtgeometrie (Hohlzylinder mit Schweißnaht) zu berechnen. Der Spannungsintensitätsfaktor $K_{Hohlzylinder}(a)$ wird nach Gl. (4.8) ermittelt.

$$M_k(a) = \frac{K_{FE}(a)}{K_{Hohlzylinder}(a)} \quad (4.9)$$

Aufgrund des beschriebenen Berechnungs- und Modellierungsaufwandes erfolgt die numerische Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren $K_{FE}(a)$ analog zu den Untersuchungen in Abschnitt 4.4 an einem axialsymmetrischen 2D-Modell. Dies deckt den Fall eines umlaufenden bzw. langen Risses ab und stellt einen konservativen Ansatz für Unregelmäßigkeiten und Fehler mit einer begrenzten Länge wie z. B. für halbelliptische Oberflächenrisse dar. Konservativ kann für diese nach BS7910 (BS 7910b) der Korrekturfaktor am Oberflächenpunkt bzw. am Rissrand zu $M_{kc} = M_{ka}(0,15 \text{ mm})$ angenommen werden (MADDOX 1997). Dabei bezeichnet M_{ka} den Korrekturfaktor für den Riss Scheitel.

4.5.3 Numerische Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren

4.5.3.1 Modellbildung, Randbedingungen und Werkstoffkennwerte

Die numerische Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren erfolgt für die eigenen Versuchsserien aus Tabelle 3 mit dem Finite-Elemente-Programm ANSYS 19.2. Analog zu den Kerbspannungsberechnungen in Abschnitt 4.4 wird ein axialsymmetrisches 2D-Modell verwendet. Den linear-elastischen Analysen werden die Werkstoffkennwerte aus Abschnitt 4.3.3.1 zugrunde gelegt. In Abbildung 4.15 ist das parametrisierte 2D-Modell eines Probekörpers der Serie 1 dargestellt.

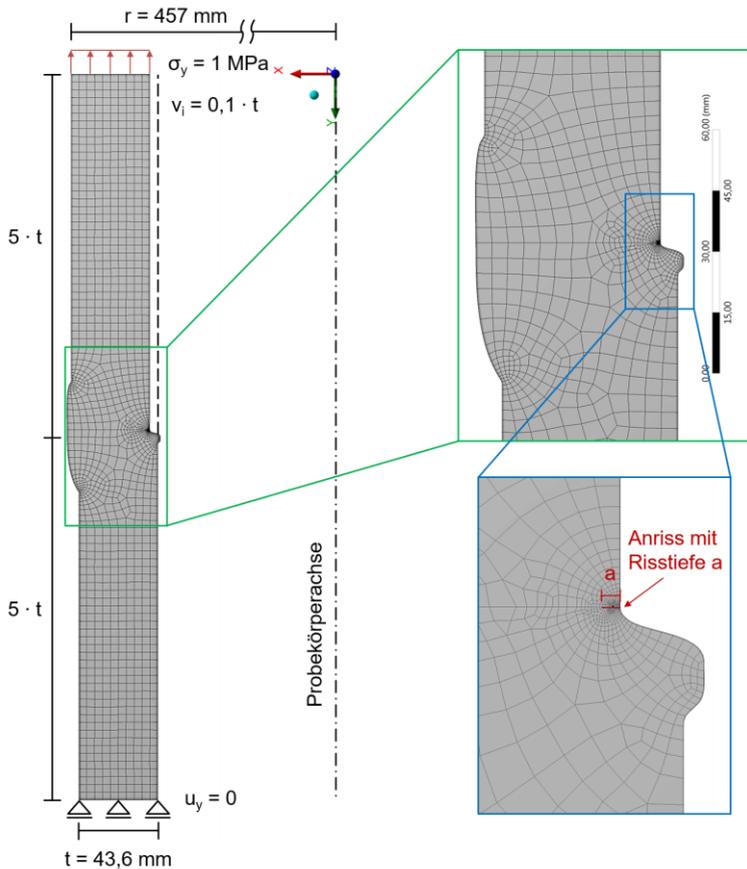


Abbildung 4.15: Parametrisiertes, axialsymmetrisches 2D-Modell eines Probekörpers der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$): Vernetzung und Randbedingungen, Versatz $4,35 \text{ mm}$ ($\cong 0,1 \cdot t$)

Modelliert werden die Probekörper im Bereich des Stumpfstoßes, wobei die Modellabmessung in Probekörperlängsrichtung beidseits der Symmetrieachse der 5-fachen Wanddicke ($5 \cdot t$) entspricht. Die lokale Schweißnahtgeometrie und der Versatz werden im Detail modelliert. Dafür werden die mittleren gemessenen Nahtgeometriewerte (Nahtbreite, Nahtüberhöhung, Nahtanstiegswinkel, Nahtübergangsradius) aus Tabelle 8 und Tabelle 9 verwendet. Darüber hinaus wird der Versatz als weiterer Parameter im Modell implementiert. Abweichend vom Kerbspannungskonzept werden die mittleren gemessenen Nahtübergangsradien und damit die realen Werte zugrunde gelegt.

An den Modellenden wird auf der Seite der nach innen versetzten KHP-Oberfläche (unteres Modellende in Abbildung 4.15) die Verschiebung der Elementknoten in Probekörperlängsrichtung zu null gesetzt. Am Modellende der gegenüberliegenden Seite, auf der auch der ermüdungsmaßgebende Nahtübergang liegt (oberes Modellende in Abbildung 4.15), wird eine Zugspannung von 1 MPa in Probekörperlängsrichtung aufgebracht. Die Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors $K_{FE}(a)$ erfolgt abhängig von der Risstiefe für diese Einheitsnennspannung.

4.5.3.2 Diskretisierung und Validierung

Analog zu den Kerbspannungsberechnungen werden Scheibenelemente des Typs PLANE 183 mit quadratischer Verschiebungsansatzfunktion verwendet, siehe Abschnitt 4.4. Darüber hinaus sind im Bereich um die Rissvernetzung aufgrund der Geometrie vereinzelt dreieckige Elemente des gleichen Elementtyps mit sechs Knoten (drei Eck- und drei Mittelknoten auf den Elementkanten) mit jeweils zwei Verschiebungsfreiheitsgraden erforderlich. An der Rissspitze werden sogenannte kollabierte Rissspitzenelemente verwendet, bei denen die an die Rissspitze angrenzenden Mittelknoten in die Viertelpunkte verschoben sind. Diese Elemente sind gut als Rissspitzenelemente geeignet, da die mit ihnen beschriebene Verschiebung sich der an der Rissspitze vorhandenen anpasst (VERSCH UND VORMWALD 2010). Als Ansatzfunktionen werden Polynome verwendet, die die $1/\sqrt{r}$ -Singularität der LEBM hinreichend genau erfassen können, siehe Gl. (2.14).

Global wird die Elementgröße so festgelegt, dass die Modelle zehn Elemente über die Wanddicke besitzen. Im Bereich der Schweißnaht und der Nahtwurzel wird das Netz lokal verfeinert. Der Anriss, für den der Spannungsintensitätsfaktor zu berechnen ist, wird am ermüdungskritischen Nahtübergang oberhalb der Nahtwurzel in Abbildung 4.15 eingebracht. Insbesondere für die Vernetzung des Rissbereichs wird eine sehr feine Vernetzung gewählt. Dazu wird für alle Serien eine einheitliche Modellierungsvorschrift im Bereich der Rissspitze entwickelt. Die Validierung dieser Vernetzungsvorschrift erfolgt an den MT-Proben, die in Abschnitt 3.2 im Rahmen der Versuche zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte geprüft werden.

4.5.3.3 Validierung einer Vernetzungsvorschrift an MT-Proben

Abbildung 4.16 zeigt das 2D-Modell der MT-Probe, das zur Validierung dient, sowie die Vernetzung im Bereich der Rissspitze. Die Modellierung erfolgt unter Ausnutzung der Symmetrie an einem Halbmodell. Es wird der ebene Dehnungszustand zugrunde gelegt. Die beidseitige Einspannung in der Prüfmaschine wird im Modell am unteren Ende der Probe über eine Einspannung realisiert. Die Lasteinleitung erfolgt am oberen Ende der Probe. Dort wird lediglich eine Verschiebung in vertikaler Richtung zugelassen und eine Spannung aufgebracht, die der Nennspannungsschwingbreite im Versuch entspricht, siehe Abbildung 4.16.

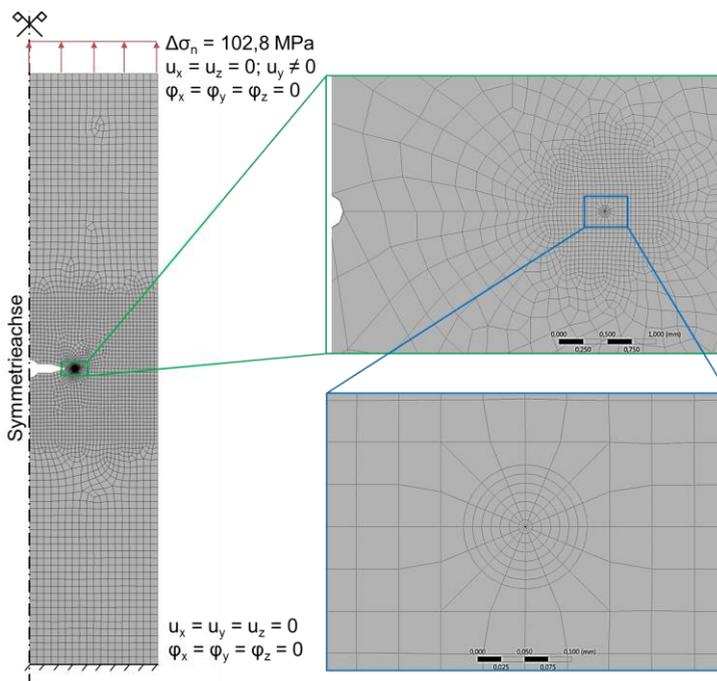


Abbildung 4.16: 2D-Modell der MT-Probe (links) und Vernetzung im Bereich der Rissspitze (rechts)

Die Vernetzungsvorschrift für die Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren wird so aufgebaut, dass Spannungsintensitätsfaktoren für Anrisse beginnend ab kleinen Risstiefen von $a_i = 0,1 \text{ mm}$ berechnet werden können. Es wird ein manuell vorvernetzter Riss verwendet, der im Bereich der Rissspitze die Form eines Spinnennetzes aufweist. An die Rissspitzenelemente schließen 6 konzentrische Elementenringe mit je 16 Elementen in Umfangsrichtung an. Die Kantenlänge dieser Elemente beträgt $0,01 \text{ mm}$ in radialer Richtung und beginnt mit einer Kantenlänge von $0,003 \text{ mm}$ in Umfangsrichtung. An

diese Rissvernetzung angrenzend, wird eine Elementkantenlänge zu 0,045 mm über einen Bereichsradius von 0,5 mm vorgegeben. Global wird die Elementgröße im mittleren Probenbereich beidseits der Kerbe auf 1 mm und in den Außenbereichen der MT-Probe auf 2 mm festgelegt. Die Vernetzung betreffend wird die Risstiefe a parametrisiert, sodass die beschriebene Vernetzung mit zunehmender Risslänge mitwächst und stets an der Rissspitze erstellt wird.

Für jede Risstiefe a wird eine Berechnung durchgeführt und der Spannungsintensitätsfaktor (K-Faktor, $K = K_I$ siehe Abschnitt 2.4.6.1) als Maß für die Beanspruchung an der Rissspitze ausgewertet. Die Auswertung des K-Faktors erfolgt für zehn Konturen um die Rissspitze. Die nachfolgend angegebenen K-Faktoren entsprechen stets dem konvergierten Wert. Exemplarisch ist in Abbildung 4.17 der Anstieg des K-Faktors mit zunehmender Risslänge a für eine MT-Probe, die aus einem Probekörper der Serie 3 ausgearbeitet ist, dargestellt. Im Versuch zur Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte beträgt die Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n = 102,8$ MPa. Abbildung 4.17 zeigt auf der linken Seite die Vergleichsspannung im Bereich der Rissspitze. Im Diagramm auf der rechten Seite sind sowohl die gemäß ASTM E647 (ASTM E647-15e1) mit Gl. (3.7) als auch die zu den jeweiligen Risstiefen numerisch bestimmten ΔK -Werte einander gegenübergestellt. Im Rahmen der numerischen Berechnung werden die basierend auf den experimentellen Untersuchungen nach Gl. (3.7) berechneten K-Faktoren um maximal 1,5 % überschätzt. Anhand der durchgeführten Berechnungen wird die Eignung der entwickelten Vernetzungsvorschrift durch die gute Übereinstimmung beider Verläufe bestätigt und kann der nachfolgenden Ermittlung von K-Faktoren am untersuchten Konstruktionsdetail zugrunde gelegt werden.

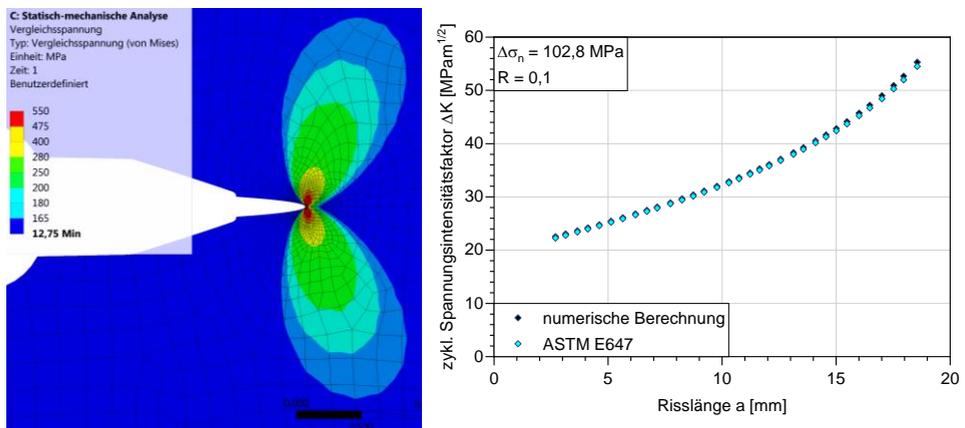


Abbildung 4.17: Vergleichsspannung im Rissbereich einer MT-Probe, $a = 2,69$ mm, Verformung 50-fach vergrößert (links) und Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a (rechts)

4.5.3.4 Numerische Berechnung von Spannungsintensitätsfaktoren

Die numerische Berechnung von K-Faktoren erfolgt für die einseitig geschweißten Stumpfstoße von KHP der eigenen Versuchsserien aus Tabelle 3 unter Verwendung der Vernetzungsvorschrift aus Abschnitt 4.5.3.3. Abbildung 4.18 zeigt die Vernetzung eines Probekörpers der Serie 1 im Bereich der Nahtwurzel sowie die Vergleichsspannung im Bereich der Risspitze für einen Anriss mit einer Tiefe von 0,5 mm.

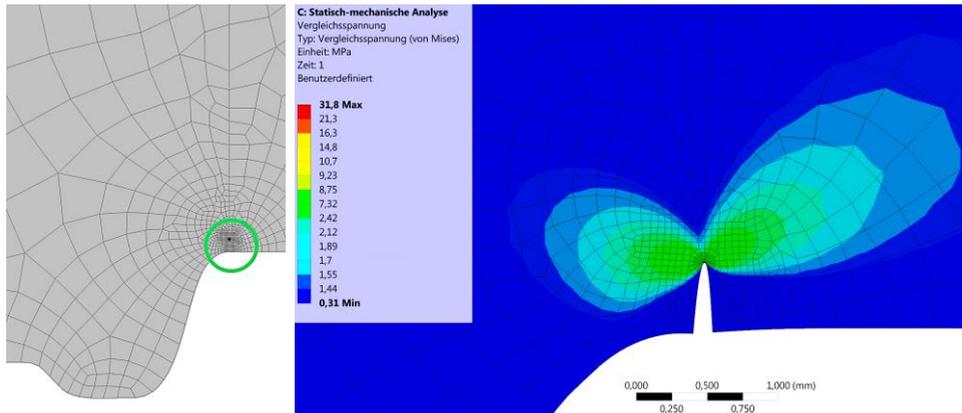


Abbildung 4.18: Modellierung eines Anrisses am Nahtübergang der Wurzel bei einem Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$; links) und Vergleichsspannung im Rissbereich, Verformung 5.000-fach vergrößert (rechts), Versatz 4,35 mm ($\cong 0,1 \cdot t$), $a = 0,5$ mm

Die K-Faktoren werden für die Probekörper der einzelnen Versuchsserien für einen Rissverlauf über die gesamte Wanddicke bestimmt. Dem in Abschnitt 3.1.6 beobachteten Risswachstum entsprechend wird ein Rissverlauf orthogonal zur Probekörperlängsachse zugrunde gelegt.

Für die Bestimmung der K-Faktoren wird im Bereich kleiner Risstiefen bis $a = 1$ mm eine Schrittweite von $\Delta a = 0,1$ mm vorgegeben und diese bis zu einer Risstiefe von $a = 2$ mm auf $\Delta a = 0,2$ mm vergrößert. Die weitere Vergrößerung erfolgt abhängig von der Wanddicke in Schrittweiten von $\Delta a = 0,5$ mm bis zu einer Risstiefe von $a = 7$ mm und wird darüber hinaus auf $\Delta a = 1$ mm angehoben. Basierend auf diesen Schrittweiten variiert die Anzahl der erforderlichen Berechnungen von 27 (Serie 4) bis 60 (Serie 1).

Auf Grundlage der Erkenntnisse aus den Abschnitten 4.3 und 4.4 und dem maßgeblichen Einfluss des Versatzes wird die Berechnung der K-Faktoren für Versätze unterschiedlicher Größe durchgeführt. Für jede Versuchsserie erfolgt eine Berechnung ohne einen Versatz ($0 \cdot t$) sowie für Versätze, die 5 % ($0,05 \cdot t$) und 10 % ($0,1 \cdot t$) der Wanddicke

entsprechen. Als Referenz werden zudem K-Faktoren an den KHP ohne Schweißnaht bestimmt. Darüber hinaus werden zusätzliche Berechnungen mit abweichenden Versätzen für ergänzende Betrachtungen und in Summe mehr als 1000 Berechnungen durchgeführt.

4.5.4 Rissfortschrittsberechnung

4.5.4.1 Berechnung des Rissfortschritts und Randbedingungen

Die bruchmechanische Bewertung fehlerbehafteter Bauteile kann mithilfe von Rissfortschrittswöhlerlinien erfolgen. Die Einhängpunkte dieser Wöhlerlinien werden anhand von Rissfortschrittsberechnungen bestimmt. Zur Berechnung des Rissfortschritts wird im Rahmen dieser Arbeit ein Makro in MS Excel erstellt. Die Berechnung des Rissfortschritts erfolgt schwingenspielweise nach Gl. (2.24). Für die Berechnung des K-Faktors am KHP, ohne eine Diskontinuität in Form des Stumpfstoßes, wird Gl. (4.8) verwendet. Damit lassen sich Rissfortschrittsberechnungen für Hohlzylinder mit innenliegendem Oberflächenriss unter rotationssymmetrischer Axialspannungsverteilung sowie unter globaler Biegebeanspruchung gemäß Abbildung 4.14 durchführen. Zur Berücksichtigung von Diskontinuitäten, wie z. B. Schweißnähten, ist die Verwendung eines Korrekturfaktors M_k vorgesehen. Auf diesen wird im nachfolgenden Abschnitt eingegangen. Für die Berechnungen wird auf die experimentell bestimmten bruchmechanischen Werkstoffkennwerte aus Tabelle 14 zurückgegriffen.

Mithilfe von Gl. (4.8) und dem erstellten Makro kann der Rissfortschritt für umlaufende Anrisse ($a/c = 0$), für elliptische Anrisse sowie für halbkreisförmige Anrisse berechnet werden. Dazu wird auf die entsprechenden Berechnungsbeiwerte, die in der FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009) tabelliert sind, zurückgegriffen. Bezüglich des Halbachsenverhältnisses ist die Berechnung für Werte $0 \leq a/c \leq 1$ möglich. Den meisten Berechnungen wird das in den experimentellen Untersuchungen beobachtete Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,5$ zugrunde gelegt, vgl. Tabelle 10. Ergänzend werden Berechnungen für gedrungene Oberflächenanrisse mit einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 1,0$ und für lange Oberflächenanrisse mit einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,1$ durchgeführt.

4.5.4.2 M_k -Faktoren

Überprüfung der Spannungsintensitätsfaktorlösung aus der FKM-Richtlinie

Vor der Bestimmung der M_k -Faktoren erfolgt die Gegenüberstellung der nach Gl. (4.8) ($K_{\text{Hohlzylinder, FKM}}$, blaue Kurve) und der in Abschnitt 4.5.3.4 numerisch am KHP ohne Schweißnaht (Referenz, $K_{\text{Hohlzylinder, FKM}}$, violette Kurve) berechneten Verläufe des K-Faktors in Abbildung 4.19 sowie in Anhang E. Um beide Verläufe direkt vergleichen zu

können, wird für Gl. (4.8) ein Halbachsenverhältnis von $a/c = 0$ für einen umlaufenden Anriss angenommen. Abbildung 4.19 zeigt exemplarisch den Vergleich für das KHP eines Probekörpers der Serie 1. Bis zu einer Risstiefe von ca. $a = 13$ mm, die 30 % der Wanddicke entspricht, ist eine gute Übereinstimmung beider Verläufe gegeben. Darüber hinaus ist für diskrete Risstiefen, für die in der FKM-Richtlinie entsprechende Beiwerte zur Berechnung angegeben sind, eine gute Übereinstimmung gegeben. In den dazwischenliegenden Bereichen sind jedoch bereichsweise Abweichungen festzustellen, die der erforderlichen Interpolation im Zuge der Ermittlung der Berechnungsbeiwerte geschuldet sind. Da mit Gl. (4.8) eine Berechnung bis zu einer Risstiefe von 80 % der Wanddicke möglich ist, gilt es den Einfluss dieser Abweichungen zu beurteilen. Dazu wird nachfolgend berechnet, welchen Anteil das Risswachstum bis zum Erreichen einer Risstiefe von $a = 13$ mm an der Gesamtlebensdauer besitzt.

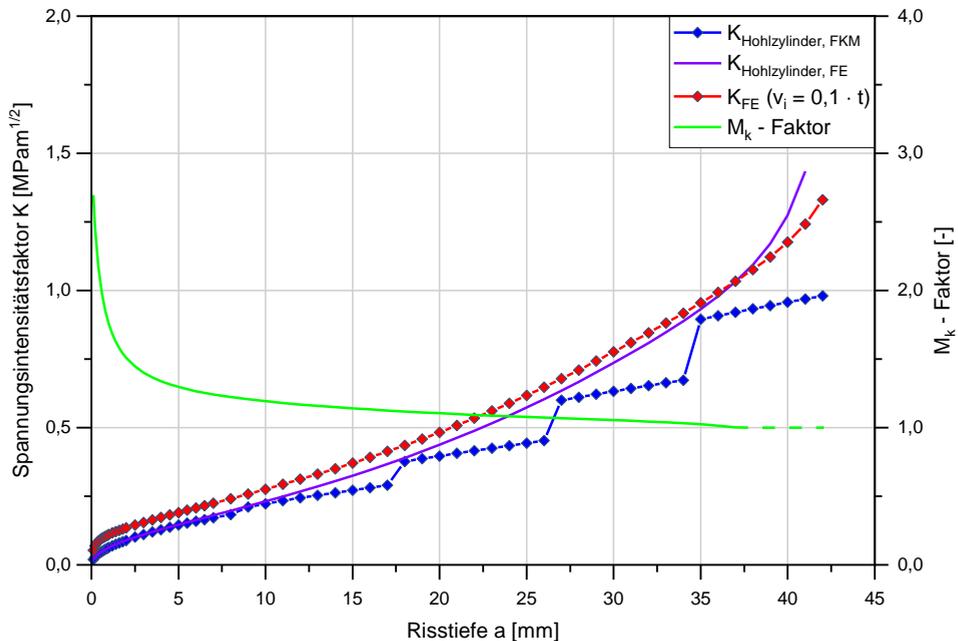


Abbildung 4.19: Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a am Beispiel eines Probekörpers der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$): Vergleich der numerischen Berechnung mit der Ermittlung nach Gl. (4.8) für $a/c = 0$ sowie Verlauf des K-Faktors $K_{\text{FE}}(a)$ für einen Versatz von 10 % der Wanddicke

Für den zu Abbildung 4.19 gehörenden Probekörper wird eine Rissfortschrittsberechnung entsprechend Abschnitt 4.5.4.1 durchgeführt. Es wird ein Versatz von 10 % der Wanddi-

cke zugrunde gelegt. Die rot dargestellte Kurve stellt den zugehörigen Verlauf des numerisch berechneten K-Faktors K_{FE} (a) für diesen Probekörper dar. In dieser Kurve ist der Einfluss aus Nahtgeometrie und Versatz berücksichtigt. Es zeigt sich, dass diese Einflüsse im vorliegenden Probekörper erst ab einer Risstiefe von 35 mm abklingen. Dies entspricht einer Risstiefe von 80 % der Wanddicke. Gekennzeichnet ist das Abklingen durch den Schnittpunkt der zugehörigen Kurven mit (rot) und ohne (violett) Diskontinuität.

Da bis zu einer Risstiefe von 13 mm eine gute Übereinstimmung der nach Gl. (4.8) sowie der numerisch am KHP ohne Schweißnaht berechneten K-Faktoren festgestellt wird, erfolgt die Bestimmung des M_k -Faktors nach Gl. (4.9) aufgrund des gleichmäßigeren und kontinuierlicheren Verlaufs mithilfe der numerisch berechneten Werte. Der auf diese Weise ermittelte Verlauf des M_k -Faktors ist ebenfalls in Abbildung 4.19 über die Wanddicke dargestellt (grüne Kurve). Die zugehörigen Werte sind an der rechten y-Achse abzulesen.

Mithilfe dieses M_k -Faktors wird die Rissfortschrittsberechnung für einen Anriss mit einer Tiefe von $a_0 = 0,5$ mm und das experimentell beobachtete Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,5$ durchgeführt, vgl. Tabelle 10. Als Beanspruchung wird eine rotationssymmetrische axiale Zugnennspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 71$ MPa aufgebracht. Das Ergebnis der Rissfortschrittsberechnung ist in der dritten Spalte von Tabelle 23 dargestellt. Dabei werden die Lebensdauern auf Hunderter gerundet.

Tabelle 23: Rissfortschrittsberechnung für einen Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$), Versatz $0,1 \cdot t$, $a = 0,5$ mm, $a/c = 0,5$, axiale Zugnennspannung und globale Biegung

Risstiefe a	a in % der Wanddicke	$\Delta\sigma = 71$ MPa (axial)	$\Delta\sigma = 71$ MPa innen (glob. Biegung)
[mm]	[%]	N / %-Gesamtlebensdauer	N / %-Gesamtlebensdauer
0,5	1	0 / 0 %	0 / 0 %
8,0	18	861.200 / 71 %	839.100 / 72 %
13,0	30	1.005.200 / 82 %	975.300 / 83 %
15,0	34	1.043.000 / 85 %	1.010.500 / 86 %
18,0	41	1.088.000 / 89 %	1.052.200 / 90 %
24,0	55	1.151.700 / 94 %	1.110.000 / 95 %
27,0	62	1.175.100 / 96 %	1.131.000 / 97 %
34,0	80	1.220.900 / 100 %	1.171.200 / 100 %
result. Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c^*$		59,8 MPa	59,0 MPa

* entsprechend Abschnitt 4.5.4.4 ermittelt

Aus Tabelle 23 geht hervor, dass bei einer Risstiefe von $a = 13$ mm bereits 82 % der Lebensdauer erreicht sind. Somit ist für den überwiegenden Anteil der Lebensdauer eine gute Übereinstimmung gegeben. Daraus wird gefolgert, dass etwaige Abweichungen in Abbildung 4.19 im Bereich größerer Risstiefen die Gesamtlebensdauer nur geringfügig beeinflussen. Dies trifft gleichermaßen auf die weiteren Versuchsserien aus Tabelle 3 zu (Anhang E). Somit kann der K-Faktor bei Rissfortschrittsberechnungen für das vorliegende Konstruktionsdetail mit Gl. (4.8) ausreichend genau bestimmt werden. Ebenso sind aufgrund des gleichmäßigeren Verlaufs die numerisch am KHP ohne Schweißnaht berechneten Verläufe des K-Faktors zur Bestimmung des M_k -Faktors nach Gl. (4.9) geeignet.

Untersuchung des Beanspruchungseinflusses

Aufgrund des Berechnungs- und Modellierungsaufwandes wird mit einem axialsymmetrischen 2D-Modell und überwiegend mit einer rotationssymmetrischen Axialspannung (Membranspannung) gearbeitet. Da die Probekörper in Abschnitt 3 jedoch unter globaler Biegebeanspruchung geprüft werden, wird ergänzend der Einfluss dieses Beanspruchungsunterschiedes untersucht. Ein Vergleich der M_k -Faktoren der 2D-Lösung in BS 7910 (BS 7910b) zeigt, dass diese sich für Membran- und Biegebeanspruchungen nur marginal unterscheiden. Dies geht aus Abbildung 4.20 hervor, wobei die zum M_k -Faktor für Biegung gehörende Kurve (schwarz strichliert) unter der für Axialbeanspruchung (schwarz) liegt. Nach (MADDOX UND ANDREWS 1990) ergeben sich für Biegebeanspruchungen stets geringere M_k -Faktoren als für Membranbeanspruchungen und die Verwendung eines M_k -Faktors für Membranbeanspruchung führt stets zu konservativen Ergebnissen. Folglich kann aufgrund des geringen Unterschiedes und auf der sicheren Seite liegend der M_k -Faktor für Membranbeanspruchung auch auf biegebeanspruchte Bauteile angewendet werden.

Aufbauend auf dieser Erkenntnis soll der Beanspruchungseinfluss auf die Rissfortschrittslebensdauer bei den eigenen Versuchsserien untersucht werden. Exemplarisch wird dies am Beispiel eines Probekörpers der Serie 1 vorgestellt. Dazu wird die Rissfortschrittsberechnung im vorigen Abschnitt in analoger Weise für eine globale Biegebeanspruchung durchgeführt. Die Beanspruchung wird so gewählt, dass an der versagensmaßgebenden Nahtwurzel auf der Probekörperinnenseite eine Zugnennspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 71$ MPa vorliegt. Infolge der Biegebeanspruchung liegen an der Probekörperaußenseite eine um 10 % höhere Beanspruchung sowie ein linearer Biegespannungsverlauf über die Wanddicke vor. Die Ergebnisse dieser Berechnung sind in der rechten Spalte von Tabelle 23 aufgeführt. Erkennbar ist, dass sich die Lebensdauer für beide Berechnungen lediglich um 4 % unterscheidet. Wird anhand der erreichten Lebensdauern eine Rissfortschrittswöhlerlinie nach Abschnitt 4.5.4.4 abgeleitet, so beträgt der Unterschied der resultierenden Ermüdungsfestigkeit zwischen beiden Beanspruchungsar-

ten lediglich 1,3 %. Für membranspannungsdominant beanspruchte KHP, bei denen sich die Spannung an Außen- und Innenseite, wie im vorliegenden Fall, nur um 10 % unterscheidet, ist dieser Beanspruchungseinfluss aus einer überlagerten Biegebeanspruchung somit vernachlässigbar.

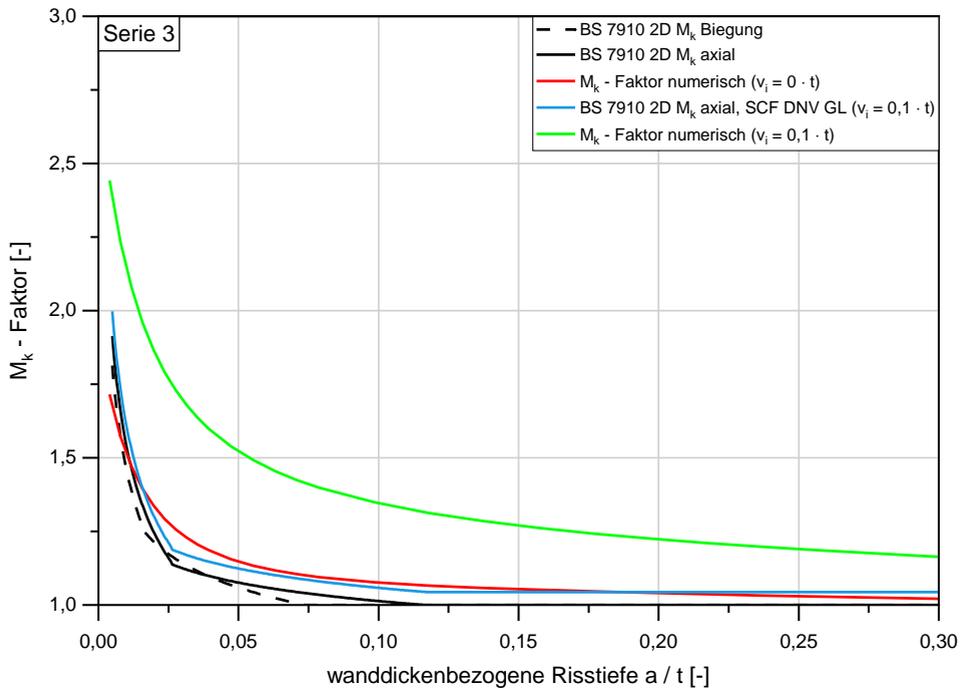


Abbildung 4.20: Berechnete Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze bei der Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$): Vergleich mit der 2D-Lösung aus BS 7910 und mit einer Bemessungsempfehlung des DNV GL

Festlegung des Vorgehens zur Bestimmung der M_k -Faktoren

Festzuhalten ist, dass bei den Probekörpern des Versuchsprogramms der Membranspannungsanteil dominant ist und stumpfgeschweißte KHP auch in Bauwerken überwiegend durch Membranspannungen beansprucht werden. Basierend auf den vorhergehend dargestellten Zusammenhängen erfolgt die Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit für definierte Fehlergrößen im Rahmen der weiteren Arbeit primär an durch Membranspannungen beanspruchten Verbindungen. Lediglich zur Validierung und in Anhang G werden die Berechnungen unter Biegebeanspruchung dargestellt.

Mit den numerisch berechneten K-Faktoren aus Abschnitt 4.5.3.4 werden die M_k -Faktoren sowie deren Verlauf über die Profilwand unter Verwendung von Gl. (4.9) und der numerisch am KHP ohne Schweißnaht berechneten Verläufe des K-Faktors bestimmt.

Ergebnisse

Als Ergebnis liegen für alle Versuchsserien die Verläufe des M_k -Faktors für die zuvor angegebenen Versätze in Abbildung 4.21 und in Anhang E vor. Beispielhaft sind in Abbildung 4.20 die Verläufe des M_k -Faktors ohne Versatz (rote Kurve) und für einen Versatz von 10 % der Wanddicke für die Versuchsserie 3 dargestellt. Zum Vergleich sind außerdem die Verläufe für Axial- und Biegebeanspruchung, die sich aus der 2D-Lösung von (MADDOX UND ANDREWS 1990) in BS 7910 (BS 7910b) ergeben, dargestellt. Der Berechnung der 2D-Lösung liegt die Nahtbreite der Wurzel zugrunde. Ein direkter Vergleich der 2D-Lösung für Axialbeanspruchung (schwarze Kurve) kann mit dem Verlauf des M_k -Faktors ohne Versatz ($v_i = 0 \cdot t$) erfolgen. Es zeigt sich, dass der Verlauf des M_k -Faktors aus der 2D-Lösung deutlich früher abklingt und über nahezu den gesamten Einflussbereich deutlich unter dem im Rahmen der Arbeit numerisch ermittelten M_k -Faktor liegt. Als Folge werden sich für den an beidseitig geschweißten Stumpfstößen und Quersteifen entwickelten M_k -Faktor aus dem BS 7910 höhere Lebensdauern im Rahmen einer Rissfortschrittsberechnung ergeben. Diese Diskrepanz nimmt mit zunehmendem Versatz zu. Sehr ausgeprägt zeigt sich der Unterschied für einen Versatz von 10 % der Wanddicke ($v_i = 0,1 \cdot t$) in Form der grünen Kurve in Abbildung 4.20. So liegt die blaue Referenzkurve im gesamten Einflussbereich deutlich unter der Kurve dieses numerisch ermittelten M_k -Faktors. Die Referenzkurve basiert auf einer Empfehlung des DNV GL (DNVGL-RP-F108), die den Versatz über einen SCF nach Gl. (4.11) berücksichtigt. Auf diese Empfehlung wird in Abschnitt 4.5.5 im Rahmen eines Vergleichs der Lebensdauer- vorherhersagen nach verschiedenen Regelwerken eingegangen. Ersichtlich ist bereits an dieser Stelle, dass die abgebildete Referenzkurve nicht in der Lage ist, den Einfluss aus der Nahtgeometrie beim vorliegenden Konstruktionsdetail und insbesondere den Einfluss des Versatzes zutreffend zu erfassen. Dies zeigt sich sich gleichermaßen für die weiteren Versuchsserien aus Tabelle 3 (Anhang E). Die Auswirkung auf die Lebensdauer gilt es nachfolgend zu quantifizieren.

Die Verläufe des M_k -Faktors sind für alle Versuchsserien in Anhang E aufgeführt. Die Serien weisen im Falle vorliegender Versätze ähnliche Verläufe und ein vergleichbares Abklingverhalten auf. Insbesondere im Bereich geringer Risstiefen werden mit zunehmender Wanddicke jedoch größere M_k -Faktoren ermittelt. Dies wird in Abbildung 4.21 anhand eines Vergleichs der M_k -Verläufe für die Serien 1 und 4 ersichtlich. Liegt kein Versatz vor, so klingt der M_k -Faktor bei den Probekörpern der Serie 1 im Bereich geringer Risstiefen schneller als bei der Serie 4 ab.

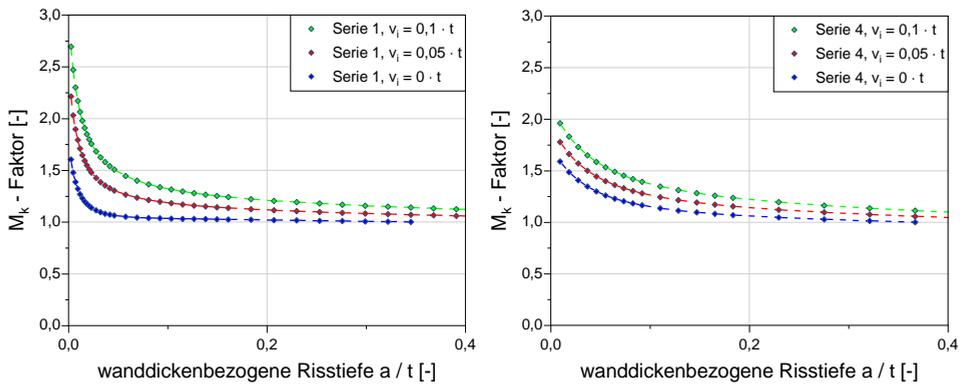


Abbildung 4.21: Berechnete Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze bei den Serien 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) und 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$)

Basierend auf den vorangegangenen Überlegungen kann gefolgert werden, dass mit zunehmenden Wanddicken der Einfluss des Versatzes den Einfluss aus der Nahtgeometrie übersteigt, zumal bei allen Versuchsserien nahezu vergleichbare Nahtgeometrien an der Wurzel gemessen werden. Als Folge klingt der daraus resultierende Einfluss mit zunehmender Wanddicke schneller ab. Diesem Umstand tragen die ermittelten M_k -Verläufe Rechnung, wobei für Rissfortschrittsberechnungen folgende Berechnungsgleichung, die an die erstellten Verläufe des M_k -Faktors angepasst ist, angegeben wird:

$$M_k \left(\frac{a}{t} \right) = 0,94 + M_1 \cdot e \left(-\frac{a}{t} \cdot f_1 \right) + M_2 \cdot e \left(-\frac{a}{t} \cdot f_2 \right) + M_3 \cdot e \left(-\frac{a}{t} \cdot f_3 \right) \quad (4.10)$$

Beiwerte für Gl. (4.10):

$$M_1 = 3,75 \cdot \frac{v_i}{t} + 0,5$$

$$f_1 = 1000 \cdot \frac{v_i}{t} + 35 \cdot \left(0,1 - \frac{v_i}{t} \right) \cdot \frac{t}{\text{mm}}$$

$$M_2 = 4,8 \cdot \frac{v_i}{t} + 0,25$$

$$f_2 = 250 \cdot \frac{v_i}{t} + 13,125 \cdot \left(0,1 - \frac{v_i}{t} \right) \cdot \frac{t}{\text{mm}}$$

$$M_3 = 2,8 \cdot \frac{v_i}{t} + 0,15$$

$$f_3 = 2,5$$

Einheiten in [mm]

Die zugehörigen Anpassungsfunktionen sind in Anhang H aufgeführt. Mit Gl. (4.10) können M_k -Faktoren abhängig von der wanddickenbezogenen Risstiefe a/t sowie vom wanddickenbezogenen Versatz v_i/t berechnet werden. Da bei einseitig stumpfgeschweißten KHP die Nahtgeometrie an der Wurzel, bestehend aus einer Schweißbraupe, die den Spalt überbrückt, geometrisch stark begrenzt ist, wird durch Gl. (4.10) die typische Nahtgeometrie dieses Details ausreichend und repräsentativ erfasst. Ebenso wird der Versatz v_i als wesentlicher Einflussparameter mit Gl. (4.10) berücksichtigt. Da die Steifigkeit in Umfangsrichtung bei einer Rissfortschrittsberechnung durch Gl. (4.8) erfasst wird, ist davon auszugehen, dass Gl. (4.10) auch auf Verbindungen von KHP mit anderen Abmessungen als den geprüften anwendbar ist.

4.5.4.3 Validierung

Zur Validierung des Berechnungsablaufes wird das Risswachstum von Probekörpern aus Abbildung 3.29, für die das Risswachstum über die Rastlinienuntersuchungen bekannt ist, nachgerechnet, siehe Abbildung 4.22.

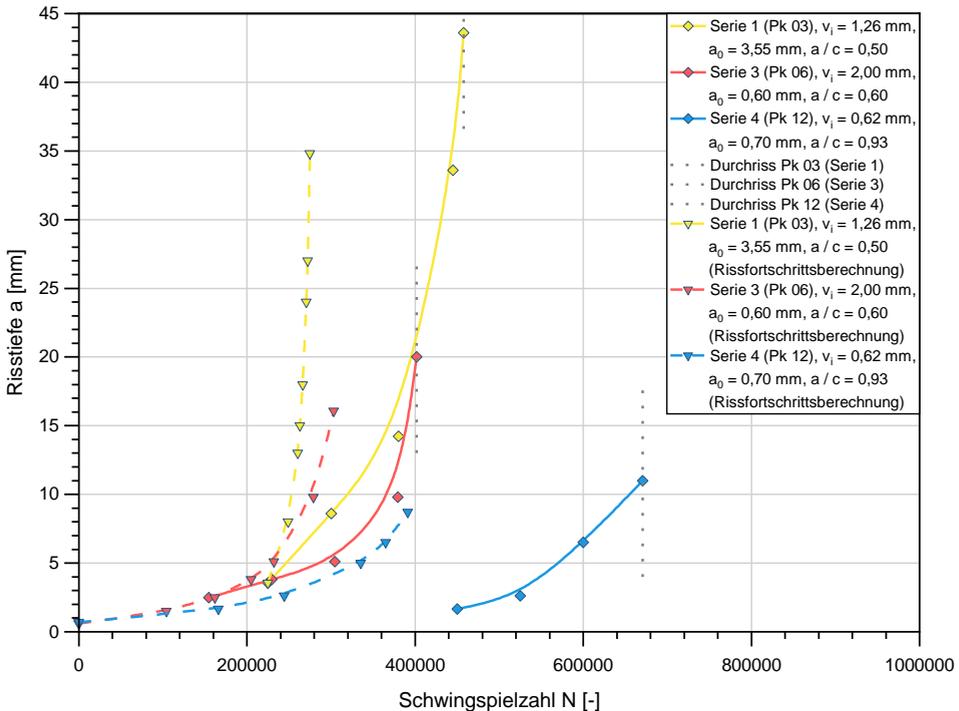


Abbildung 4.22: Risswachstum bei Probekörpern der verschiedenen Serien – Verläufe aus Bruchflächenanalyse und berechnete Verläufe

Angepasst an die Ermüdungsversuche werden die Rissfortschrittsberechnungen lediglich aus Validierungsgründen für eine globale Biegebeanspruchung durchgeführt. Als Ausgangsrissgrößen werden die auf der Bruchfläche detektierten Unregelmäßigkeiten sowie das jeweilige Halbachsenverhältnis zugrunde gelegt. Da im Falle des Probekörpers der Serie 1 keine Unregelmäßigkeiten detektiert werden, erfolgt die Rissfortschrittsberechnung beginnend mit der Rissgröße, die zur ersten Rastlinie gehört. Der Vergleich zwischen der Bruchflächenanalyse und den berechneten Verläufen ist in Abbildung 4.22 dargestellt. Erkennbar ist, dass die berechneten Lebensdauern konservativ sind. So werden die experimentell bestimmten Lebensdauern um 22 % bis 39 % unterschätzt. Da bruchmechanisch berechnete Lebensdauern in der Regel eine konservative Lebensdauerabschätzung darstellen und z. B. zur Festlegung von Inspektionsintervallen dienen, sind Abweichungen in dieser Größenordnung als vertretbar anzusehen und eine bruchmechanische Bewertung auf dieser Grundlage als zielführend zu erachten (ZERBST UND HÜBNER 2004; IIDA UND YAZAKI 1975; KUNA 2008). Die Gründe für die Unterschätzung der Lebensdauer liegen überwiegend darin, dass die ausschließliche Betrachtung der Rissfortschrittsphase ein Worst-Case-Szenario darstellt. So kann abhängig von vorliegenden Unregelmäßigkeiten ein mehr oder weniger ausgeprägter Anteil der Lebensdauer auf die Rissinitiierungsphase entfallen. Diese wird durch die vorgenommene Rissfortschrittsberechnung nicht erfasst. Die häufig auftretenden Unregelmäßigkeiten, die an den Probekörpern detektiert werden, rechtfertigen die rechnerische Berücksichtigung der Rissinitiierungsphase jedoch nicht. So ist nach (SANDER 2008) eine Anrissbewertung in diesen Fällen nicht mehr möglich und die Lebensdauerberechnung ist bruchmechanisch vorzunehmen.

4.5.4.4 Erstellung von Rissfortschrittswöhlerlinien

Experimentell ermittelte Lebensdauern können analytisch mithilfe der Bruchmechanik beschrieben werden, wobei der Exponent m_p der Rissfortschrittskurve der Neigung m der Wöhlerlinie entspricht (HIRT UND BEZ 1998). Auf diese Weise können Rissfortschrittswöhlerlinien anhand von Rissfortschrittsberechnungen nach Abschnitt 4.5.4.1 unter Kenntnis der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte erstellt werden.

Im Rahmen dieser Arbeit werden Rissfortschrittswöhlerlinien für die Probekörper der Versuchsserien aus Tabelle 3 erstellt. Dazu werden Rissfortschrittsberechnungen mit Anrissen verschiedener Größe und Geometrie für die jeweiligen Probekörper unter globaler Biegebeanspruchung durchgeführt. Die resultierenden Rissfortschrittswöhlerlinien sind in Abbildung 4.23 exemplarisch für die Probekörper der Serie 3 dargestellt und für die anderen Versuchsserien in Anhang F aufgeführt. Gewählt wird die Serie 3 aufgrund der großen Versuchsanzahl und der vorliegenden Streuung.

Zur Beschreibung der Versuchsergebnisse werden für die Probekörper der Serie 3 zunächst Rissfortschrittsberechnungen mit einer Anrissgröße von $a_0 = 0,1$ mm für den

kleinsten gemessenen Versatz von $v_i = 0,19$ mm und den größten gemessenen Versatz von $v_i = 2,86$ mm durchgeführt. Nach (RADAJ ET AL. 2006) kann beginnend mit dieser Rissgröße bereits eine Berechnung mit der linear-elastischen Bruchmechanik erfolgen. Zugrunde gelegt werden das experimentell beobachtete Halbachsenverhältnis von $a / c = 0,5$ und die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte des S355J2H aus Tabelle 14. Dieser Werkstoff weist einen Rissfortschrittsexponenten von $m_p = 3,23$ auf.

Anhand der resultierenden Wöhlerlinien zeigt sich, dass unter Annahme eines kleinen rissartigen Defektes der Großteil der Probekörper in das zugehörige und versatzbedingte Streuband fällt. Dieses Streuband ist in Abbildung 4.23 durch die rot und blau strichliert dargestellten Rissfortschrittswöhlerlinien gekennzeichnet.

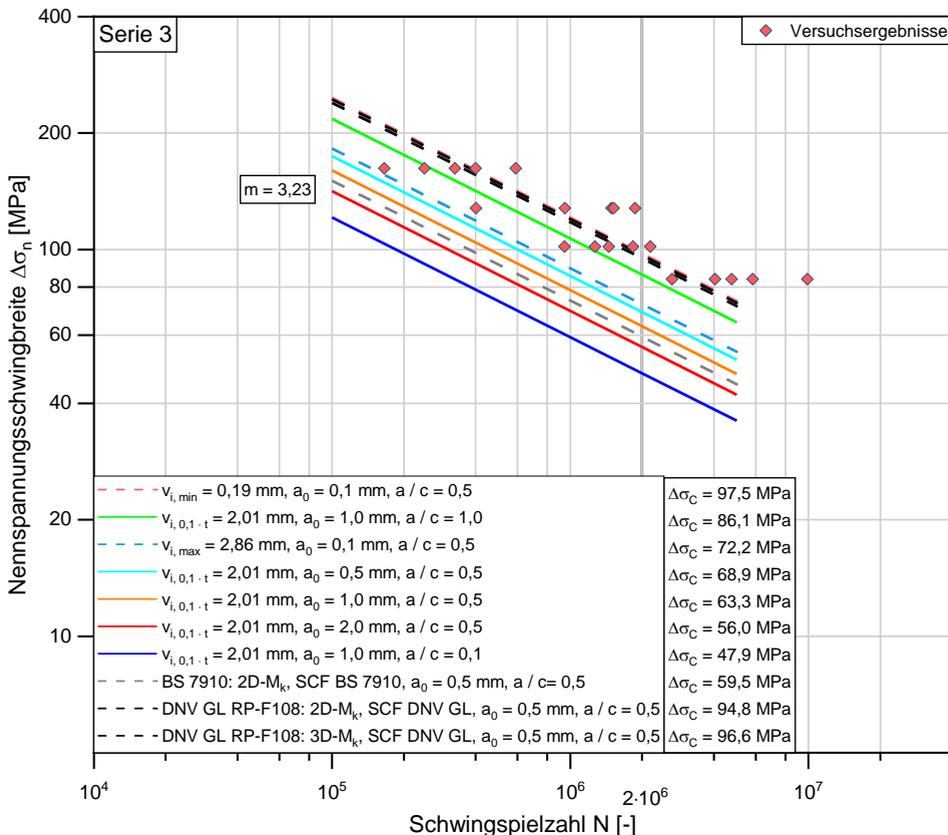


Abbildung 4.23: Rissfortschrittswöhlerlinien für die Probekörper der Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$) für verschiedene Versätze und Fehlergrößen und Vergleich mit Bemessungsempfehlungen in Regelwerken

Wird der Versatz auf 10 % der Wanddicke ($v_i = 2,01$ mm) festgelegt und die Anrissgröße a_0 bei einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,5$ schrittweise vergrößert, so hat dies erwartungsgemäß eine Reduktion der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ zur Folge. Aus Abbildung 4.23 geht hervor, dass für einen Anriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und einer Länge von $2c_0 = 2$ mm trotz des vorliegenden Versatzes von $v_i = 2,01$ mm noch eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 68,9$ MPa erreicht wird. Eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 86,1$ MPa ergibt sich für den gedrungenen Anriss mit einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 1,0$ und einer Risstiefe von $a_0 = 1,0$ mm. Liegt ein langer Oberflächenriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 1,0$ mm und einem Halbachsenverhältnis $a/c = 0,1$ vor, so hat dies eine erhebliche Reduktion der Ermüdungsfestigkeit auf einen Wert von $\Delta\sigma_C = 47,9$ MPa zur Folge. Dieses Ergebnis bestätigt die Erkenntnisse in Abschnitt 4.2.2.2, wonach ein ungenügender Wurzeleinbrand oder ein Bindefehler, sofern er sich über große Bereiche an der Nahtwurzel erstreckt, die Ermüdungsfestigkeit sehr stark herabsetzt. Im Rahmen dieser Arbeit steht die Ermittlung des Kerbfalls im Fokus und die experimentellen Untersuchungen werden überwiegend im Zeitfestigkeitsbereich durchgeführt. Da keine Thresholdwerte ΔK_{th} für die vorliegenden Werkstoffe ermittelt werden, sind keine Angaben zum Wöhlerlinienverlauf im Dauerfestigkeitsbereich oder im schwellenwertnahen Bereich möglich. Folglich wird der dargestellte Verlauf der Rissfortschrittwöhlerlinien in Abbildung 4.23 bei $N_D = 5 \cdot 10^6$ Schwingspielen nicht fortgeführt.

4.5.5 Vergleich mit Bemessungsempfehlungen in Regelwerken

Bevor die Rissfortschrittsberechnungen für die Versuchsserien aus Tabelle 3 unter Variation von Fehlergröße und Versatz durchgeführt werden, wird der entwickelte Ansatz den Bemessungsempfehlungen in den Regelwerken gegenübergestellt.

Im British Standard (BS 7910b) werden keine expliziten Hinweise zur bruchmechanischen Bauteilbewertung von einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP gegeben. Zur Bestimmung des M_k -Faktors stehen die in Abschnitt 2.4.6.3 beschriebene 2D- und 3D-Lösung zur Verfügung, die für beidseitig geschweißte Stumpfstöße und Querstreifen entwickelt wurden, siehe Abschnitt 2.4.6.3 und Anhang A.

Konkrete Empfehlungen zur bruchmechanischen Fehlerbewertung des vorliegenden Konstruktionsdetails werden in (DNVGL-RP-F108) gegeben. Die DNV GL-Richtlinie gibt entsprechende Bemessungsempfehlungen für Pipelines und Risers. Für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP wird empfohlen, den K-Faktor für halb elliptische Oberflächenrisse nach (BS 7910b) zu ermitteln und zur Bestimmung des M_k -Faktors die 2D- oder die 3D-Lösung aus (BS 7910b) zu verwenden. Als Nahtbreite ist die Breite der

Schweißnahtwurzel zugrunde zu legen. Vorliegende Versätze sind unter Verwendung von Gl. (4.11), die sich aus Gl. (4.3) und Gl. (4.4) zusammensetzt, zu berücksichtigen. Da die DNV GL-Richtlinie auf den British Standard zurückgreift, entspricht diese Bemessungsempfehlung gewissermaßen dem Vorgehen in (BS 7910b).

$$SCF = 1 + 3 \cdot \frac{(\delta_m - \delta_0)}{t} \cdot e^{-\frac{0,91 \cdot L}{\sqrt{D \cdot t}}} \cdot \frac{L_{Root}}{L_{cap}} \tag{4.11}$$

Der mit Gl. (4.8) und dem in Abschnitt 4.5.4.2 numerisch bestimmten M_k -Faktor entwickelte Ansatz wird in Tabelle 24 der Bemessungsempfehlung der DNV GL-Richtlinie gegenübergestellt. Die Gegenüberstellung erfolgt über eine Rissfortschrittsberechnung für die Serie 3, sodass die Ergebnisse mit den Rissfortschrittswöhlerlinien in Abbildung 4.23 verglichen werden können. Die Berechnungen werden für eine Nennspannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 71$ MPa, eine Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und das experimentell festgestellten Halbachsenverhältnis von $a / c = 0,5$ durchgeführt. Neben der Bemessungsempfehlung der DNV GL-Richtlinie wird ergänzend die K-Faktor-Lösung für lange Oberflächenrisse in Platten aus (BS 7910b) in Verbindung mit der 2D-Lösung des M_k -Faktors aus (BS 7910b) in der rechten Spalte von Tabelle 24 aufgeführt. Der Versatz wird in diesem Fall durch den SCF aus Gl. (4.5) berücksichtigt, der in (BS 7910b) für Stumpfstoße von KHP angegeben ist. Die berechneten Lebensdauern in Tabelle 24 werden auf Hunderter gerundet. Die verwendeten Gleichungen zur Berechnung der K-Faktoren sowie der M_k -Faktoren sind in Anhang A aufgeführt.

Tabelle 24: Vergleich der Lebensdauervorhersagen nach der entwickelten Vorgehensweise und den Bemessungsempfehlungen in den Regelwerken für verschiedene Versätze bei der Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$), Werkstoffkennwerte des S355J2H aus Tabelle 14, $R = 0,1$, $\Delta\sigma = 71$ MPa, $a_0 = 0,5$ mm, $a / c = 0,5$

Ver-satz	Eigener M_k -Faktor aus Abschnitt 4.5.4.2, K-Faktor: Hohlzylinder (FKM)	DNV GL: 2D / 3D M_k -Faktor (BS 7910), K-Faktor: halb-elliptischer Oberflächenriss in Platte*, SCF DNV GL	2D M_k -Faktor (BS 7910), K-Faktor: langer Oberflächenriss in Platte*, SCF BS 7910
[x · t]	[-]	Angabe für 2D- M_k / 3D- M_k , [-]	[-]
0,1 · t	1.937.000	5.088.200 / 5.413.700	1.132.500
0,05 · t	2.610.100	5.401.900 / 5.755.300	1.385.100
0 · t	3.784.700	5.742.200 / 6.126.400	1.717.700

* Lösung für den K-Faktor aus BS7910 verwendet

Anhand Tabelle 24 zeigt sich zunächst, dass die Verwendung der 2D-Lösung des M_k -Faktors im Vergleich zur 3D-Lösung zu Lebensdauern führt, die um 6 % geringer sind. Im Vergleich zum eigenen Ansatz wird für Versätze von 5 % und 10 % der Wanddicke auf Basis der Bemessungsempfehlung des DNV GL mehr als die doppelte Lebensdauer

berechnet. Für einen Versatz von 10 % der Wanddicke ergibt sich die 2,6-fache Lebensdauer. Auch ohne einen Versatz wird noch mehr als die 1,5-fache Lebensdauer berechnet. Insgesamt nehmen die Abweichung und damit die festzustellende Diskrepanz mit zunehmendem Versatz zu. Während die DNV GL-Empfehlung den Einfluss aus der Nahtgeometrie unterschätzt und insbesondere den Versatz durch den angegebenen SCF nicht ausreichend berücksichtigt, werden diese Einflussgrößen durch den eigenen M_k -Faktor zutreffend erfasst. Die Ursachen dafür sind aus Abbildung 4.20 ersichtlich und die Ergebnisse in Tabelle 24 bestätigen die Feststellungen in Abschnitt 4.5.4.2.

Im Gegensatz zur DNV GL-Empfehlung führt die Rissfortschrittsberechnung für einen langen Oberflächenriss nach BS 7910 zu deutlich geringeren Lebensdauern. Die berechneten Lebensdauern betragen lediglich 22 % bis 30 % der Werte nach DNV GL-Empfehlung. Anzumerken ist, dass nach BS 7910 gleichermaßen Berechnungen für halbelliptische Oberflächenrisse durchgeführt werden können und daraus ähnliche Lebensdauern wie nach DNV GL-Empfehlung resultieren. Die in Tabelle 24 gewählte Konfiguration soll an dieser Stelle die Größe des Lebensdauerbereichs aufzeigen, der abhängig von der Konservativität des zugrunde liegenden Berechnungsansatzes zu erwarten ist. Weiterhin soll sie dazu beitragen, die Abschätzungsgüte dieser Ansätze zu beurteilen.

Dazu sind die nach DNV GL-Empfehlung und die für lange Oberflächenrisse nach BS 7910 berechneten Ergebnisse in Form von Rissfortschrittswöhlerlinien in Abbildung 4.23 eingezeichnet. Der Vergleich erfolgt für einen Versatz von 10 % der Wanddicke. Als Referenz für diese Ergebnisse dient die cyanfarbene Wöhlerlinie, die auf dem eigenen Ansatz basiert. Deutlich erkennbar ist, dass die Wöhlerlinie für lange Oberflächenrisse nach BS 7910 eine sehr konservative Beschreibung der Versuchsergebnisse darstellt. Sie liegt im Bereich der roten Wöhlerlinie, die für eine Risstiefe von $a_0 = 2$ mm und eine Länge von $2c_0 = 8$ mm basierend auf dem eigenen Ansatz ermittelt wird. Anders verhält es sich mit der Wöhlerlinie, die aus den Vorgaben der DNV GL-Empfehlung resultiert. Diese liegt im Bereich der Mittelwertkurve der Versuchsergebnisse, die am Einhängewert bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 99$ MPa aufweist. Zum Vergleich wird die beidseitig geschweißte und ZfP-geprüfte Stumpfnah nach EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) angeführt. Diesem Konstruktionsdetail wird normativ die höchste Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 90$ MPa (Kerbfall 90) zugeordnet, die alleine durch Schweißen und ohne eine Nachbehandlung erreichbar ist. In Anbetracht der Tatsache, dass zusätzlich zum Anriss noch ein großer Versatz von 10 % der Wanddicke zugrunde liegt, ist eine Ermüdungsfestigkeit in dieser Größenordnung unrealistisch und die Lebensdauer wird nach DNV GL-Empfehlung offensichtlich überschätzt. Unterstrichen wird dies zudem durch die Feststellung, dass lediglich bei 30 % der Probekörper Versätze in dieser Größenordnung gemessen werden. Die Folgerung aus Abbildung 4.20, dass die DNV GL-Empfehlung den Einfluss aus der vorliegenden Diskontinuität bei einseitig

geschweißten Stumpfstoßen von KHP unterschätzt, wird anhand dieser Betrachtungen bestätigt.

4.5.6 Ergebnisse

Um die in den Abschnitten 4.2 bis 4.4 ermittelten Wöhlerlinien gegenüber Fehlern definierter Größe abzusichern, werden Rissfortschrittswöhlerlinien für die Versuchsserien aus Tabelle 3 entsprechend Abschnitt 4.5.4.4 erstellt. Die Rissfortschrittsberechnungen werden im Hinblick auf die Erstellung einer Kerbfallempfehlung und bezugnehmend auf Abschnitt 4.5.4.2 unter einer rotationssymmetrischen Axialspannung (Membranspannung) durchgeführt und nachfolgend dargestellt. Ergänzend sind die Ergebnistabellen für globale Biegebeanspruchung in Anhang G aufgeführt. Die Berechnungen werden für einseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP ohne Versatz ($0 \cdot t$) sowie für Versätze, die 5 % ($0,05 \cdot t$) und 10 % ($0,1 \cdot t$) der Wanddicke entsprechen, durchgeführt. Untersucht werden dieselben Rissgeometrien wie in Abschnitt 4.5.4.4. Die berechneten Ermüdungsfestigkeiten am Einhangepunkt bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen sind für die Probekörper der Versuchsserien in Tabelle 25 und Tabelle 26 angegeben. Basierend auf diesen Tabellen lassen sich Ermüdungsfestigkeiten ableiten, die für Fehler mit definierten Größen und in Abhängigkeit des Versatzes noch erreicht werden können. In Tabelle 25 werden allen Versuchsserien die Werkstoffkennwerte des höherfesten Stahlwerkstoffs X75M, die für die Serien 1 und 2 gelten, zugrunde gelegt. Aufgrund dessen sind die Ergebnisse für die Serien 3 und 4 grau gekennzeichnet.

Aus Tabelle 25 geht hervor, dass sich die bruchmechanisch berechnete Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ mit zunehmender Anrisstiefe und mit zunehmendem Versatz deutlich reduziert. Aufzeigen lässt sich dies anhand des im Rahmen der experimentellen Untersuchungen festgestellten Halbachsenverhältnisses von $a/c = 0,5$. Während für einen Probekörper der Serie 1 mit einem Versatz von 10 % der Wanddicke und einer Anrisstiefe von $a_0 = 0,5$ mm ein Wert von $\Delta\sigma_C = 59,8$ MPa ermittelt wird, beträgt die berechnete Ermüdungsfestigkeit für die Anrisstiefe von $a_0 = 2,0$ mm lediglich noch $\Delta\sigma_C = 52,2$ MPa. Liegt kein Versatz bei der Serie 1 vor, so ergeben sich im vorliegenden Beispiel deutlich höhere Ermüdungsfestigkeiten von $\Delta\sigma_C = 80,3$ MPa für den kleineren Anriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und $\Delta\sigma_C = 64,3$ MPa für den größeren Anriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 2,0$ mm.

Erheblich höhere Ermüdungsfestigkeiten ergeben sich für einen gedrungenen Anriss mit einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 1,0$. So beträgt die Ermüdungsfestigkeit für die Serie 1 mit einem Versatz von 10 % der Wanddicke in diesem Fall $\Delta\sigma_C = 77,0$ MPa.

Tabelle 25: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien aus Tabelle 3, axiale Zugbeanspruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des X75M aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ für Versatz v_i		
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i		
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]		$0,1 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0,05 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0 \cdot t$ [mm] / [MPa]
1	0,5	2	0,5	2,88	4,4 / 59,8	2,2 / 67,3	0,0 / 80,3
1	1,0	4	0,5	2,88	4,4 / 56,5	2,2 / 62,9	0,0 / 72,9
1	2,0	8	0,5	2,88	4,4 / 52,2	2,2 / 57,2	0,0 / 64,3
1	1,0	2	1,0	2,88	4,4 / 77,0	2,2 / 85,5	0,0 / 98,9
1	1,0	20	0,1	2,88	4,4 / 43,0	2,2 / 48,2	0,0 / 56,6
2	0,5	2	0,5	2,88	2,5 / 61,3	1,3 / 67,6	0,0 / 76,3
2	1,0	4	0,5	2,88	2,5 / 57,1	1,3 / 62,3	0,0 / 69,2
2	2,0	8	0,5	2,88	2,5 / 51,5	1,3 / 55,5	0,0 / 60,4
2	1,0	2	1,0	2,88	2,5 / 78,0	1,3 / 84,9	0,0 / 94,1
2	1,0	20	0,1	2,88	2,5 / 42,9	1,3 / 47,1	0,0 / 52,8
3*	0,5	2	0,5	2,88	2,0 / 62,4	1,0 / 68,2	0,0 / 76,0
3*	1,0	4	0,5	2,88	2,0 / 57,6	1,0 / 62,4	0,0 / 68,4
3*	2,0	8	0,5	2,88	2,0 / 51,4	1,0 / 54,9	0,0 / 59,0
3*	1,0	2	1,0	2,88	2,0 / 78,9	1,0 / 85,3	0,0 / 93,2
3*	1,0	20	0,1	2,88	2,0 / 43,0	1,0 / 46,8	0,0 / 51,8
4*	0,5	2	0,5	2,88	1,1 / 63,7	0,6 / 68,1	0,0 / 73,2
4*	1,0	4	0,5	2,88	1,1 / 57,4	0,6 / 60,9	0,0 / 64,8
4*	2,0	8	0,5	2,88	1,1 / 49,2	0,6 / 51,6	0,0 / 54,0
4*	1,0	2	1,0	2,88	1,1 / 79,2	0,6 / 83,9	0,0 / 89,0
4*	1,0	20	0,1	2,88	1,1 / 41,5	0,6 / 44,3	0,0 / 47,4

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des höherfesten Werkstoffs durchgeführt

Das gegensätzliche Verhalten wird für den langen Oberflächenriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 1,0$ mm und einem Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,1$ festgestellt. Hier zeigt sich für einen Versatz von 10 % der Wanddicke bei der Serie 1 eine erhebliche Reduktion der Ermüdungsfestigkeit auf einen Wert von $\Delta\sigma_C = 43,0$ MPa. In diesem Fall wäre lediglich die Einordnung in den Kerbfall 40, der nahe des ungünstigsten Kerbfalls 36 liegt, möglich. Die Erkenntnisse aus Abschnitt 4.2.2.2, wonach Fehler die sich über große Bereiche an

der Nahtwurzel erstrecken die Ermüdungsfestigkeit sehr stark reduzieren, werden durch diese Ergebnisse bestätigt.

Die beschriebenen Einflüsse sind in Tabelle 25 gleichermaßen bei den Serien 2 bis 4 festzustellen. Wird für alle Versuchsserien ein Fehler identischer Größe betrachtet, so zeigt sich insbesondere für große Fehlergrößen von $a \geq 2$ mm, dass sich diese bei den KHP mit kleineren Wanddicken ungünstiger auswirken. Während für einen Probekörper der Serie 1 ($t = 43,6$ mm) mit einem Versatz von 10 % der Wanddicke und einer Anrisstiefe von $a_0 = 2$ mm eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 52,2$ MPa ermittelt wird, beträgt diese für denselben Anriss bei der Serie 4 ($t = 10,9$ mm) lediglich noch $\Delta\sigma_C = 49,2$ MPa.

Weiterhin spiegeln sich in Tabelle 25 die anhand von Abbildung 4.21 in Abschnitt 4.5.4.2 gewonnenen Erkenntnisse wider. Liegt kein Versatz vor, so äußert sich das schnellere Abklingen des M_k -Faktors mit zunehmender Wanddicke darin, dass sich für kleine Fehlergrößen höhere Ermüdungsfestigkeiten ergeben. Zum Beispiel erreicht die Serie 1 für eine Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und ein Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,5$ eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 80,3$ MPa, während für Serie 4 ein geringerer Wert von $\Delta\sigma_C = 73,2$ MPa vorliegt. Gleichermaßen zeigt sich, dass der Einfluss des Versatzes im Vergleich zum Einfluss aus der Nahtgeometrie mit zunehmender Wanddicke maßgebend wird. Dies äußert sich darin, dass sich für kleine Fehlergrößen der zuvor beobachtete Effekt umkehrt. So erreicht die Serie 1 für einen Versatz von 10 % der Wanddicke, eine Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und ein Halbachsenverhältnis von $a/c = 0,5$ lediglich eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 59,8$ MPa, während für Serie 4 ein größerer Wert von $\Delta\sigma_C = 63,7$ MPa vorliegt. Dieser Effekt verschwindet jedoch mit zunehmender Anfangsrissgröße aufgrund der stärkeren Auswirkungen von großen Fehlergrößen mit $a \geq 2$ mm bei kleineren Wanddicken.

Zusammenfassend ist festzustellen, dass der ungünstige Einfluss von kleinen Fehlern beim vorliegenden Konstruktionsdetail mit zunehmender Wanddicke geringer wird, sofern keine oder nur geringe Versätze vorliegen. Größere Versätze haben im Bereich geringer Risstiefen jedoch einen maßgeblichen Einfluss, der mit zunehmender Wanddicke ansteigt und sich ungünstig auf das Rissfortschrittsverhalten auswirkt. Grund dafür sind ist der ausgeprägte Anstieg der M_k -Faktoren mit zunehmendem Versatz, vgl. Abbildung 4.21 .

Tabelle 26 ist analog Tabelle 25 aufgebaut, wobei allen Versuchsserien die Werkstoffkennwerte des normalfesten Baustahls S355J2H, die für die Serien 3 und 4 gelten, zugrunde gelegt werden. Insgesamt zeigen sich in Tabelle 26 die bereits anhand der Ergebnisse in Tabelle 25 beschriebenen Einflüsse. Der einzige Unterschied liegt darin, dass sich unter Verwendung der Werkstoffkennwerte des normalfesten Baustahls S355J2H

höhere Ermüdungsfestigkeiten ergeben. Dies liegt an den geringeren Rissfortschritts-
geschwindigkeiten und der flacheren Rissfortschrittskurve, die im Rahmen der experimen-
tellen Untersuchungen für diesen Werkstoff ermittelt werden, siehe Abschnitt 4.5.1.

Tabelle 26: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien aus Tabelle 3, axiale Zugbean-
spruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des S355J2H aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versatz v_i		
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i		
	a_0	$2c_0$	a/c		$0,1 \cdot t$	$0,05 \cdot t$	$0 \cdot t$
	[mm]	[mm]	[-]		[mm] / [MPa]	[mm] / [MPa]	[mm] / [MPa]
1*	0,5	2	0,5	3,23	4,4 / 66,0	2,2 / 74,8	0,0 / 90,4
1*	1,0	4	0,5	3,23	4,4 / 62,0	2,2 / 69,3	0,0 / 81,3
1*	2,0	8	0,5	3,23	4,4 / 57,0	2,2 / 62,7	0,0 / 70,9
1*	1,0	2	1,0	3,23	4,4 / 84,3	2,2 / 94,1	0,0 / 109,9
1*	1,0	20	0,1	3,23	4,4 / 47,7	2,2 / 53,8	0,0 / 63,7
2*	0,5	2	0,5	3,23	2,5 / 68,7	1,3 / 76,0	0,0 / 86,4
2*	1,0	4	0,5	3,23	2,5 / 63,6	1,3 / 69,6	0,0 / 77,8
2*	2,0	8	0,5	3,23	2,5 / 57,2	1,3 / 61,7	0,0 / 67,4
2*	1,0	2	1,0	3,23	2,5 / 86,7	1,3 / 94,7	0,0 / 105,6
2*	1,0	20	0,1	3,23	2,5 / 48,3	1,3 / 53,2	0,0 / 60,0
3	0,5	2	0,5	3,23	2,0 / 70,3	1,0 / 77,1	0,0 / 86,5
3	1,0	4	0,5	3,23	2,0 / 64,7	1,0 / 70,2	0,0 / 77,3
3	2,0	8	0,5	3,23	2,0 / 57,5	1,0 / 61,5	0,0 / 66,3
3	1,0	2	1,0	3,23	2,0 / 88,3	1,0 / 95,7	0,0 / 105,1
3	1,0	20	0,1	3,23	2,0 / 48,8	1,0 / 53,2	0,0 / 59,1
4	0,5	2	0,5	3,23	1,1 / 73,0	0,6 / 78,2	0,0 / 84,4
4	1,0	4	0,5	3,23	1,1 / 65,7	0,6 / 69,8	0,0 / 74,4
4	2,0	8	0,5	3,23	1,1 / 56,2	0,6 / 59,1	0,0 / 62,0
4	1,0	2	1,0	3,23	1,1 / 90,4	0,6 / 95,9	0,0 / 102,0
4	1,0	20	0,1	3,23	1,1 / 47,9	0,6 / 51,2	0,0 / 55,1

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des normalfesten Werkstoffs durchgeführt

Herausgreifen lässt sich in Tabelle 26 z. B. die Ermüdungsfestigkeit für den Probekörper
der Serie 1 mit einem Versatz von 10 % der Wanddicke. Für eine Anrisstiefe von

$a_0 = 0,5$ mm und ein Halbachsenverhältnisses von $a / c = 0,5$ ergibt sich ein Wert von $\Delta\sigma_C = 66,0$ MPa, der im Vergleich zur Berechnung in Tabelle 25 um 10 % höher liegt. Erkennbar ist, dass für Serie 1, auch unter Annahme eines normalfesten Baustahls S355J2H, die Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 71,0$ MPa, die in Abschnitt 4.2.2.3 auf Nennspannungsebene ermittelt wird, nicht erreicht wird. Angemerkt sei an dieser Stelle, dass die Probekörper der Serien 1 und 2 aus dem höherfesten Werkstoff gefertigt und die Rissfortschrittsberechnungen für den normalfesten Baustahl theoretischer Natur sind.

In Tabelle 25 und Tabelle 26 wird die Ermüdungsfestigkeit abhängig vom wanddickenbezogenen Versatz angegeben. Insbesondere bei den Probekörpern der Serien 1 und 2 ergeben sich daraus große absolute Versätze von bis zu 4,35 mm bei der Serie 1. Mit diesen großen Versätzen geht eine starke Reduktion der Ermüdungsfestigkeit einher. Um eine einheitliche Kerbfallempfehlung angeben zu können, wird deshalb geprüft, ob eine Begrenzung des absoluten Versatzes für die Probekörper der Serien 1 und 2 zielführend ist. Dazu werden die zuvor durchgeführten Berechnungen um definierte Versätze von 2 mm für die Serie 2 sowie um 2 mm und 3 mm für die Serie 1 ergänzt. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Tabelle 27 dargestellt. Es zeigt sich, dass neben der Angabe von wanddickenbezogenen Versätzen die Begrenzung des absoluten Versatzes für KHP mit Abmessungen in dieser Größenordnung sinnvoll sein kann. So lassen sich einfacher entsprechende Ermüdungsfestigkeiten für definierte Fehlergrößen über alle Serien hinweg ableiten. Auf Basis von Tabelle 27 kann z. B. gefolgert werden, dass für die Serie 1 unter Annahme eines normalfesten Baustahls S355J2H der Kerbfall 71 für Versätze kleiner 3 mm eingehalten wird. Diese Feststellung gilt für einen Anfangsriss mit einer Risstiefe von $a_0 = 0,5$ mm und einem Halbachsenverhältnis von $a / c = 0,5$.

Tabelle 27: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) und 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) aus Tabelle 3, axiale Zugbeanspruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des X75M und des S355J2H* aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versatz v_i	
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i	
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]		2 mm [MPa]	3 mm [MPa]
1	0,5	2	0,5	2,88	68,1	64,1
1	1,0	4	0,5	2,88	63,5	60,2
1	2,0	8	0,5	2,88	57,7	55,1
1	1,0	2	1,0	2,88	86,3	81,9
1	1,0	20	0,1	2,88	48,8	46,0
2	0,5	2	0,5	2,88	63,9	-
2	1,0	4	0,5	2,88	59,2	-
2	2,0	8	0,5	2,88	53,1	-
2	1,0	2	1,0	2,88	80,8	-
2	1,0	20	0,1	2,88	44,6	-
1*	0,5	2	0,5	3,23	75,7	70,9
1*	1,0	4	0,5	3,23	70,1	66,2
1*	2,0	8	0,5	3,23	63,2	60,3
1*	1,0	2	1,0	3,23	95,0	89,9
1*	1,0	20	0,1	3,23	54,4	51,2
2*	0,5	2	0,5	3,23	71,7	-
2*	1,0	4	0,5	3,23	66,1	-
2*	2,0	8	0,5	3,23	59,1	-
2*	1,0	2	1,0	3,23	90,0	-
2*	1,0	20	0,1	3,23	50,4	-

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des normalfesten Werkstoffs durchgeführt

4.5.7 Schlussfolgerungen

Zusammenfassend ist festzustellen, dass mit dem entwickelten Ansatz zur bruchmechanischen Lebensdauerbewertung eine gute und konservative Näherung an die experimentellen Ergebnisse erzielt wird. Dies wird zum einen durch die Berücksichtigung der Steifig-

keit der KHP in Umfangsrichtung über den K-Faktor nach der FKM-Richtlinie erreicht. Zum anderen ermöglicht der numerisch bestimmte M_k -Faktor die Berücksichtigung der Parameter, die die Ermüdungsfestigkeit maßgeblich beeinflussen. Zu diesen zählen der Versatz und die typische Nahtgeometrie an der Schweißnahtwurzel.

Die DNV GL-Empfehlung (DNVGL-RP-F108) unterschätzt den Einfluss aus dieser Diskontinuität. Diese Unterschätzung tritt mit zunehmendem Versatz immer mehr in den Vordergrund, wobei insbesondere der angegebene SCF den vorliegenden Versatz nicht in ausreichendem Maße berücksichtigt. Die genannten Aspekte äußern sich in Form nicht konservativer Ergebnisse und demzufolge einer Überschätzung der Lebensdauer. Abweichend von den Empfehlungen des DNV GL sind Lebensdauerabschätzungen unter der Annahme eines langen Oberflächenrisses nach BS 7910 möglich. Allerdings führen diese zu sehr konservativen berechneten Lebensdauern.

Anhand der bruchmechanisch in Abschnitt 4.5.6 bestimmten Ermüdungsfestigkeiten ist der maßgebliche Einfluss von vorliegenden Fehlern erkennbar. Dieser wird mit zunehmendem Versatz erheblich verstärkt und wirkt sich entsprechend ungünstig auf die erreichbare Ermüdungsfestigkeit aus. Erkennbar ist, dass der ungünstige Einfluss von kleinen Fehlern ($a_0 \leq 0,5$ mm) beim vorliegenden Konstruktionsdetail mit zunehmender Wanddicke geringer wird, sofern keine oder nur geringe Versätze vorliegen. Größere Versätze haben im Bereich geringer Risstiefen jedoch einen maßgebenden Einfluss, der mit zunehmender Wanddicke ansteigt und sich ungünstig auf das Rissfortschrittsverhalten auswirkt. Grund dafür ist der starke Anstieg des M_k -Faktors mit zunehmendem Versatz, siehe Abbildung 4.21.

Die Ergebnisse in Tabelle 25 bis Tabelle 27 werden in Abschnitt 5.2 im Zuge der Erstellung einer Kerbfallempfehlung für alle Serien zusammengefasst und erreichbare Ermüdungsfestigkeiten für definierte Fehlergrößen angegeben.

4.6 Weitere ermüdungsrelevante Einflüsse

4.6.1 Schlankheit, Spannungsverhältnis und Wanddicke

Neben dem bereits analysierten Einfluss von Fehlern erlaubt es die erstellte Datenbank, weitere mögliche Einflussparameter systematisch zu untersuchen. Dazu werden die Versuchsergebnisse fehlerfreier Probekörper herangezogen und die Ermüdungsfestigkeit wird für verschiedene Bereiche des jeweiligen Parameters statistisch ausgewertet. Die Auswertung erfolgt in Tabelle 28 bezogen auf die Schlankheit 2γ der KHP, das Spannungsverhältnis R sowie bezüglich der Wanddicke. Es wird eine feste Neigung von $m = 3$

nach (DIN EN 1993-1-9) zugrunde gelegt und sinnvolle Parameterbereiche im Hinblick auf die vorhandene Datenbasis bzw. auf etwaige Anforderungen in (DIN EN 1993-1-9) festgelegt. Aufgrund der unzureichend dokumentierten und teils beschliffenen Probekörper der Versuchsserien von (OHWA 1965) erfolgt die Auswertung zum einen unter Ausschluss der Ergebnisse an beschliffenen Probekörpern. Zum anderen werden die Ergebnisse von (OHWA 1965) aufgrund der wenig relevanten Probekörperabmessungen in der rechten Spalte von Tabelle 28 nicht berücksichtigt.

Tabelle 28: Statistische Auswertung zum Einfluss verschiedener Parameter basierend auf den fehlerfreien Versuchsergebnissen an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP aus Abbildung 4.2, feste Neigung von $m = 3$ nach (DIN EN 1993-1-9)

Parameter	Neigung m	Fraktilwert ohne beschliffene	Fraktilwert ohne Ergeb-
		Ergebnisse von (OHWA 1965)	nisse von (OHWA 1965)
		$\Delta\sigma_C (P_{\bar{u}} = 95\%)$	$\Delta\sigma_C (P_{\bar{u}} = 95\%)$
	[-]	[MPa]	[MPa]
$2\gamma < 20$	3,0	78,3	78,3
$2\gamma \geq 20$	3,0	73,5	76,1
R = -1	3,0	72,3	76,8
R > 0	3,0	73,4	73,4
t < 16 mm	3,0	72,8	74,8
t ≥ 16 mm	3,0	73,6	73,6
t ≤ 8 mm	3,0	67,1	72,7
8 < t ≤ 12,5 mm	3,0	82,3	82,3
t ≥ 12,5 mm	3,0	73,8	73,8

Die Auswertung zeigt, dass die Schlankheit keinen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit besitzt. So ergibt sich ohne die Ergebnisse von (OHWA 1965) für eine Schlankheit von $2\gamma < 20$ eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 78,3$ MPa und für $2\gamma \geq 20$ eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 76,1$ MPa.

Ebenso zeigt sich kein ermüdungsrelevanter Einfluss des vorliegenden Spannungsverhältnisses R. Schwellend sowie wechselnd beanspruchte Probekörper erreichen nahezu dieselben Ermüdungsfestigkeiten.

Darüber hinaus ist in Tabelle 28 keine Wanddickenabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit festzustellen, wenn eine Unterteilung in Wanddicken $t < 16$ mm und $t \geq 16$ mm erfolgt. Bezugnehmend auf Abschnitt 2.5.2 führt eine feinere Unterteilung in Anlehnung an EC 3

Teil 1-9 für $t \leq 8$ mm und für $t \geq 12,5$ mm zu derselben Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C \approx 73$ MPa. Im Bereich $8 < t \leq 12,5$ mm wird zwar ein Wert von $\Delta\sigma_C = 82,3$ MPa erreicht, eine Gesetzmäßigkeit mit zunehmender Wanddicke ist jedoch nicht zu erkennen. Nach dem Hintergrunddokument beruht die in EC 3 Teil 1-9 für Wanddicken von $8 < t \leq 12,5$ mm definierte Anhebung auf den Kerbfall 90 auf Untersuchungen an Rechteckhohlprofilen an der Universität Delft. Die noch ausstehende Bestätigung dieser Anhebung für KHP wird durch die vorliegende Auswertung widerlegt.

4.6.2 Eigenspannungen

Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit ist in der vorliegenden Arbeit im Rahmen der Anwendung von Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept in den Abschnitten 4.2 bis 4.4 in den erstellten Wöhlerlinien enthalten. Die Berücksichtigung des Eigenspannungseinflusses erfolgt dementsprechend indirekt auf der Widerstandsseite.

Das Rissfortschrittskonzept wird in Abschnitt 4.5 zur Abschätzung des Einflusses von vorliegenden Fehlern angewendet. Eine direkte Berücksichtigung des Eigenspannungseinflusses erfolgt bei diesem Konzept nicht. Die bruchmechanischen Kennwerte werden an verhältnismäßig großen MT-Proben ermittelt, die aus den eigenspannungsbehafteten Probekörpern entnommen werden. Es ist jedoch davon auszugehen, dass die vorliegenden Eigenspannungen im Zuge der Probenentnahme weitestgehend ausgelöst werden. Eine direkte Berücksichtigung des Eigenspannungseinflusses und dessen Auswirkung auf die Spannungsintensität ist möglich, wenn sowohl die Höhe als auch der Verlauf der Eigenspannungen für die einseitig geschweißten Stumpfstöße von KHP bekannt wäre. Zur Bestimmung des Eigenspannungsverlaufs kommen folgende Vorgehensweisen in Betracht:

- Über eine aufwendige Bestimmung der bruchmechanischen Kennwerte am gesamten Bauteil kann der Eigenspannungseinfluss direkt in den bruchmechanischen Kennwerten erfasst werden. Dazu sind definierte Anfangsfehler in die zu prüfenden Bauteile einzubringen und der Rissfortschritt entsprechend zu bestimmen. Aufgrund der Zugänglichkeitsproblematik ist dies im Nahtwurzelbereich lediglich an KHP mit sehr großen Durchmessern möglich und demzufolge mit sehr hohen Kosten verbunden.
- Durch eine Kombination verschiedener Verfahren zur Eigenspannungsmessung kann der Eigenspannungsverlauf experimentell bestimmt werden. In diesem Zusammenhang eignen sich für oberflächennahe Eigenspannungsmessungen z. B. röntgenografische Verfahren oder die Bohrlochmethode. Eigenspannungs-

messungen in Tiefenrichtung sind z. B. mit Neutronenstrahlung an entsprechenden Forschungseinrichtungen möglich. Auch mit diesen Verfahren sind hohe Kosten verbunden und die Anwendbarkeit ist hinsichtlich der Bauteilabmessungen stark eingeschränkt.

- Mithilfe numerischer Verfahren können Eigenspannungsverläufe über eine Schweißnahtsimulation berechnet werden. Entsprechende Berechnungen sind sensitiv bezüglich der Eingangswerte und die Ermittlung der erforderlichen Eingangswerte ist aufwendig und kostenintensiv. Hinsichtlich des zu untersuchenden Konstruktionsdetails treten vor allem Effekte aus der Vielzahl an Schweißlagen (Mehrlagigkeit) und der erforderlichen Berechnungskapazitäten in den Vordergrund. Weitere Schwierigkeiten ergeben sich aus der für die vorliegenden Werkstoffe zu berücksichtigenden Phasenumwandlung, insbesondere auch im Zusammenhang mit der Mehrlagigkeit.

Aus der Fachliteratur geht hervor, dass die Höhe von ungünstig wirkenden Zugeigenspannungen, die aus dem Schweißprozess resultieren, mit zunehmender Bauteilgröße und Dicke sowie den damit verbundenen Zwängungen zunimmt (MADDOX 2000; GURNEY 1979b). Umfangreiche Literaturrecherchen zu experimentell und numerisch ermittelten Eigenspannungen von (MOHR 1996) zeigen, dass diese am vorliegenden Konstruktionsdetail sowohl in Axial- als auch in Umfangsrichtung stark variieren. Festgestellt wird dies selbst bei KHP mit identischen Wanddicken. Unter Berücksichtigung des Wärmeeintrags und der jeweiligen Werkstoffstreckgrenze grenzt (MOHR 1996) die Streuung auf $\pm 40\%$ der Streckgrenze ein. Experimentelle und theoretische Untersuchungen von (LEGGATT 1984) deuten darauf hin, dass die Eigenspannungen bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP primär von der Wanddicke abhängen. So kommt Leggatt zu der Erkenntnis, dass bei KHP mit Wanddicken kleiner 16 mm im Nahtwurzelbereich Zugeigenspannungen vorliegen. Mit zunehmender Wanddicke ändert sich dies, sodass ab Wanddicken größer 25 mm Druckeigenspannungen im Wurzelbereich vorliegen. Als Folge könnte für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP, verglichen mit anderen geschweißten Verbindungen, ein gegensätzlicher und somit günstiger Wanddickeneffekt vorliegen. Dies könnte, neben der geringeren Anzahl an detektierten Unregelmäßigkeiten, mit ein Grund für die höheren Ermüdungsfestigkeiten der Versuchsserien 1 und 2 in Abschnitt 3.1.5 sein. Dem gegenüber stehen Eigenspannungsverläufe, die hohe Zugeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze an der Nahtwurzel unterstellen, siehe z. B. (BS 7910b). Diese Verläufe stellen wiederum eine obere Grenzwertkurve an die beschriebenen und stark streuungsbehafteten Eigenspannungswerte dar.

Sofern bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP ab bestimmten Wanddicken tatsächlich Druckeigenspannungen im Bereich der Nahtwurzel vorliegen, kann dies die Ermüdungsfestigkeit der Nahtwurzel verbessern. Ein etwaiger Vorteil kann aufgrund der

großen Streuungen der Eigenspannungen bzw. der vorhandenen Daten bislang in der Bemessung nicht genutzt werden. Um den Eigenspannungseinfluss im Rahmen einer rechnerischen Ermüdungsfestigkeitsbewertung zutreffend zu quantifizieren, ist die Eigenspannungsermittlung am vorliegenden Bauteil unerlässlich. Dazu stehen die genannten Verfahren zur Verfügung.

4.7 Möglichkeiten zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit

Um die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Bauteile zu erhöhen, stehen verschiedene Verfahren zur Verfügung. Sofern konstruktiv möglich, erscheint zunächst eine beidseitige Ausführung der Schweißnaht beim vorliegenden Konstruktionsdetail Erfolg versprechend. In (MADDOX UND RAZMJOO 1998) werden unter anderem beidseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP geprüft, siehe Tabelle 16. Die Ergebnisse sind in Abbildung 4.24 zusammen mit den eigenen Versuchsergebnissen an einseitig geschweißten Stumpfstößen dargestellt. Die eigenen Ergebnisse dienen lediglich der Einordnung und werden nicht mit ausgewertet. Erkennbar ist, dass das Versagen beidseitig geschweißter Nähte sowohl von der Nahtwurzel als auch von der Decklage ausgeht.

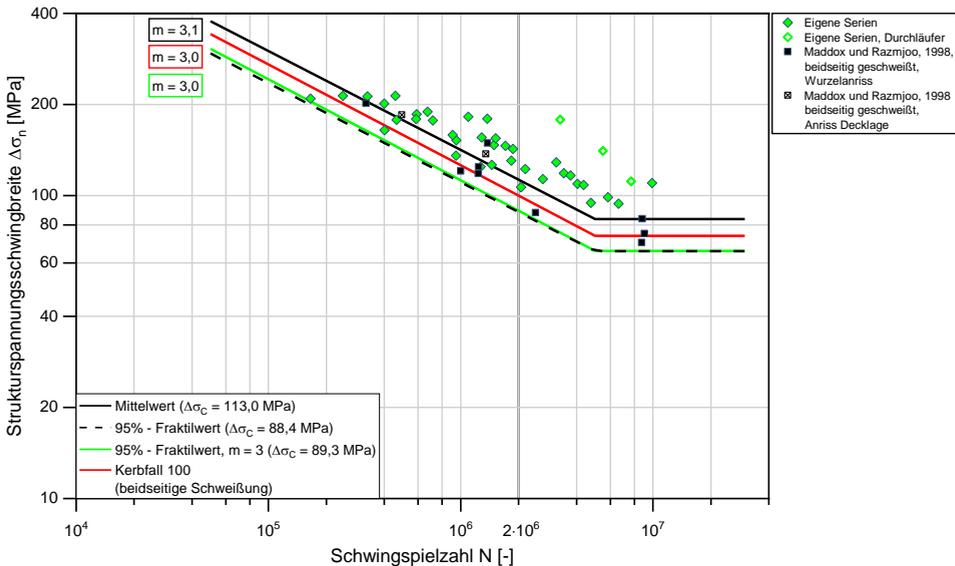


Abbildung 4.24: Eigene Versuchsergebnisse einseitig geschweißter und recherchierte Ergebnisse beidseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP, Wöhlerlinie für die Strukturspannung

Auch wenn die Versuchsanzahl nicht sehr umfangreich ist, so fällt im Vergleich zur Auswertung der einseitig geschweißten Stumpfstoße von KHP in Abbildung 4.9 auf, dass die Ermüdungsfestigkeit beidseitig geschweißter Nähte mit einem Wert von $\Delta\sigma_C = 89,3$ MPa um 11 % geringer ist. Ein vorteilhafteres Ermüdungsverhalten wird anhand der vorgestellten Ergebnisse für beidseitig geschweißte Stumpfstoße folglich nicht festgestellt.

Eine zusätzliche Nachbehandlung durch Beschleifen oder durch eine WIG-Nachbehandlung der Schweißnaht führt hingegen zu einer Steigerung der Ermüdungsfestigkeit. Dies wird sowohl für einseitig als auch für beidseitig geschweißte Stumpfstoße von KHP festgestellt. Neben den eigenen Versuchsergebnissen aus Abbildung 4.1 sind in Abbildung 4.25 die Ergebnisse nachbehandelter Stumpfstoße aus Tabelle 16 auf Nennspannungsebene dargestellt. Die eigenen Ergebnisse dienen lediglich der Einordnung und werden nicht in die Auswertung miteinbezogen.

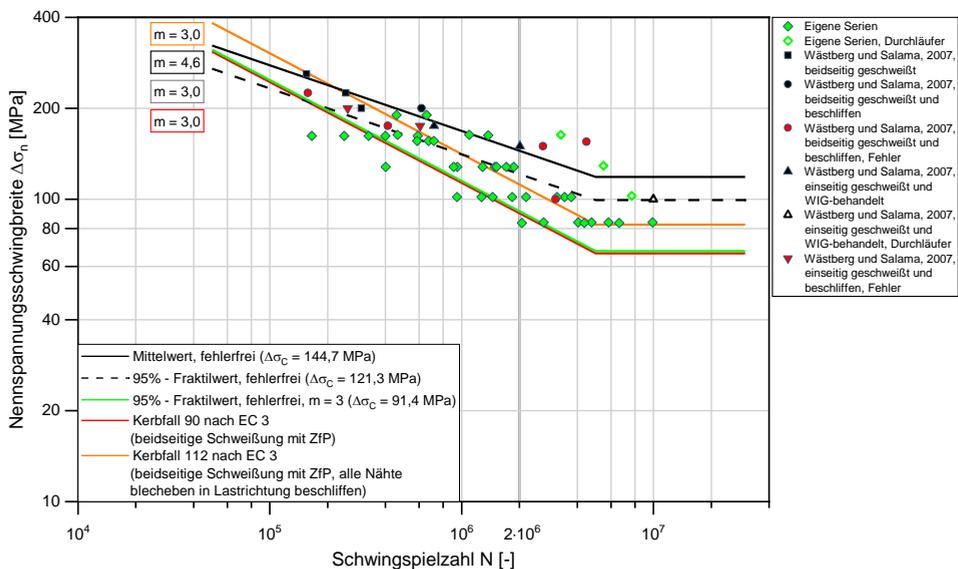


Abbildung 4.25: Eigene Versuchsergebnisse einseitig geschweißter und recherchierte Ergebnisse zu nachbehandelten Stumpfstoßen von KHP, Wöhlerlinien für die Nennspannung an der Nahtwurzel auf der Profilinnenseite

Nachbehandelt werden die Nähte, indem sie blecheben beschliffen oder indem die Nahtübergänge WIG-nachbehandelt werden. Für die Versuche von (WÄSTBERG UND SALAMA 2007) ergibt sich infolge der Nachhandlung eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 91,4$ MPa für eine feste Neigung von $m = 3$. Anzumerken ist, dass die zugehörige

Wöhlerlinie eine flachere Neigung von $m = 4,6$ aufweist. Dies ist ein typisches Merkmal von nachbehandelten Schweißverbindungen und wird auch für andere Nachbehandlungsverfahren, wie die höherfrequenten Hämmerverfahren, festgestellt, siehe (UMMENHOFER ET AL. 2009; UMMENHOFER UND WEIDNER 2013; KUHLMANN ET AL. 2018; KUHLMANN ET AL. 2017).

Der Vergleich mit der Versuchsauswertung auf Nennspannungsebene in Abbildung 4.2 zeigt eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit um 29 %. Durch die WIG-Nachbehandlung werden die Schweißnahtübergänge nochmals aufgeschmolzen, wodurch sich ein geometrisch weicherer Nahtübergang ergibt und Unregelmäßigkeiten entfernt werden. In ähnlicher Weise werden durch das Beschleifen die Diskontinuitäten, die in Form der Nahtüberhöhung an Decklage und Wurzel vorliegen, entfernt. Mit beiden Verfahren ist durch eine Milderung bzw. Entfernung der Diskontinuität, die aus der Schweißnaht resultiert, eine Steigerung der Ermüdungsfestigkeit möglich. In diesem Zusammenhang ist stets voranzusetzen, dass mit dem gewählten Verfahren auch die Nahtwurzel auf der Profilineuseite erreicht werden kann. Ist dies gegeben, so kann auch eine Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren beim vorliegenden Konstruktionsdetail erfolgen, siehe Abschnitt 2.3.1. In diesem Fall dürfen jedoch nur Unregelmäßigkeiten geringer Größe am Nahtübergang vorliegen, die durch eine Nachbehandlung entsprechend eliminiert werden können.

5 Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP

5.1 Vorgehen und Ziel

In Abschnitt 4 wird die Ermüdungsfestigkeit des zu untersuchenden Konstruktionsdetails anhand verschiedener Bemessungskonzepte bewertet. Dazu wird neben den eigenen experimentellen Ergebnissen aus Abschnitt 3.1.5 eine vertiefende Literaturrecherche zu weiteren Versuchsergebnissen des vorliegenden Konstruktionsdetails herangezogen, sodass eine umfangreiche Datenbasis für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP zugrunde liegt. Neben der Ermüdungsfestigkeitsbewertung nach dem Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept wird der Einfluss von Unregelmäßigkeiten und Fehlern auf die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails mithilfe der Bruchmechanik untersucht und quantifiziert.

Um eine zutreffende Kerbfallempfehlung für das untersuchte Konstruktionsdetail zu erstellen, sollen die Bewertungen nach den verschiedenen Konzepten abschließend zusammengeführt werden. Dazu werden die Konzepte einschließlich der jeweiligen Randbedingungen einander gegenübergestellt und konzeptübergreifend auf Konsistenz geprüft. Es soll sichergestellt werden, dass unabhängig vom verwendeten Bemessungskonzept eine zutreffende Ermüdungsfestigkeit für das Konstruktionsdetail abgeleitet wird. Gleichermäßen soll verhindert werden, dass die Bemessung mit dem einen oder anderen Konzept zu wesentlich vorteilhafteren Ergebnissen führt.

5.2 Kerbfallempfehlung

Für das vorliegende Konstruktionsdetail wird als Grundlage für die zu erstellende Kerbfallempfehlung die zuvor beschriebene Vorgehensweise in Form einer Gegenüberstellung der einzelnen Bemessungskonzepte umgesetzt. Dazu wird in Tabelle 29 zunächst die Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP angegeben, die sich unter Anwendung des jeweiligen Bemessungskonzeptes in Abschnitt 4 ergibt. Im Hinblick auf die Auswertung wird stets die Ermüdungsfestigkeit für eine Wöhlerlinienneigung von $m = 3$ entsprechend EC 3 Teil 1-9 (DIN EN 1993-1-9) aus den jeweiligen Ergebnistabellen in Abschnitt 4 entnommen.

Tabelle 29 ist so aufgebaut, dass in den ersten 3 Zeilen die Ermüdungsfestigkeitswerte für die eigenen Versuchsserien sowie der in den Ergebnissen enthaltene Versatz angegeben sind.

Dieser wird beim Struktur- und Kerbspannungskonzept auf der Widerstandsseite berücksichtigt und folglich zu null angegeben.

In den grau markierten Zeilen 4 bis 6 sind die Ermüdungsfestigkeiten für die eigenen Versuchsserien unter Hinzunahme der Ergebnisse aus der Literaturrecherche für das Nenn- und das Strukturspannungskonzept angegeben. Der inhärente Versatz ist für die Nennspannungsauswertung der Gesamtheit an Versuchsergebnissen nicht bekannt.

Zur Rückrechnung auf die zugehörige Nennspannung ist in Zeile 7 der an die Ergebnisse der numerischen Berechnungen angepasste und nach Gl. (4.6) berechnete SCF angegeben. Dieser wird für einen Versatz, der 10 % der Wanddicke entspricht, berechnet und es wird der mittlere Wert der eigenen Versuchsserien angegeben. Gleichermaßen ist in Zeile 8 die Kerbformzahl K_t für einen Versatz von 10 % der Wanddicke dargestellt, wobei wiederum der mittlere Wert für die eigenen Versuchsserien bestimmt wird.

In Zeile 9 ist die Ermüdungsfestigkeit für die eigenen Versuchsserien, die einen mittleren Versatz von ca. 5,5 % der Wanddicke enthalten, aufgeführt. Weiterhin werden die für das Struktur- und das Kerbspannungskonzept ermittelten Ermüdungsfestigkeiten auf die Nennspannungsebene rückgerechnet.

Erkennbar ist, dass die für einen Versatz von 10 % der Wanddicke rückgerechneten Nennspannungen (76,8 MPa beim Struktur- und 72,4 MPa beim Kerbspannungskonzept) erwartungsgemäß geringer als die Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 78,5$ MPa für die Nennspannungswöhlerlinie sind. Insgesamt resultiert ungeachtet der unterschiedlichen Bewertungstiefe der angewendeten Konzepte eine weitgehend konsistente Ermüdungsfestigkeit auf Nennspannungsebene.

Auf der sicheren Seite liegend kann das vorliegende Konstruktionsdetail bezugnehmend auf die im EC 3 festgelegten Wöhlerlinienscharen dem Kerbfall 71 zugeordnet werden. Dieser Wert wird unter Hinzunahme der Ergebnisse aus der Literaturrecherche bestätigt. So ergibt sich für die Nennspannungsauswertung aller Versuchsergebnisse eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C = 70,9$ MPa. Ohne die Ergebnisse beschliffener Nähte von (OHWA 1965), die mit die Grundlage für die Kerbfalleinordnung nach EC 3 bilden, steigt diese auf $\Delta\sigma_C = 73,2$ MPa an, sodass der Kerbfall 71 eine konservative Abschätzung darstellt, vgl. Abschnitt 4.2.2.3. Weiterhin bestätigt die vorgenommene Rückrechnung der Struktur- und Kerbspannungswerte, dass der zugrunde gelegte Versatz von 10 % der Wanddicke durch den Kerbfall 71 abdeckt wird.

Im Zuge dessen ist eine Erweiterung der Grenzwerte für den Kantenversatz von Rohren und Hohlprofilen in Tabelle C.1 von (DIN EN ISO 5817) diskussionswürdig. Im Hinblick auf die Herstellung erscheint eine Anhebung des Grenzwerts sinnvoll, zumal bei stumpfgeschweißten Blechen deutlich größere Kantenversätze zulässig sind, siehe Ta-

belle 13. So wird für den Kantenversatz von Blechen in der Bewertungsgruppe B90 ein Grenzwert von $h \leq 0,1 t$ angegeben und dieser auf einen Maximalwert von 3 mm begrenzt. Für dickwandige Rohre, wie sie im Rahmen dieser Arbeit untersucht werden, erscheint dieser Grenzwert sinnvoller als die Angabe eines Grenzwerts von 1 mm.

Tabelle 29: Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP: Gegenüberstellung der verschiedenen Bemessungskonzepte aus Abschnitt 4, Wöhlerlinienneigung $m = 3$

Zeile		Nennspannungskonzept	Strukturspannungskonzept	Kerbspannungskonzept
1	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (experimentell, eigene Versuche)	78,5 MPa	-	-
2	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (numerisch, eigene Versuche)	-	99,8 MPa	211,3 MPa
3	enthaltener Versatz v_1^{**}	$\sim 0,055 \cdot t$	-	-
4	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (experimentell, Literatur u. eigene Versuche)	70,9 MPa*	-	-
5	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (numerisch / gemessen, Literatur u. eigene Versuche)	-	99,7 MPa	-
6	enthaltener Versatz v_1	keine Angabe	-	-
7	SCF für $v_1 = 0,1 \cdot t^{**}$ nach Gl. (4.6) (Berücksichtigung Versatz)	-	1,28	-
8	K_t für $v_1 = 0,1 \cdot t^{**}$ vgl. Abschnitt 4.4 (Berücksichtigung Versatz)	-	-	2,92
9	resultierende Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (Rückrechnung auf Nennspannung, eigene Versuche)	78,5 MPa	76,8 MPa***	72,4 MPa
10	resultierende Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ (Rückrechnung auf Nennspannung, Literatur u. eigene Versuche)	70,9 MPa	77,9 MPa	-

* $\Delta\sigma_C = 73,2$ MPa bei Auswertung ohne die Ergebnisse von (OHWA 1965) mit beschliffener Naht

** gemittelter Wert für alle Versuchsserien aus Tabelle 3

*** SCF bei Biegeversuchen auf Membranspannungsanteil ($\Delta\sigma = 105,3$ MPa) angewendet

Auf Basis von Tabelle 29 und den vorangegangenen Betrachtungen erfolgt die Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP in Tabelle 30. Die Kerbfälle werden für die Anwendung des Nenn-, des Struktur- und des Kerbspannungskonzeptes angegeben und gelten in Verbindung mit einer Wöhlerlinienneigung von $m = 3$. Für den

Nennspannungsnachweis ist der Versatz angegeben, der durch den Kerbfall mit abgedeckt wird. Weiterhin wird auf den in Verbindung mit dem Strukturspannungskonzept zu verwendenden SCF verwiesen.

Der Vergleich mit dem EC 3 zeigt, dass der für den Nennspannungsnachweis ermittelte Kerbfall 71 für Wanddicken bis 8 mm mit dem im EC 3 angegebenen Wert übereinstimmt (Tabelle 2). Die im EC 3 für Wanddicken im Bereich von $8 < t \leq 12,5$ mm definierte Anhebung auf den Kerbfall 90 wird basierend auf den eigenen Auswertungen nicht bestätigt. Weiterhin ist für den Kerbfall 71 auf Grundlage der vorgestellten Untersuchungen die Erweiterung des Anwendungsbereichs auf Wanddicken bis 50 mm möglich. Die Anwendbarkeit der Kerbfallempfehlung im EC 3 ist derzeit auf Wanddicken von 12,5 mm begrenzt.

Tabelle 30: Kerbfallempfehlung für einseitig geschweißte Stumpfstöße von KHP für die Anwendung von Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept, Wöhlerlinienneigung $m = 3$

	Nennspannungskonzept	Strukturspannungskonzept	Kerbspannungskonzept
Kerbfall	71 MPa	100 MPa	210 MPa
enthaltener Versatz v_i	$0,1 \cdot t$	- / SCF nach Gl. (4.6)	- / Berechnung mit $r_{ref} = 1$ mm

Der maßgebliche Einfluss von vorliegenden Fehlern und rissartigen Defekten auf die Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP wird in Abschnitt 4.5.6 bruchmechanisch untersucht und quantifiziert. Es zeigt sich, dass der ungünstige Einfluss von vorliegenden Fehlern mit zunehmendem Versatz erheblich verstärkt wird. Dies wirkt sich in Form einer Reduktion der Ermüdungsfestigkeit aus.

Basierend auf Tabelle 25 bis Tabelle 27 wird in Tabelle 31 die erreichbare Ermüdungsfestigkeit für definierte Fehlergrößen angegeben. Ergänzend werden Grenzwerte für den Versatz angegeben, für den die jeweilige Ermüdungsfestigkeit gewährleistet wird. Die Angaben in Tabelle 31 gelten für alle Serien. Aufgrund des festgestellten Werkstoffeinflusses erfolgt auf Basis der durchgeführten Untersuchungen die Unterteilung in normalfeste (S355J2H) und in höherfeste (X75M) Stahlwerkstoffe.

Aus Tabelle 31 geht hervor, dass die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails im Falle des höherfesten Stahlwerkstoffs X75M stets eine Kerbfallklasse niedriger liegt als die des überwiegend eingesetzten normalfesten Baustahls S355J2H.

Weiterhin zeigt sich für den normalfesten Baustahl, dass der auf Basis der nennspannungsbasierten Auswertung in Abschnitt 4.2.2.3 ermittelte Kerbfall 71 für kleine Anrisse mit einer Tiefe von $a_0 \leq 0,5$ mm und einer Länge von $2c_0 = 2$ mm eingehalten wird. Voraussetzung ist, dass der Versatz auf 10 % der Wanddicke begrenzt wird und einen Wert von 2 mm nicht überschreitet.

Tabelle 31: Ermüdungsfestigkeit abhängig von Fehlergröße und Versatz für die Serien 1 bis 4 aus Tabelle 3, Angabe für normalfeste (S355J2H) und höherfeste (X75M) Stahlwerkstoffe

Werkstoff	Rissgeometrie			Neigung $m = m_P$ [-]	Kerbfall bzw. Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ [MPa]	zulässiger Versatz v_i [mm]
	Tiefe	Länge	Form			
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]			
S355J2H	0,5	2	0,5	3,23	71*	$\leq 0,1 \cdot t$, max. 2 mm
S355J2H	1,0	4	0,5	3,23	63	$\leq 0,1 \cdot t$, max. 3 mm
S355J2H	2,0	8	0,5	3,23	56	$\leq 0,1 \cdot t$
S355J2H	1,0	2	1,0	3,23	80	$\leq 0,1 \cdot t$
S355J2H	1,0	20	0,1	3,23	50	$\leq 0,05 \cdot t$
X75M	0,5	2	0,5	2,88	63*	$\leq 0,1 \cdot t$, max. 2 mm
X75M	1,0	4	0,5	2,88	56	$\leq 0,1 \cdot t$
X75M	2,0	8	0,5	2,88	50*	$\leq 0,1 \cdot t$
X75M	1,0	2	1,0	2,88	71	$\leq 0,1 \cdot t$
X75M	1,0	20	0,1	2,88	45*	$\leq 0,05 \cdot t$

* Für Kerbfallangabe wird Ermüdungsfestigkeit bei einer Serie aufgerundet (max. 0,8 MPa $\hat{=}$ max. 1,6 %)

Für gedrungene Anrisse mit einer Tiefe von $a_0 \leq 1$ mm und einer Länge von $2c_0 = 2$ mm wird dieser Kerbfall für beide Werkstoffe erreicht, sofern der Versatz einen Wert von 10 % der Wanddicke nicht überschreitet. Liegen größere Unregelmäßigkeiten oder rissartige Defekte vor, so ergeben sich nach Tabelle 31 entsprechend geringere Ermüdungsfestigkeiten. So wird für den normalfesten Baustahl für Anrisse mit einer Tiefe von $a_0 \leq 1,0$ mm und einer Länge von $2c_0 = 4$ mm für einen Versatz von $v_i \leq 0,1 \cdot t$ und max. 3 mm der Kerbfall 63 erreicht.

Hinzuzufügen ist, dass bruchmechanische Bewertungen, wie sie im Rahmen dieser Arbeit durchgeführt werden, stets von den Werkstoffkennwerten des vorliegenden Bauteils abhängen. In dieser Arbeit werden die Werkstoffkennwerte für einen normalfesten Baustahl S355J2H sowie für einen höherfesten Werkstoff X75M ermittelt. Im Zuge der Bestimmung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte in Abschnitt 3.2.3 zeigt sich,

dass die ermittelten Kennwerte charakteristisch für die jeweiligen Werkstoffe sind und im Bereich der in den Regelwerken angegebenen Kennwerte liegen. Infolgedessen stellen die damit berechneten Ermüdungsfestigkeiten in Tabelle 31 repräsentative Kennwerte zur Bewertung von Fehlern bei einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP dar.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Inhalt der vorliegenden Arbeit ist die experimentelle und numerische Untersuchung des Ermüdungsverhaltens einseitig geschweißter Stumpfstoße von Kreishohlprofilen. Die Ermüdungsfestigkeit dieser offshore-relevanten Schweißverbindungen wird maßgeblich durch geometrische Imperfektionen und Schweißnahtunregelmäßigkeiten beeinflusst. Herstellungsbedingt und aufgrund der fehlenden Zugänglichkeit geht das Versagen erfahrungsgemäß von der ermüdungskritischen Nahtwurzel aus und wird infolgedessen häufig erst detektiert, wenn ein vollständiger Durchriss der Profilwand auftritt. Diesen Umständen geschuldet, werden in Regelwerken entsprechend konservative Ermüdungsfestigkeitsangaben angegeben. Forschungsarbeiten deuten darauf hin, dass diese Angaben mehr oder weniger gut begründet und meist nicht hinreichend durch experimentelle Ergebnisse belegt sind. Abhängig von der jeweiligen Datengrundlage kommen gültige Regelwerke, wie der EC 3 oder der DNV GL, zu sehr unterschiedlichen Kerbfallempfehlungen. Ziel dieser Arbeit ist es daher, eine zutreffende Kerbfallempfehlung für dieses Konstruktionsdetail zu erarbeiten und geeignete Anforderungen an den Kerbfall im Hinblick auf Imperfektionen zu definieren, um die Voraussetzung für eine sichere Bauteilauslegung zu schaffen.

Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse in einer dem chronologischen Aufbau der vorliegenden Arbeit entsprechenden Reihenfolge zusammengefasst:

Zu Beginn der Arbeit wird auf das Themengebiet der Ermüdung und das Ermüdungsverhalten von geschweißten Bauteilen eingegangen. Da die Ermüdungsfestigkeit von zahlreichen Einflussparametern bestimmt wird, werden diese einzeln vorgestellt und deren Auswirkung erörtert. Als wesentliche Einflüsse werden im Hinblick auf das zu untersuchende Konstruktionsdetail die Kerbwirkung, herstellungsbedingte Einflüsse wie Imperfektionen und Unregelmäßigkeiten sowie der verwendete Werkstoff identifiziert. Derzeit verfügbare Bemessungskonzepte weisen eine unterschiedliche Bewertungstiefe auf, berücksichtigen jeweils spezifische Einflussparameter und unterscheiden sich hinsichtlich des Berechnungsaufwandes mitunter erheblich. Im Hinblick auf die vorzunehmende Ermüdungsfestigkeitsbewertung werden die verfügbaren Bemessungskonzepte vorgestellt, die jeweiligen Anwendungsgrenzen diskutiert und die Anwendbarkeit auf das zu untersuchende Detail bewertet. Für das vorliegende Konstruktionsdetail eignen sich das Nenn-, das Struktur- und das Kerbspannungskonzept. Der Einfluss von Unregelmäßigkei-

ten auf die Ermüdungsfestigkeit ist bruchmechanisch unter Anwendung des Rissfortschrittskonzeptes zu bewerten.

Eingehend auf die Widerstandsseite wird die Kerbfallklassifizierung einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP näher beleuchtet. Dazu werden die Kerbfallempfehlungen gültiger Regelwerke einander gegenübergestellt. Hierbei zeigt sich, dass die Ermüdungsfestigkeit des vorliegenden Konstruktionsdetails von den gültigen Regelwerken nicht einheitlich bewertet wird. Die Empfehlungen zur Kerbfalleinordnung streuen über einen weiten Bereich und variieren von Kerbfall 56 bis Kerbfall 90 erheblich. Bezugnehmend auf EC 3 Teil 1-9 wird festgestellt, dass dem Kerbfallkatalog für das vorliegende Detail lediglich eine kleine und unzureichend erscheinende Datenbasis zugrunde liegt. Weiterhin basiert die im EC 3 enthaltene wanddickenabhängige Kerbfalleinhebung (Kerbfall 90 für $8 \text{ mm} < t \leq 12,5 \text{ mm}$) auf Untersuchungen an Rechteckhohlprofilen.

Mit dem Ziel, eine zutreffende Kerbfallempfehlung zu erarbeiten, wird basierend auf dieser Ausgangssituation der Forschungsbedarf begründet und die Notwendigkeit eigener Untersuchungen abgeleitet. Zur Erreichung dieses Ziels werden zum einen eigene experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Zum anderen wird eine Literaturrecherche durchgeführt, um eine fundierte Datenbasis für die Ermüdungsfestigkeitsbewertung zu erstellen.

Eigene experimentelle Untersuchungen werden an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP mit offshore-relevanten Abmessungen durchgeführt. Das Versuchsprogramm besteht aus 40 Ermüdungsversuchen an Großbauteilen mit KHP-Durchmessern von 219 mm bis 914 mm. Diese werden unter Vierpunktbiegung geprüft. Die Wanddicken der KHP liegen im Bereich von 11 mm bis 44 mm. Hergestellt werden die Probekörper von Industriepartnern aus den Stahlwerkstoffen S355J2H, X75M und X80M im Rahmen eines Forschungsprojektes. Im Ermüdungsversuch tritt das Versagen der Probekörper stets an der ermüdungskritischen Nahtwurzel auf. Begleitende Untersuchungen werden zur Erfassung der Nahtgeometrie im Bereich der Wurzel und zur Analyse der Bruchflächen bei den Probekörpern durchgeführt. Die erfassten Nahtgeometrieparameter dienen als Eingangswerte für numerische Berechnungen und anhand identifizierter Rastlinien können bruchmechanische Berechnungen validiert werden. Auf Basis der experimentellen Untersuchungen zeigt sich, dass bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP eine hohe Kerbschärfe an den Nahtübergängen der Wurzel vorliegt. Versagensbegünstigend wirken der festgestellte Kantenversatz sowie häufig auftretende Schweißnahtunregelmäßigkeiten im Wurzelbereich. Daraus wird gefolgert, dass die Berücksichtigung der typischen Nahtgeometrie und der Imperfektionen für eine zutreffende Ermüdungsfestigkeitsbewertung unerlässlich sind. Zudem werden weiterführende Untersuchungen zum Einfluss von Unregelmäßigkeiten als zielführend erachtet.

Bruchmechanische Methoden ermöglichen die Bewertung von Unregelmäßigkeiten bei nichtruhender Beanspruchung. Diese erfordern die Kenntnis der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte, die für die zugrunde liegenden Werkstoffe ermittelt werden. Die experimentelle Bestimmung erfolgt an MT-Proben nach ASTM E647. Bei der Versuchsauswertung zeigt sich, dass die ermittelten Kennwerte charakteristisch für die jeweiligen Werkstoffe sind und im Bereich der in den Regelwerken angegebenen Kennwerte liegen.

Zusätzlich zu den experimentellen Untersuchungen wird eine vertiefende Literaturrecherche zu publizierten Versuchsergebnissen an einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP durchgeführt. Basierend auf den Rechercheergebnissen wird eine Versuchsdatenbank erstellt, die eine belastbare Bewertung der Ermüdungsfestigkeit ermöglicht. Den Kern der vorliegenden Arbeit stellt die Ermüdungsfestigkeitsbewertung des Konstruktionsdetails unter Anwendung geeigneter Konzepte dar.

Die Auswertung der eigenen Versuchsergebnisse auf Nennspannungsebene zeigt, dass der Kerbfall 71 die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails konservativ beschreibt. Diese Erkenntnis wird unter Hinzunahme der Ergebnisse aus der Literaturrecherche bestätigt. Festzustellen ist, dass bei der nennspannungsbasierten Auswertung eine große Streuung vorliegt. Da bei der Anwendung des Nennspannungskonzeptes alle ermüdungsrelevanten Einflüsse auf der Widerstandsseite in der Wöhlerlinie erfasst werden, wird die Anwendung von verfeinerten Nachweiskonzepten als zielführend angesehen, um die wesentlichen Einflüsse zu untersuchen und zu quantifizieren. Geeignete Konzepte wie das Struktur- und das Kerbspannungskonzept ermöglichen im Nachhinein die Rückrechnung auf entsprechende Nennspannungswerte. Dieser Rückrechnung können definierte Grenzwerte im Hinblick auf Imperfektionen zugrunde gelegt werden, die durch eine Kerbfallempfehlung mit abgedeckt werden sollen.

Als semi-lokales Konzept wird in diesem Zusammenhang das Strukturspannungskonzept herangezogen, das die Diskontinuität der Nahtwurzel numerisch erfasst. Durch die Berücksichtigung des Versatzes im numerischen Modell wird die Streuung signifikant reduziert. Aus der Auswertung der numerisch berechneten Strukturspannungen resultiert der Kerbfall 100 für die Nahtwurzel, der auch unter Hinzunahme der recherchierten Ergebnisse bestätigt wird. Bezugnehmend auf gültige Regelwerke wird festgestellt, dass die verfügbaren Berechnungsformeln zur Bestimmung des Spannungskonzentrationsfaktors (SCF) die numerisch berechneten SCFs unterschätzen. Basierend auf dieser Erkenntnis wird, angepasst an die numerischen Analysen, eine eigene SCF-Formulierung entwickelt.

Die Berücksichtigung der lokal gemessenen Nahtgeometrie erfolgt mit dem Kerbspannungskonzept. Dadurch wird, wie auch beim Strukturspannungskonzept, die Streuung im Vergleich zum Nennspannungskonzept reduziert. Aus den numerischen Berechnungen

resultiert der Kerbfall 210 für die Nahtwurzel einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP. Gültige Bemessungsempfehlungen wie die IIW-Empfehlungen geben für den Kerbspannungsnachweis den Kerbfall 225 an, der für das vorliegende Detail nicht mehr konservativ ist. Eine Modifikation des numerischen Modells ermöglicht es, mithilfe von Methoden der statistischen Versuchsplanung (DoE) die maßgeblichen geometrischen Einflussparameter für das vorliegende Konstruktionsdetail zu ermitteln. Als maßgebend resultieren aus dieser Analyse der Versatz sowie der Einfluss von Fehlern an der Nahtwurzel.

Der Einfluss von Unregelmäßigkeiten wird mithilfe bruchmechanischer Methoden auf Grundlage der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) untersucht. Anhand der experimentellen Untersuchungen zeigt sich, dass die Rissfortschrittsphase einen Großteil an der Gesamtlebensdauer des Konstruktionsdetails einnimmt. Zudem werden häufig Unregelmäßigkeiten auf den Bruchflächen der Probekörper detektiert. Basierend auf diesen Feststellungen werden anhand eines Worst-Case-Szenarios die Rissfortschrittslebensdauern rechnerisch bestimmt. Dabei werden Unregelmäßigkeiten als rissartige Defekte angenommen und die Rissinitiierungsphase vernachlässigt. Ziel ist es, im Rahmen einer Kerbfallempfehlung die angegebenen Ermüdungsfestigkeiten gegen Fehler definierter Größe abzusichern. Dazu wird ein Ansatz zur bruchmechanischen Lebensdauerbewertung entwickelt, der eine gute und konservative Näherung an die experimentellen Ergebnisse darstellt. Dies wird zum einen über eine Spannungsintensitätsfaktorlösung (K-Faktor) aus der FKM-Richtlinie, die die Steifigkeit der KHP in Umfangsrichtung berücksichtigt, erreicht. Zum anderen werden numerische Korrekturfaktoren (M_k -Faktoren) berechnet, die die Erfassung der Einflüsse aus Versatz und Nahtgeometrie auf die Spannungsintensität an der Nahtwurzel ermöglichen. Mithilfe der K-Faktor-Lösung und der ermittelten M_k -Faktoren werden die Lebensdauern berechnet und entsprechende Rissfortschrittswöhlerlinien erstellt. Die erreichbaren Ermüdungsfestigkeiten werden mit dieser Vorgehensweise für definierte Versätze und vorgegebene Fehlergrößen ermittelt. Die Gegenüberstellung des entwickelten Ansatzes mit einer Bemessungsempfehlung des DNV GL zeigt, dass die DNV GL-Empfehlung zu nicht konservativen Ergebnissen führt. Grund ist, dass diese den Einfluss des vorliegenden Versatzes deutlich unterschätzt.

Anhand der bruchmechanisch bestimmten Ermüdungsfestigkeiten wird der maßgebende Einfluss von vorliegenden Fehlern aufgezeigt. Weiterhin zeigt sich, dass der ungünstige Einfluss von vorliegenden Fehlern mit zunehmendem Versatz erheblich verstärkt wird und eine deutliche Reduktion der Ermüdungsfestigkeit zur Folge hat. Grund dafür ist der starke Anstieg des M_k -Faktors mit zunehmendem Versatz. Weiterhin zeigt sich, dass der ungünstige Einfluss von kleinen Fehlern ($a_0 \leq 0,5$ mm) beim vorliegenden Konstruktionsdetail mit zunehmender Wanddicke geringer wird, sofern keine oder nur geringe Versätze vorliegen.

Weiterführende Untersuchungen zu ermüdungsrelevanten Einflüssen werden anhand der erstellten Versuchsdatenbank durchgeführt. Die Auswertungen zeigen, dass weder die Schlankheit 2γ der KHP noch das Spannungsverhältnis R einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails besitzt. Bezüglich eines möglichen Wanddickeneinflusses wird ebenfalls kein kausaler Zusammenhang mit der Ermüdungsfestigkeit festgestellt. Widerlegt wird jedoch die wanddickenabhängige Anhebung des Kerbfalls im EC 3, deren Bestätigung für KHP noch aussteht.

Auf Basis aller angewendeten Konzepte werden abschließend die Ergebnisse der durchgeführten Bewertung einander gegenübergestellt und in Form einer Kerbfallempfehlung zusammengefasst. Als zutreffender Kerbfall wird für den nennspannungsbasierten Ermüdungsnachweis einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP der Kerbfall 71 angegeben. Dieser wird durch Rückrechnung der Struktur- und Kerbspannungswerte bestätigt. Anhand dieser Rückrechnung wird nachgewiesen, dass ein Versatz von 10 % der Wanddicke durch diesen Kerbfall mit abgedeckt wird. Im Zuge dessen wird eine Erweiterung der Grenzwerte für den Kantenversatz von Rohren und Hohlprofilen in Tabelle C.1 von DIN EN ISO 5817 empfohlen. Für den Ermüdungsnachweis nach dem Strukturspannungskonzept wird der Kerbfall 100 für die Nahtwurzel des Konstruktionsdetails angegeben. Dieser gilt in Zusammenhang mit einem entwickelten SCF, der den Versatz berücksichtigt. Abweichend von den IIW-Empfehlungen ergibt sich anhand der eigenen Untersuchungen der Kerbfall 210 für das Kerbspannungskonzept. Resultierend und die bruchmechanischen Berechnungen zusammenfassend erfolgt die Angabe von Kerbfällen, die für definierte Fehlergrößen abhängig vom vorhandenen Versatz eingehalten sind. Aufgrund des festgestellten Werkstoffeinflusses wird zwischen normalfesten und höherfesten Stahlwerkstoffen unterschieden.

6.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wird der bedeutende Einfluss des Versatzes und der lokalen Nahtgeometrie bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP aufgezeigt. Berücksichtigen lassen sich diese Einflüsse mit dem Struktur- und dem Kerbspannungskonzept, sofern die jeweiligen Geometrien bekannt sind. In diesem Zusammenhang kann die stetige Weiterentwicklung kommerzieller Mess- und Auswerteverfahren zukünftig helfen, die ermüdungskritischen Bereiche zu identifizieren und die für den Ermüdungsnachweis erforderlichen Geometriewerte zu erfassen. Vorstellbar ist eine Art „Kartierung“ der Ermüdungsfestigkeit an der Wurzel über den gesamten Umfang des KHP.

Weiterhin tragen jegliche Maßnahmen, die die Auffindbarkeit von Unregelmäßigkeiten und Fehlern verbessern, dazu bei, die Genauigkeit entsprechender Ermüdungsfestigkeitsprognosen zu verbessern. Diesbezüglich ist stets zu berücksichtigen, dass die Qualität

einer ZfP maßgeblich vom verwendeten Prüfverfahren sowie den geometrischen Randbedingungen abhängt. Aufgrund des ungünstigen Einflusses von Unregelmäßigkeiten und Fehlern kann eine zuverlässigere Detektion von Fehlern zur Realisierung einer höheren Herstellqualität genutzt werden. Verbunden damit ist eine höhere Ermüdungsfestigkeit des vorliegenden Details erreichbar.

Zur Berücksichtigung wesentlicher ermüdungsrelevanter Einflüsse wird für die bruchmechanische Bewertung in dieser Arbeit ein M_k -Faktor für die untersuchten Probekörperserien angegeben. Die Untersuchungen basieren auf offshore-relevanten Abmessungen. Eine Untersuchung bezüglich der Anwendbarkeit auf weitere Abmessungsbereiche von KHP und gegebenenfalls eine Anpassung dieses Faktors erscheint im Hinblick auf die allgemeine Anwendbarkeit zweckmäßig. Da die bruchmechanischen Werkstoffkennwerte überwiegend für Beanspruchungen im Zeitfestigkeitsbereich bestimmt werden, sind zur Ermittlung des Verlaufs der Rissfortschrittswöhlerlinie im Bereich der Dauerfestigkeit und im schwellenwertnahen Bereich weitere Untersuchungen erforderlich. Ergänzende Versuche zur Ermittlung der bruchmechanischen Werkstoffkennwerte im schwellenwertnahen Bereich ermöglichen es, die Neigung der Rissfortschrittswöhlerlinie in diesem Bereich zu ermitteln.

Basierend auf den durchgeführten Untersuchungen wird mit zunehmenden Wanddicken kein nachteiliger Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von KHP festgestellt. Weiterhin ist der Eigenspannungszustand im Hinblick auf Höhe und Verteilung unzureichend geklärt. Publierte Eigenspannungsmessungen und Abschätzungen unterscheiden sich untereinander sehr stark und streuen über weite Bereiche, sodass keine zuverlässigen Aussagen zum Eigenspannungszustand des Details möglich sind. Da einzelne Forschungsarbeiten darauf hindeuten, dass bei Wanddicken größer 25 mm Druckeigenspannungen im Wurzelbereich vorliegen, wären weitere Untersuchungen in dieser Richtung erstrebenswert. Zu überprüfen wäre, ob, verglichen mit anderen geschweißten Verbindungen, ein gegensätzlicher und somit günstiger Wanddickeneffekt bei einseitig geschweißten Stumpfstößen von KHP vorliegt. Zur Klärung dieses Effektes ist die Ermittlung des Eigenspannungsverlaufs im Bereich des ermüdungskritischen Nahtübergangs sowie über den versagensrelevanten Querschnitt unter Variation der KHP-Abmessungen erforderlich.

Als geeignete Verfahren zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit haben sich das Beschleifen der Wurzel sowie die WIG-Nachbehandlung der Nahtübergänge an der Nahtwurzel erwiesen. Da auch diese Verfahren eine entsprechende Zugänglichkeit erfordern, kann der Einsatz höherfrequenter Hämmerverfahren zur Schweißnahtnachbehandlung zukünftig eine wirksame Alternative darstellen.

Literaturverzeichnis

Fachveröffentlichungen

Anthes, R. J.; Köttgen, V. B.; Seeger, T. (1993): Kerbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen. In: *Schweißen und Schneiden* 45 (12), S. 685–688.

Barsoum, Z.; Samuelsson, J.; Jonsson, B.; Björkblad, A. (2012): Fatigue design of lightweight welded vehicle structures. Influence of material and production procedures. In: *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture* 226 (10), S. 1736–1744.

Bäumel, A.; Seeger, T. (1990): Materials data for cyclic loading. Supplement 1. Materials science monographs 61: Elsevier. Amsterdam.

Berge, S.; Myhre, H. (1977): Fatigue strength of misaligned cruciform and butt joints. In: *Norwegian Maritime Research* 5 (1), S. 29–39.

Berger, C.; Blauel, G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.; Varfolomeyev, I. (2009): Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile. FKM-Richtlinie. 3. überarbeitete Ausgabe: VDMA-Verlag. Frankfurt am Main.

Bergman, M. (1995): Stress intensity factors for circumferential surface cracks in pipes. In: *Fatigue & Fracture of Engineering Materials and Structures* 18 (10), S. 1155–1172.

Blumenauer, H.; Pusch, G. (1993): Technische Bruchmechanik. 3. Auflage: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie. Leipzig.

Bokalrud, T.; Karlsen, A. (1981): Probabilistic fracture mechanics evaluation of fatigue failures from weld defects in butt welded joints. In: *Proceedings of the conference on fitness for purpose validation of welded constructions*. London, Paper No. 28.

Boller, C.; Seeger, T. (1987): Materials data for cyclic loading. Band 1 – 5: Elsevier. Amsterdam.

Bowness, D.; Lee, M. M. K. (2000): Prediction of weld toe magnification factors for semi-elliptical cracks in T-butt joints. In: *International Journal of Fatigue* 22 (5), S. 369–387.

Brozetti, J.; Wardenier, J.; Mang, F.; Sedlacek, G.; Dutta, D., Grotmann, D. (1991): Background documentation Eurocode 3: Chapter 9, Document 9.03, CIDECT Document 7M. Background information on fatigue design rules for hollow sections. Part A: Classification method - statistical evaluation.

Chapuliot, S. (2000): K_I formula for pipes with a semi-elliptical longitudinal or circumferential, internal or external surface crack. CEA Report CEA-R-5900. France.

Connelly, L. M.; Zettlemyer, N. (1993): Stress concentrations at girth welds of tubulars with axial wall misalignment. In: M. G. Coutie und G. Davies (Hg.): Tubular structures V. Proceedings of the fifth international symposium, Nottingham, United Kingdom, August 25–27, 1993. London: Spon.

Dong, P. (2001): A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 23 (10), S. 865–876.

Dong, P.; Hong, J. K.; Cao, Z. (2002): Structural stress based master S-N curve for welded joints. IIW Document XIII-1930-02 / IIW Document XV-1119-02. International Institute of Welding.

Dürr, A. (2006): Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung. Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf, Nr. 2006-3. Dissertation. Universität Stuttgart, Stuttgart.

Dutta, D. (1999): Hohlprofil-Konstruktionen: Ernst & Sohn. Berlin.

ECCS TC6 (1985): Recommendations for the fatigue design of steel structures. ECCS-Publication No. 43. European Convention for Constructional Steelwork – Technical Committee 6 – Fatigue.

Efthymiou, M. (1988): Development of SCF formulae and generalised influence functions for use in fatigue analysis. In: Proceedings of the conference on recent developments in tubular joints technology (OTJ'88): Surrey, United Kingdom, October 4–5, 1988. UEG Offshore Research, Steel Construction Institute. London: UEG Offshore Research.

Eibl, M. (2003): Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium. In: *International Journal of Fatigue* 25 (8), S. 719–731.

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.

Erdogan, F.; Ratwani, M. (1970): Fatigue and fracture of cylindrical shells containing a circumferential crack. In: *International Journal of Fracture Mechanics* 6 (4), S. 379–392.

- Fisher, J. W.; Albrecht, P. A.; Yen, B. T.; Klingerman, D. J.; Mc Namee, B. M. (1974): Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments. National Cooperative Highway Research Program. Report No. 147: Transportation Research Board, National Research Council.
- Fricke, W. (2012): IIW recommendations for the fatigue assessment of welded structures by notch stress analysis. IIW-2006-09: Woodhead Publishing Limited. Cambridge, United Kingdom.
- Fricke, W. (2013): IIW guideline for the assessment of weld root fatigue. In: *Welding in the World* 57 (6), S. 753–791.
- Graf, T.; Zenner, H. (1994): Lebensdauervorhersage – Vorhersagefehler aufgrund ungenauer Kenntnis der für die Rechnung erforderlichen Kenngrößen. In: *Materialprüfung* 36 (9), S. 358–362.
- Gross, D.; Seelig, T. (2011): Bruchmechanik. Mit einer Einführung in die Mikromechanik. 5. Auflage: Springer-Verlag. Berlin.
- Gudehus, H.; Zenner, H. (1999): Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung. Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen. 4. Auflage: Stahl Eisen GmbH. Düsseldorf.
- Gurney, T. R. (1979a): Fatigue of welded structures. 2nd edition: Cambridge University Press. Cambridge.
- Gurney, T. R. (1979b): The influence of thickness on the fatigue behaviour of welded joints. In: Proceedings of the 2nd international conference in behaviour of offshore structures (Boss' 79). London.
- Gurney, T. R. (1991): The fatigue strength of transverse fillet welded joints. A study of the influence of joint geometry: Elsevier Science. Burlington.
- Gurney, T. R.; Maddox, S. J.: A re-analysis of fatigue data for welded joints in steel. Report E/44/72: Abington Publishing. Cambridge.
- Haagensen, P. J.; Knagenhjelm, H. O.; Ørjasæter, O. (2007): Fatigue design data derived from full scale tests on 6"OD pipe girth welds. In: Proceedings of the 26th international conference on offshore mechanics and arctic engineering, OMAE. San Diego, California, USA, June 10–15, 2007. New York: American Society of Mechanical Engineers, S. 225–232.

Hahn, H. G. (1976): Bruchmechanik. Einführung in die theoretischen Grundlagen: Teubner Verlag. Stuttgart.

Haibach, E. (1968): Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung. LBF-Bericht Nr. FB-77, Darmstadt.

Haibach, E. (1970): Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung. Technische Mitteilungen des Laboratoriums für Betriebsfestigkeit, Bericht TM 50/70, Darmstadt.

Haibach, E. (2006): Betriebsfestigkeit. Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. 3. korrigierte und ergänzte Auflage: Springer-Verlag. Berlin.

Heeschen, J. (1986): Untersuchungen zum Dauerschwingverhalten von Schweißverbindungen aus hochfesten Baustählen unter besonderer Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes und der Nahtgeometrie. Dissertation. Gesamthochschule Kassel, Kassel.

Heine, B. (2003): Werkstoffprüfung. Ermittlung von Werkstoffeigenschaften: Fachbuchverlag Leipzig im Carl Hanser Verlag. München.

Hirt, M. A.; Bez, R. (1998): Stahlbau. Grundbegriffe und Bemessungsverfahren: Ernst & Sohn. Berlin.

Hobbacher, A. (1993): Stress intensity factors of welded joints. In: *Engineering Fracture Mechanics* 46 (2), S. 173–182.

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. (2009): Recommendations for fatigue design of welded joints and components. IIW Document XIII-1823-07: Welding Research Council. New York.

Hobbacher, A. (2016): Recommendations for fatigue design of welded joints and components. Second edition: Springer International Publishing. Cham.

Hobbacher, A.; Kassner, M. (2012): On relation between fatigue properties of welded joints, quality criteria and groups in ISO 5817. In: *Welding in the World* 56 (11–12), S. 153–169.

Iida, K.; Yazaki, Y. (1975): The bending fatigue strength of welded steel pipe with uniform mismatch. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 3 (3), S. 211–228.

- 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.
- Jonsson, B.; Dobmann, G.; Hobbacher A. F.; Kassner, M.; Marquis, G. (2016): IIW guidelines on weld quality in relationship to fatigue strength: Springer International Publishing. Cham.
- Kloos, K. H. (1989): Kerbwirkung und Schwingfestigkeitseigenschaften. In: Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung e.V. (Hg.): Berichtsbände zu Sitzungen des DVM Arbeitskreises Betriebsfestigkeit. Berichtsband der 15. Sitzung. Berlin.
- Kranz, B.; Sonsino, C. M. (2010): Verification of FAT values for the application of the notch stress concept with the reference radii $r_{ref} = 1.00$ and 0.05 mm. In: *Welding in the World* 54 (7-8), S. R218–R224.
- Krebs, J.; Hübner, P.; Kassner, M. (2004): Eigenspannungseinfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH. Düsseldorf (DVS-Berichte, Band 234).
- Kuhlmann, U.; Breunig, S.; Ummerhofer, T.; Weidner, P. (2017): Entwicklung einer DASt-Richtlinie für höherfrequente Hämmerverfahren. Schlussbericht. DASt-AiF-IGF-Nr. 17886.
- Kuhlmann, U.; Breunig, S.; Ummerhofer, T.; Weidner, P. (2018): Entwicklung einer DASt-Richtlinie für höherfrequente Hämmerverfahren. In: *Stahlbau* 87 (10), S. 967–983.
- Kuna, M. (2008): Numerische Beanspruchungsanalyse von Rissen. Finite Elemente in der Bruchmechanik: Vieweg+Teubner. Wiesbaden.
- Laham, S. A. (1998): Stress intensity factor and limit load handbook. Report EPD/GEN/REP/0316/98, Issue 2: British Energy Generation Limited (BEG).
Laham, S. A. (1998): Stress intensity factor and limit load handbook. Report EPD/GEN/REP/0316/98, Issue 2: British Energy Generation Limited (BEG).
- Lawrence, F. V.; Burk, J. D.; Mattos, R. J.; Higashida, Y. (1978): Estimating the fatigue crack initiation life of welds. In: D. W. Hoepfner (Hg.): Fatigue testing of weldments. Philadelphia: American Society for Testing & Materials, S. 134–138.
- Lawrence, F. V.; Dimitrakis, S. D.; Chen, N. (1997): The fatigue resistance of automotive weldments. In: Proceedings of the international conference on performance of dynamically loaded structures. WRC, New York, S. 254–264.
- Lawrence, F. V.; Ho, N. J.; Mazumdar, P. K. (1981): Predicting the fatigue resistance of welds. In: *Annual Reviews of Material Science* 11, S. 401–425.

Leggatt, R. H. (1984): Residual stresses at girth welds in pipes. In: *Welding in energy-related projects*. Toronto: Pergamon Press, S. 429–440.

Light, J. M. (1993): Tensile fatigue tests of pipe butt welds and proposed stress shadowing grooves. MSc Thesis. University of Texas at Austin, Austin, Texas.

Lotsberg, I. (1998): Stress concentration factors at circumferential welds in tubulars. In: *Marine Structures* 11 (6), S. 207–230.

Lotsberg, I. (2009): Stress concentrations at butt welds in pipelines. In: *Marine Structures* 22 (2), S. 335–337.

Lotsberg, I. (2016): *Fatigue design of marine structures*: Cambridge University Press. New York.

Macdonald, K. A.; Maddox, S. J. (2003): New guidance for fatigue design of pipeline girth welds. In: *Engineering Failure Analysis* 10 (2), S. 177–197.

Macherauch, E.; Wohlfahrt, H. (1985): Eigenspannungen und Ermüdung. In: Dietrich Munz (Hg.): *Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe*. Oberursel, Deutschland: DGM Informationsgesellschaft Verlag, S. 237–283.

Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, E. (1973): Zur zweckmässigen Definition von Eigenspannungen. In: *Härterei-Technische Mitteilungen* 28 (3), S. 201–211.

Maddox, S. J. (1975): An analysis of fatigue cracks in fillet welded joints. In: *International Journal of Fracture* 11 (2), S. 221–243.

Maddox, S. J. (1985): Fitness for purpose assessment of misalignment in transverse butt welds subject to fatigue loading. IIW Document XIII-1180-85. International Institute of Welding.

Maddox, S. J. (1991): *Fatigue strength of welded structures*. Second edition: Abington Publishing. Cambridge.

Maddox, S. J. (1997): Developments in fatigue design codes and fitness-for-service assessment methods. In: Welding Research Council (Hg.): *Proceedings of the IIW international conference on performance of dynamically loaded welded structures*. New York.

Maddox, S. J. (2000): Fatigue design rules for welded structures. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 2 (1), S. 102–109.

- Maddox, S. J. (2003): Key developments in the fatigue design of welded constructions. 2003 IIW Portvin Lecture. In: Proceedings of the IIW international conference on welded construction for urban infrastructure, ISIM. Timisoara, Romania, 2003.
- Maddox, S. J.; Andrews, R. M. (1990): Stress intensity factors for weld toe cracks. In: M. H. Aliabadi, C. A. Brebbia und D. J. Cartwright (Hg.): Localized damage computer-aided assessment and control. Proceedings of the 1st international conference on computer-aided assessment and control of localized damage, Portsmouth, UK, June 26–28, 1990. Southampton: Computational Mechanics Publications, S. 329–342.
- Maddox, S. J.; Branco, C. M. (1998): Fatigue performance of TIG and plasma welds in thin steel sections. TWI Research Report 656. Abington, Cambridge.
- Maddox, S. J.; Haagensen, P. J. (2013): IIW recommendations on methods for improving the fatigue strength of welded joints. IIW-2142-110: Woodhead Publishing Limited. Cambridge.
- Maddox, S. J.; Johnston, S. (2011): Factors affecting the fatigue strength of girth welds: an evaluation of TWI's resonance fatigue test database. In: Proceedings of the 30th international conference on ocean, offshore and arctic engineering, OMAE. Rotterdam, the Netherlands, June 19–24, 2011. New York: American Society of Mechanical Engineers.
- Maddox, S. J.; Razmjoo, G. R. (1998): Fatigue performance of large girth welded steel tubes. In: Proceedings of the 17th international conference on offshore mechanics and arctic engineering, OMAE. Lisbon, Portugal, July 5–9, 1998. New York: American Society of Mechanical Engineers.
- Mangerig, I.; Romen, N. (2009): Ermüdungsverhalten geschweißter Rohrknoten von Fachwerkverbundbrücken. In: *Stahlbau* 78 (12), S. 925–935.
- Marquis, G.; Samuelsson, J. (2005): Modelling and fatigue life assessment of complex structures. In: *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 36 (11), S. 678–684.
- Mehdianpour, M. (2015): Risslumineszenz – Ein neues Verfahren zur Detektion und Überwachung von Ermüdungsrissen. In: Vereinigung der Straßenbau- und Verkehrsingenieure in Niedersachsen e.V. (Hg.): Tagungsband zum VSVI-Seminar Brücken- und Ingenieurbau, Braunschweig, 24. März, 2015.
- Milne, I.; Ainsworth, R. A.; Dowling, A. R.; Stewart, A. T. (1988): Assessment of the integrity of structures containing defects. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 32 (1–4), S. 3–104.

- Miner, M. (1945): Cumulative damage in fatigue. In: *Journal of Applied Mechanics* 12 (3), S. 159–164.
- Moan, T.; Vårdal, O. T.; Hellevig, N.-C.; Skjoldli, K. (2000): Initial crack depth and POD values inferred from in-service observations of cracks in north sea jackets. In: *Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering* 122 (3), S. 157–162.
- Mohr, W. C. (1996): Internal surface residual stresses in girth butt-welded steel pipes: ASME. New York (Residual stresses in design, fabrication, assessment and repair, Vol. 327).
- Murakami, Y. (1987): Stress intensity factors handbook. Vol. 1 – 2: Pergamon Press. Oxford.
- Naubereit, H.; Weihert, J. (1999): Einführung in die Ermüdungsfestigkeit: Carl Hanser Verlag. München.
- Neuber, H. (1968): Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen. In: *Konstruktion* 20 (7), S. 245–251.
- Neuber, H. (2001): Kerbspannungslehre. Theorie der Spannungskonzentration. Genaue Berechnung der Festigkeit. 4. Auflage: Springer-Verlag. Berlin.
- Newman, R. P. (1956): The influence of weld faults on fatigue strength with reference to butt joints in pipe lines. In: *Transactions of the Institute of Marine Engineers* 68 (6), S. 153–172.
- Niemi, E. (1995): Stress determination for fatigue analysis of welded components. IIS/IIW-1221-93: Abington Publishing. Cambridge, England.
- Niemi, E.; Fricke, W.; Maddox, S. J. (2006): Fatigue analysis of welded components. Designer's guide to the structural hot-spot stress approach. IIW-1430-00: Woodhead Publishing. Cambridge, England.
- Niemi, E.; Fricke, W.; Maddox, S. J. (2017): Structural hot-spot stress approach to fatigue analysis of welded components. Designer's guide. Second edition: Springer. Singapore.
- Nitschke-Pagel, T. (1995): Eigenspannungen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle. Dissertation. Gesamthochschule Kassel, Kassel.

- Nussbaumer, A.; Günther, H.-P. (2014): Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3. In: Ulrike Kuhlmann (Hg.): Stahlbau-Kalender 2012. Eurocode 3 – Grundnorm, Brücken. 2. Auflage. Hoboken: Wiley.
- Ohta, A.; Maeda, Y.; Kanao, M. (1984): Significance of residual stress on fatigue properties of welded pipes. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 15 (3), S. 229–240.
- Ohta, A.; Maeda, Y.; Mawari, T.; Nishijima, S.; Nakamura, H. (1986): Fatigue strength evaluation of welded joints containing high tensile residual stresses. In: *International Journal of Fatigue* 8 (3), S. 147–150.
- Ohwa, T. (1965): Fatigue strength of welded-joints for steel pipe. Kobe Steel Engineering Reports, 15-3.
- Olivier, R.; Köttgen, V.; Seeger, T. (1989): Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen – Schweißverbindungen I: Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. Frankfurt (Main) (Forschungshefte, Heft 143).
- Olivier, R.; Köttgen, V.; Seeger, T. (1994): Untersuchungen zur Einbindung eines neuartigen Zeit- und Dauerfestigkeitsnachweises von Schweißverbindungen aus Stahl in Regelwerke – Schweißverbindungen II. Schwingfestigkeitsnachweise: Forschungskuratorium Maschinenbau e. V. Frankfurt (Main) (Forschungshefte, Heft 180).
- Olivier, R.; Ritter, W. (1979): Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen Teil 1: Stumpfstoß. DVS Berichte Band 56/I. Deutscher Verlag für Schweißtechnik. Düsseldorf.
- Otegui, J. L.; Kerr, H. W.; Burns, D. J.; Mohaupt, U. H. (1989): Fatigue crack initiation from defects at weld toes in steel. In: *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 38 (5), S. 385–417.
- Palmgren, A. (1924): Die Lebensdauer von Kugellagern. In: *VDI-Zeitschrift* 58, S. 339–341.
- Paris, P.; Erdogan, F. (1963): A critical analysis of crack propagation laws. In: *Journal of Basic Engineering* 85 (4), S. 528–534.
- Pedersen, M. M.; Mouritsen, O. Ø.; 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.

Pereira, M. (2004): Growth of through-wall fatigue cracks in brace members. Research Report 224. Health & Safety Executive (HSE Books).

Poutiainen, I.; Tanskanen, P.; Marquis, G. (2004): Finite element methods for structural hot spot stress determination – a comparison of procedures. In: *International Journal of Fatigue* 26 (11), S. 1147–1157.

R6-Routine (1998): Assessment of the integrity of structures containing defects. Revision 3. British Energy Generation Limited (BEGl).

Radaj, D. (1990): Design and analysis of fatigue resistant welded structures: Woodhead Publishing. Cambridge, England.

Radaj, D. (2002): Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen. Rechen- und Messverfahren: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren. Düsseldorf (Fachbuchreihe Schweisstechnik, 143).

Radaj, D. (2003): Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau. 2. Auflage: Springer-Verlag. Berlin.

Radaj, D.; Helmers, K. (1997): Bewertung von Schweißverbindungen hinsichtlich Schwingfestigkeit nach dem Kerbspannungskonzept. In: *Konstruktion* 49 (1–2), S. 21–27.

Radaj, D.; Sonsino, C. M. (2000): Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten: Deutscher Verlag für Schweißtechnik. Düsseldorf (Fachbuchreihe Schweißtechnik, 142).

Radaj, D.; Sonsino, C. M.; Fricke, W. (2006): Fatigue assessment of welded joints by local approaches. Second edition: Woodhead Publishing. Cambridge, England.

Radaj, D.; Vormwald, M. (2007): Ermüdungsfestigkeit. Grundlagen für Ingenieure. 3. Auflage: Springer-Verlag. Berlin.

Radaj, D.; Zhang, S. (1990): Multiparameter design optimisation in respect of stress concentration. In: H. A. Eschenauer, C. Mattheck und N. Olhoff (Hg.): Engineering optimization in design processes. Proceedings of the international conference. Karlsruhe Nuclear Research Center, Germany, September 3–4, 1990. Berlin: Springer-Verlag, S. 181–189.

Rennert, R.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Esderts, A.; Siegele, D. (2012): Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss und Aluminiumwerkstoffen. FKM-Richtlinie. 6. überarbeitete Ausgabe: VDMA. Frankfurt (Main).

- Richard, H. A.; Sander, M. (2012): Ermüdungsrisse. Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden. 2. Auflage: Vieweg+Teubner Verlag. Wiesbaden.
- Rösler, J.; Harders, H.; Bäker, M. (2012): Mechanisches Verhalten der Werkstoffe. 4. Auflage: Springer Vieweg. Wiesbaden.
- Sander, M. (2008): Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Maschinen und Anlagen. Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage. 1. Auflage: Springer-Verlag. Berlin.
- Scholte, H. G.; Buisman, B. C. (1992): Fatigue behaviour of welded joints in offshore steel structures - Part 2: Tubular connections: Office for Official Publications of the European Communities. Luxembourg.
- Schütz, W. (1967): Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen. In: *Zeitschrift für Flugwissenschaft* 15 (11), S. 407–419.
- Sedlacek, G.; Hobbacher, A.; Nussbaumer, A.; Stötzel, J. (2005): Background document prEN 1993-1-9 (unpublished).
- Sedlacek, G.; Hobbacher, A.; Nussbaumer, A.; Stötzel, J.; Tschickardt, D. (2007): Commentary to Eurocode 3: EN 1993 – Part 1-9 – Fatigue (unpublished).
- Seeger, T. (1996): Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. In: Deutscher Stahlbau-Verband (Hg.): *Stahlbau Handbuch*. Band 1 Teil B. 3. Auflage. Köln: Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, S. 5–123.
- Siebel, E.; Stieler, M. (1955): Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. In: *VDI Zeitschrift* 97 (5), S. 121–126.
- Siebertz, K.; van Bebber, D.; Hochkirchen, T. (2010): Statistische Versuchsplanung. Design of Experiments (DoE): Springer-Verlag. Berlin.
- Signes, E. G. (1967): Factors affecting the fatigue strength of welded high strength steels. In: *British Welding Journal* 14 (3), S. 108–116.
- Sih, G. C. (1973): Handbook of stress intensity factors. Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania. Institute of Fracture and Solid Mechanics.
- SINTAP (1999): Structural integrity assessment procedure for european industry. Final Procedure, Brite-Euram Project No. BE95-1426. British Steel.

Sonsino, C. M. (2007): Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety. In: *International Journal of Fatigue* 29 (12), S. 2246–2258.

Sonsino, C. M. (2009): A consideration of allowable equivalent stresses for fatigue design of welded joints according to the notch stress concept with the reference radii $r_{ref} = 1.00$ and 0.05 mm. In: *Welding in the World* 53 (3–4), S. R64–R75.

Tada, H.; Paris, P. C.; Irwin, G. R. (2000): The stress analysis of cracks handbook. Third edition: American Society of Mechanical Engineers. New York.

Ummenhofer, T.; Herion, S.; Hrabowski, J.; Rack, S.; Weich, I.; Telljohann, G. et al. (2009): REFRESH - Lebensdauererlängerung neuer und bestehender geschweißter Stahlkonstruktionen. Forschung für die Praxis P 702. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA): Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH. Düsseldorf.

Ummenhofer, T.; Weidner, P. (2013): Improvement factors for the design of welded joints subjected to high frequency mechanical impact treatment. In: *Steel Construction* 6 (3), S. 191–199.

Ummenhofer, T.; Weidner, P.; Zinke, T.; Mehdiانpour, M.; Rogge, A. (2016): Fertigungs- und Instandhaltungsoptimierung bei Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen. Forschung für die Praxis P 864. Forschungsvereinigung Stahlanwendung e. V. (FOSTA): Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH. Düsseldorf.

Versch, C.; Vormwald, M. (2010): Nachweis der Festigkeit für Bauteile mit Defekten. In: *CAD-CAM Report*, S. 28–32.

Wardenier, J.; Packer, J. A.; Zhao, X.-L.; van der Vegte G. J. (2010): Hollow sections in structural applications. 1st edition: Bouwen met Staal. Zoetermeer, The Netherlands.

Wästberg, S.; Salama, M. M. (2007): Fatigue testing and analysis of full scale girth welded tubulars. In: Proceedings of the 26th international conference on offshore mechanics and arctic engineering, OMAE. San Diego, California, USA, June 10–15, 2007. New York: American Society of Mechanical Engineers, S. 125–132.

Watanabe, T.; Hasegawa, Y.; Matsumoto, K. (1981): Fatigue tests on defective circumferential welded pipe joints. In: Proceedings of the 5th international conference on fracture, Vol. 1, 1981. Cannes, France, S. 41–48.

Weich, I.; Ummenhofer, T.; Nitschke-Pagel, T.; Dilger, K.; Eslami Chalandar, H. (2009): Fatigue behaviour of welded high-strength steels after high frequency mechanical post-weld treatments. In: *Welding in the World* 53 (11–12), S. R322–R332.

- Weidner, P.; Mehdiانpour, M.; Ummerhofer, T. (2016): Ermüdungsfestigkeit einseitig geschweißter Stumpfstöße von Kreishohlprofilen. In: *Stahlbau* 85 (9), S. 620–629.
- Weidner, P.; Ummerhofer, T. (2014): Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit stumpfgeschweißter Rundhohlprofilverbindungen. In: Deutscher Ausschuß für Stahlbau DASt (Hg.): Tagungsband zum 19. DASt-Forschungskolloquium, 27. – 28. Oktober 2014, Institut für Stahlbau, Leibniz-Universität Hannover. Füssen: Fehner Consulting GmbH Deutschland, S. 75–79.
- Weise, S. (2013): Konzeption, Entwicklung, Umsetzung und Optimierung – Ein Erfahrungsbericht aus dem Stahlbau für Offshore-Gründungsstrukturen. In: Tagungsband zum DVS Congress 2013. Große Schweißtechnische Tagung. Essen, 16. – 21. September, 2013. Düsseldorf: DVS Media (DVS Berichte, 296), S. 280–286.
- Weitze, M. (2012): Beitrag zur Einführung eines effizienten MAG-Schweißprozesses für konstruktions- und fertigungsbedingte Einseiten-Rohrschweißungen an Offshore-Gründungsstrukturen. Bachelorarbeit. Hochschule Bremerhaven, Bremerhaven. Fachgebiet Windenergietechnik.
- 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: *Zeitschrift für 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: *Zeitschrift für Bauwesen* 16, S. 67–84.
- Wöhler, A. (1870): Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl. In: *Zeitschrift für Bauwesen* 20, S. 73–106.
- Wohlfahrt, H. (1983): Schweißelgennspannungen. Entstehung – Berechnung – Bewertung. In: E. Macherauch und V. Hauk (Hg.): Eigennspannungen Entstehung – Messung – Bewertung. Tagungsband des Symposiums der Deutschen Gesellschaft für Metallkunde. Karlsruhe, 14. – 16. April, 1983. Oberursel: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, S. 85–116.
- Xiao, Z.-G.; Yamada, K. (2004): A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints. In: *International Journal of Fatigue* 26 (12), S. 1277–1293.
- Zerbst, U. (2015): Analytische bruchmechanische Ermittlung der Schwingfestigkeit. IBESS Abschlussbericht, Teilprojekt A3. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT), IGF-Nr. 17518.

Zerbst, U.; Hübner, P. (2004): Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen. DVS Merkblatt 2401. 3. Auflage: DVS-Verlag, Düsseldorf.

Zhang, Y. H.; Maddox, S. J. (2014): Estimating long-endurance fatigue strength of girth-welded pipes using local stress approach. In: Proceedings of the 33rd international conference on ocean, offshore and arctic engineering, OMAE. San Francisco, California, June 8–13, 2014. New York: American Society of Mechanical Engineers.

Zhang, Y. H.; Maddox, S. J.; Razmjoo, G. R. (2002): Experimental study and prediction of fatigue crack growth in girth welded pipes. In: Proceedings of the 21st international conference on offshore mechanics and arctic engineering, OMAE. Oslo, Norway, June 23–28, 2002. New York: American Society of Mechanical Engineers, S. 525–533.

Zhao, X.-L.; Herion, S.; Packer, J. A.; Puthli, R. S.; Sedlacek, G.; Wardenier, J. et al. (2002): Geschweißte Anschlüsse von runden und rechteckigen Hohlprofilen unter Ermüdungsbelastung. CIDECT, Konstruieren mit Hohlprofilen 8: TÜV Verlag, Köln.

Zhao, X.-L.; Packer, J. A. (2000): Fatigue design procedure for welded hollow section joints. IIW Document XIII-1804-99 and IIW Document XV-1035-99: Woodhead Publishing, Cambridge, England.

Verzeichnis technischer Regelwerke

DNVGL-RP-F108, October 2017: Assessment of flaws in pipeline and riser girth welds: DNV GL, Oslo.

DIN EN 1090-2, Oktober 2011: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1993-1-9, Dezember 2010: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1999-1-3, November 2011: Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken – Teil 1-3: Ermüdungsbeanspruchte Tragwerke: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 1990, Dezember 2010: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

ISO TR 14345, Juni 2012: Fatigue – Fatigue testing of welded components – Guidance: ISO, Genf.

DNVGL-RP-C203b, April 2016: Fatigue design of offshore steel structures: DNV GL, Oslo.

DNV-RP-C203a, April 2010: Fatigue design of offshore steel structures: DNV, Oslo.

BS 7910a, 2000: Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures: British Standards Institution, London.

BS 7910b, 2013: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures: British Standards Institution, London.

DIN EN 10219-1, Juli 2006: Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen – Teil 1: Technische Lieferbedingungen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 10219-2, Juli 2006: Kaltgefertigte geschweißte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen – Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 10204, Januar 2005: Metallische Erzeugnisse – Arten von Prüfbescheinigungen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 6892-1, Juni 2014: Metallische Werkstoffe – Zugveruch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN 50125, Juli 2009: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DNVGL-RP-0005, June 2014: RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures: DNV GL, Oslo.

DIN EN ISO 5817, Juni 2014: Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 6520-1, November 2007: Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 6947, August 2011: Schweißen und verwandte Prozesse – Schweißpositionen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

API Specification 5L, Oktober 2007: Specification for Line Pipe, 44th Edition: American Petroleum Institute, Washington, D.C.

ASTM E647-15e1, 2015: Test method for measurement of fatigue crack growth rates: ASTM International, West Conshohocken, Pennsylvania.

DIN EN 10210-1, Juli 2006: Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen – Teil 1: Technische Lieferbedingungen.: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN 10210-2, Juli 2006: Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen – Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 23278, März 2010: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Magnetpulverprüfung von Schweißverbindungen – Zulässigkeitsgrenzen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 17637, Mai 2011: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Sichtprüfung von Schmelzsweißverbindungen: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

DIN EN ISO 17640, April 2011: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Ultraschallprüfung – Techniken, Prüfklassen und Bewertung: Beuth Verlag GmbH, Berlin.

Anhang

A Spannungsintensitätsfaktoren und Korrekturfaktoren

Im Folgenden werden die in der vorliegenden Arbeit verwendeten Lösungen zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K sowie zur Berechnung der Korrekturfaktoren M_k dargestellt. Ausführliche Beschreibungen zu den angegebenen Lösungen sowie die entsprechenden Beiwerte sind der Fachliteratur zu entnehmen.

Anhang A.1 nach FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009)

Anhang A.2 nach British Standard (BS 7910b) / FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009)

Anhang A.3 nach British Standard (BS 7910b)

Anhang A.4 nach British Standard (BS 7910b)

Anhang A.5 nach British Standard (BS 7910b)

Anhang A.1 Hohlzylinder unter variabler Spannung mit azimuthalen Rissen: Halbelliptischer Oberflächenriss (innen)

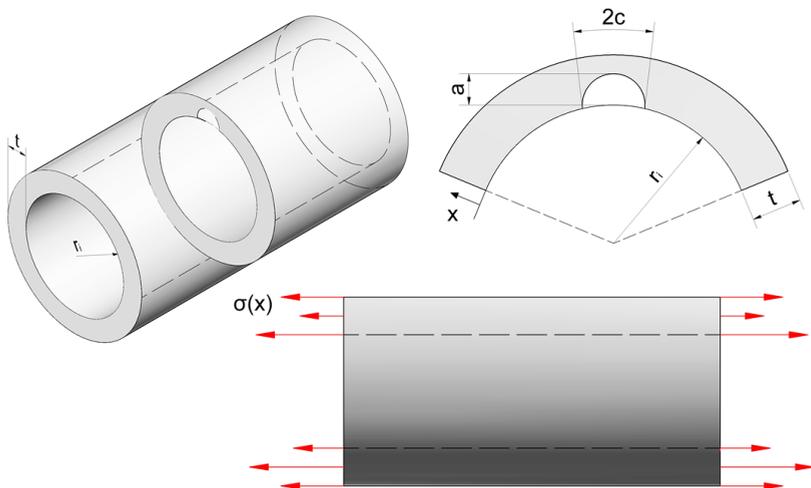


Abbildung A.1: Halbelliptischer Oberflächenriss (innen) nach FKM-Richtlinie (BERGER ET AL. 2009)

$$K_{\text{Hohlzylinder}} \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) = \left[\sum_{n=0}^3 A_n \cdot f_n \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^n + \sigma_b \cdot f_b \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \varphi \right) \right] \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$

$$\sigma(x) = \sum_{n=0}^3 A_n \cdot \left(\frac{x}{t} \right)^n$$

Beiwerte:

$$f_n \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \Phi \right) \text{ sowie } f_b \left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{t}{r_i}, \Phi \right)$$

Gültigkeitsbereich:

$$0 \leq \frac{a}{t} \leq 0,8; \quad 0 \leq \frac{a}{c} \leq 1; \quad 0 \leq \frac{t}{r_i} \leq 1$$

Anhang A.2 Platte unter Zug und Biegung: Halbelliptischer Oberflächenriss

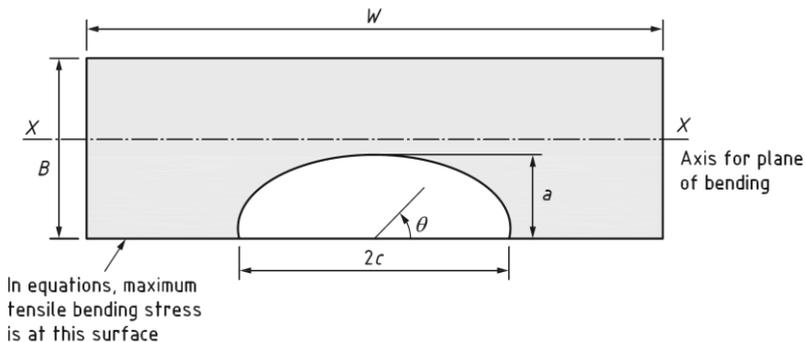


Abbildung A.2: Halbelliptischer Oberflächenriss in Platte nach (BS 7910b)

Allgemein:

$$M = 1$$

$$f_w = \left\{ \sec \left[\left(\frac{\pi \cdot c}{W} \right) \cdot \left(\frac{a}{B} \right)^{0,5} \right] \right\}^{0,5}$$

Gültigkeitsbereich:

$$0 < \frac{a}{2 \cdot c} \leq 1,0$$

$$0 < \theta \leq \pi$$

und

$$\frac{a}{B} < 1,25 \cdot \left(\frac{a}{c} + 0,6 \right) \quad \text{für} \quad 0 < \frac{a}{2 \cdot c} \leq 0,1$$

$$\frac{a}{B} < 1,0 \quad \text{für} \quad 0,1 < \frac{a}{2 \cdot c} \leq 1,0$$

Zug / Membranbeanspruchung:

$$M_m = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{B} \right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{B} \right)^4 \right] \cdot \frac{g \cdot f_\theta}{\Phi}$$

Biegebeanspruchung:

$$M_b = H \cdot M_m$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \cdot \sin^q \theta$$

Anhang A.3 Platte mit langem / durchgängigem Oberflächenriss

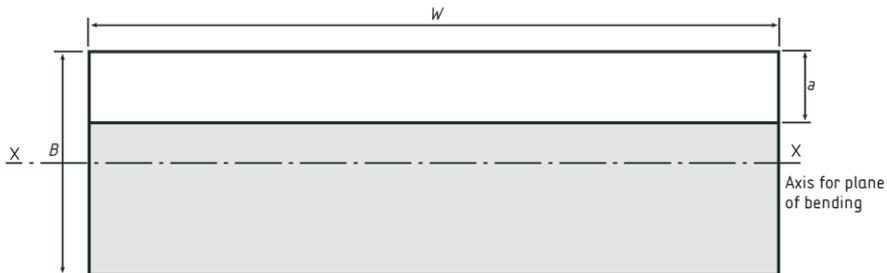


Abbildung A.3: Platte mit langem / durchgängigem Oberflächenriss nach (BS 7910b)

Gültigkeitsbereich:

$$\text{für } \frac{a}{B} \leq 0,6$$

Zug / Membranbeanspruchung:

$$M_m = 1,12 - 0,23 \cdot \left(\frac{a}{B}\right) + 10,6 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^2 - 21,7 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^3 + 30,4 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^4$$

Biegebeanspruchung:

$$M_b = 1,12 - 1,39 \cdot \left(\frac{a}{B}\right) + 7,32 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^2 - 13,1 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^3 + 14 \cdot \left(\frac{a}{B}\right)^4$$

Anhang A.4 Korrekturfaktor M_k : 2D-Lösung

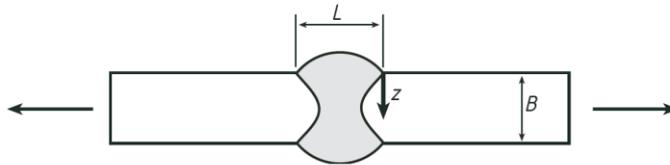


Abbildung A.4: Geometrie der Schweißverbindung: Beidseitig durchgeschweißter Stumpfstoß nach (BS 7910b)

$$M_k = v \cdot \left(\frac{z}{B} \right)^w$$

bis ein Wert von $M_k = 1$ erreicht ist

Tabelle A.1: Beiwerte v und w für Zug- / Membranbeanspruchung und Biegebeanspruchung

Beanspruchung	L / B	z / B	v	w
Zug	≤ 2	$\leq 0,05 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,55}$	$0,51 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,27}$	-0,31
		$> 0,05 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,55}$	0,83	$-0,15 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,46}$
	> 2	$\leq 0,073$	0,615	-0,31
		$> 0,073$	0,83	-0,20
Biegung	≤ 1	$\leq 0,03 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,55}$	$0,45 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,21}$	-0,31
		$> 0,03 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,55}$	0,68	$-0,19 \cdot \left(\frac{L}{B} \right)^{0,21}$
	> 1	$\leq 0,03$	0,45	-0,31
		$> 0,03$	0,68	-0,19

Anhang A.5 Korrekturfaktor M_k : 3D-Lösung*Gültigkeitsbereich:*

$$0,005 < \frac{a}{B} < 0,9$$

$$0,1 \leq \frac{a}{c} \leq 1,0$$

$$0,5 \leq \frac{L}{B} \leq 2,75 \text{ (für } \frac{L}{B} > 2,75 \text{ ist } \frac{L}{B} = 2,75 \text{ zu verwenden)}$$

Rissscheitel*Zug- / Membranbeanspruchung:*

$$M_{km} = f_1 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c} \right) + f_2 \left(\frac{a}{B} \right) + f_3 \left(\frac{a}{B}, \frac{L}{B} \right)$$

*Biegebeanspruchung:*Wenn $0,005 \leq \frac{a}{B} \leq 0,5$ dann gilt die folgende Formel:

$$M_{kb} = f_1 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c} \right) + f_2 \left(\frac{a}{B} \right) + f_3 \left(\frac{a}{B}, \frac{L}{B} \right)$$

Risrand*Zug- / Membranbeanspruchung:*

$$M_{km} = f_1 \left(\frac{a}{B}, \frac{c}{a}, \frac{L}{B} \right) \times f_2 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c} \right) \times f_3 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c}, \frac{L}{B} \right)$$

Biegebeanspruchung:

$$M_{kb} = f_1 \left(\frac{a}{B}, \frac{c}{a}, \frac{L}{B} \right) \times f_2 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c} \right) \times f_3 \left(\frac{a}{B}, \frac{a}{c}, \frac{L}{B} \right)$$

B Versuchsergebnisse der Großbauteilversuche

Die Ergebnisse der durchgeführten Ermüdungsversuche sind nachfolgend in den Tabellen B.1 bis B.4 aufgeführt. Angegeben sind die Nennspannungen an der Profilinnenseite $\Delta\sigma_{n,i}$ und die zum Wanddurchriss der Probekörper gehörenden Schwingspielzahlen N_f .

Tabelle B.1: Ergebnisse der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP, Serie 1 (\emptyset 914×43,6), R = 0,1

Probekörper-Nr.	$\Delta\sigma_{n,i}$ [MPa]	N_f [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
1	190,0	656.176	Nahtwurzel	-
2	162,8	1.375.000	Nahtübergang außen / Nahtwurzel innen	-
3	190,0	457.800	Nahtwurzel	-

Tabelle B.2: Ergebnisse der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP, Serie 2 (\emptyset 559×25,4), R = 0,1

Probekörper-Nr.	$\Delta\sigma_{n,i}$ [MPa]	N_f [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
1	163,6	1.095.610	Nahtwurzel	-
2	102,7	7.700.300	Durchläufer	-
3	163,6	463.500	Nahtwurzel	-
4	129,1	5.479.457	Durchläufer	Versagen an Längsnaht bei Lasteinleitungsmanschette
5	163,6	3.291.729	Durchläufer	Versagen in Profilwand am Auflager

Tabelle B.3: Ergebnisse der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP, Serie 3
($\varnothing 406,4 \times 20$), $R = 0,1$

Probekörper-Nr.	$\Delta\sigma_{n,i}$ [MPa]	N_f [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
1	162,3	327.219	Nahtwurzel	-
2	101,9	1.834.510	Nahtwurzel	-
3	162,3	399.361	Nahtwurzel	-
4	162,3	243.429	Nahtwurzel	-
5	128,0	1.867.088	Nahtwurzel	-
6	128,0	401.826	Nahtwurzel	-
7	128,0	1.487.158	Nahtwurzel	-
8	101,9	945.458	Nahtwurzel	-
11	101,9	1.447.395	Nahtwurzel	-
12	83,8	4.744.953	Nahtwurzel	-
13	83,8	2.672.665	Nahtwurzel	-
14	83,8	5.836.000	Nahtwurzel	-
15	83,8	4.050.355	Nahtwurzel	-
16	101,9	2.164.853	Nahtwurzel	-
17	162,3	589.100	Nahtwurzel	-
18	128,0	1.518.705	Nahtwurzel	-
19	101,9	1.269.100	Nahtwurzel	-
20	83,8	9.890.992	Nahtwurzel	-
21	128,0	949.223	Nahtwurzel	-
23	162,3	165.480	Nahtwurzel	-

Tabelle B.4: Ergebnisse der Ermüdungsversuche an einseitig geschweißten Stumpfstoßen von KHP, Serie 4
($\varnothing 219,1 \times 11$), $R = 0,2$

Probekörper-Nr.	$\Delta\sigma_{n,i}$ [MPa]	N_f [-]	Rissausgangsort	Bemerkung
2	101,7	3.430.624	Nahtwurzel	-
3	101,7	3.139.571	Nahtwurzel	-
4	101,7	3.720.073	Nahtwurzel	-
5	128,1	1.285.689	Nahtwurzel	-
6	128,1	908.851	Nahtwurzel	-
7	128,1	1.705.852	Nahtwurzel	-
8	83,5	4.353.958	Nahtwurzel	-
9	155,9	586.023	Nahtwurzel	-
10	83,5	2.057.430	Nahtwurzel	-
11	83,5	6.616.376	Nahtwurzel	-
12	155,9	670.624	Nahtwurzel	-
13	155,9	714.654	Nahtwurzel	-

C Nahtgeometrieparameter

Im Folgenden ist die Auswertung der Nahtgeometrieparameter dargestellt. Die Auswertung der Nahtgeometrieparameter erfolgt jeweils für die Serien 1 bis 4. Weiterhin erfolgt eine gemeinsame Auswertung über alle Serien hinweg, sofern diese für den jeweiligen Nahtgeometrieparameter sinnvoll ist.

Nahtbreite Decklage b_D

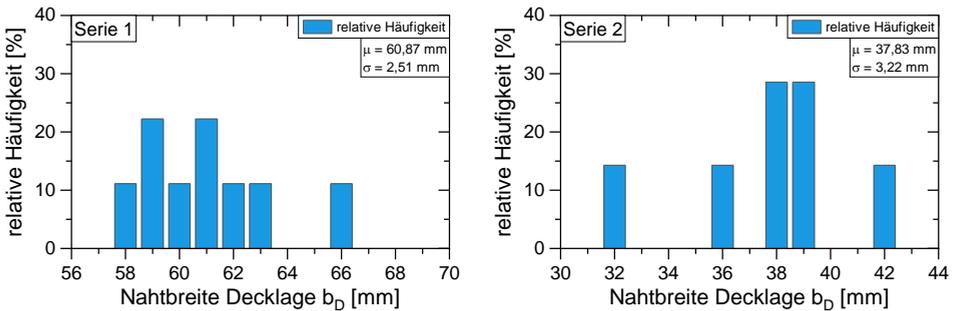


Abbildung C.1: Nahtbreite an der Decklage b_D , Serie 1 (ϕ 914×43,6) (links) und Serie 2 (ϕ 559×25,4) (rechts)

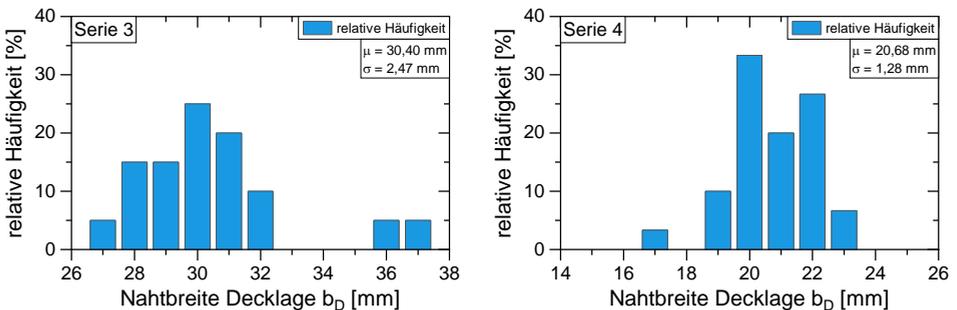


Abbildung C.2: Nahtbreite an der Decklage b_D , Serie 3 (ϕ 406,4×20) (links) und Serie 4 (ϕ 219,1×11) (rechts)

Nahtüberhöhung Decklage h_D

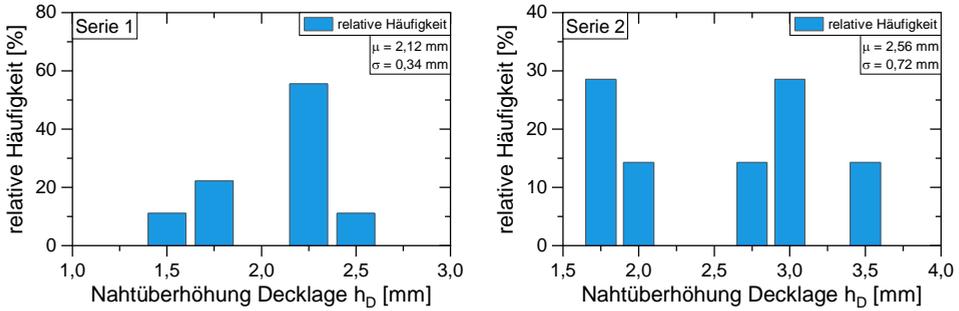


Abbildung C.3: Nahtüberhöhung an der Decklage h_D , Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) (rechts)

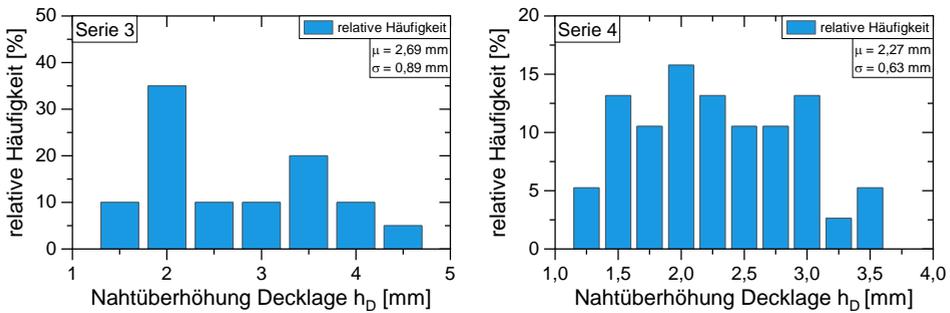


Abbildung C.4: Nahtüberhöhung an der Decklage h_D , Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) (rechts)

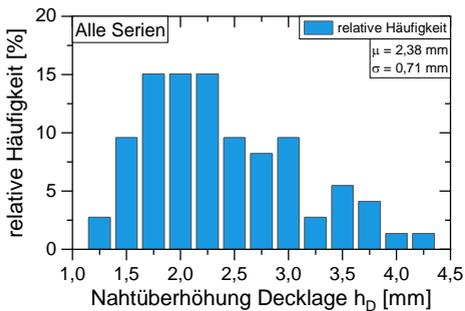


Abbildung C.5: Nahtüberhöhung an der Decklage h_D , alle Serien

Nahtanstiegswinkel Decklage θ_D

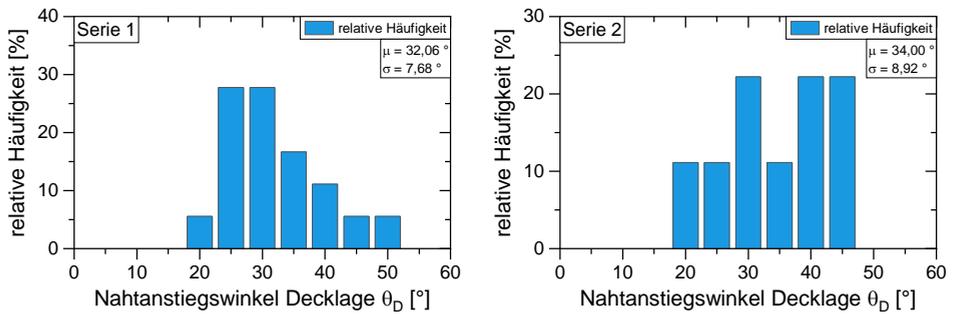


Abbildung C.6: Nahtanstiegswinkel an der Decklage θ_D , Serie 1 ($\phi 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\phi 559 \times 25,4$) (rechts)

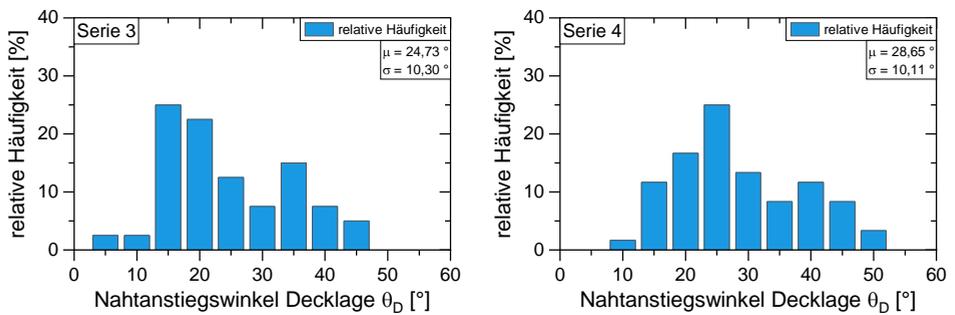


Abbildung C.7: Nahtanstiegswinkel an der Decklage θ_D , Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\phi 219,1 \times 11$) (rechts)

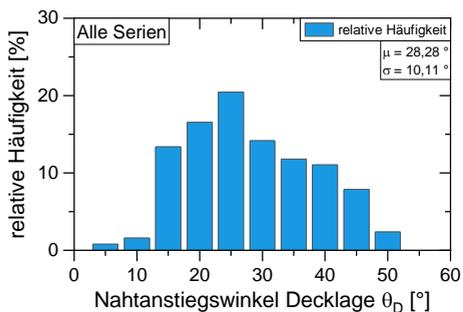


Abbildung C.8: Nahtanstiegswinkel an der Decklage θ_D , alle Serien

Nahtübergangsradius Decklage r_D

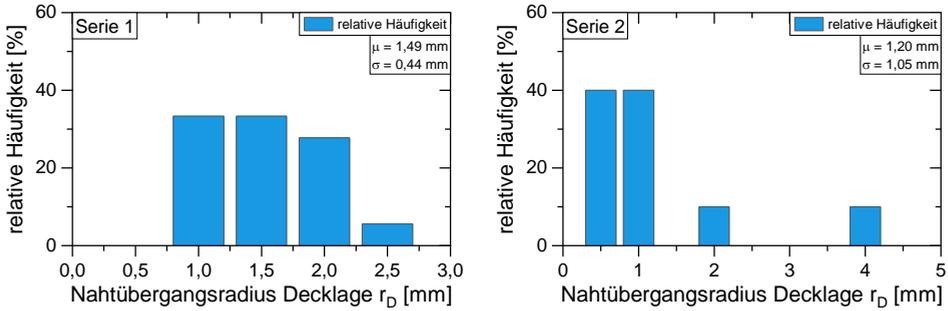


Abbildung C.9: Nahtübergangsradius an der Decklage r_D , Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) (rechts)

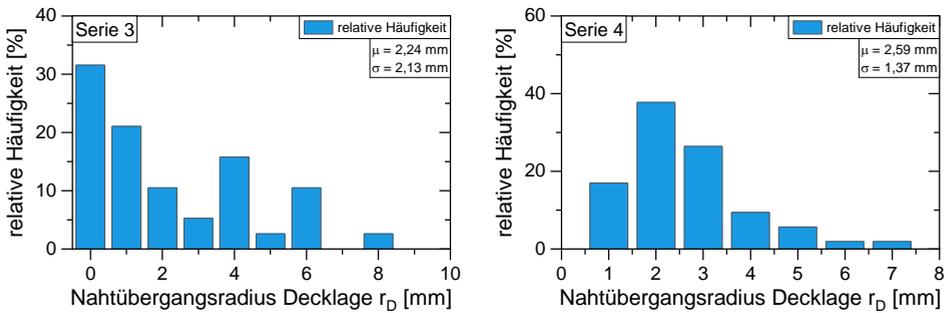


Abbildung C.10: Nahtübergangsradius an der Decklage r_D , Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) (rechts)

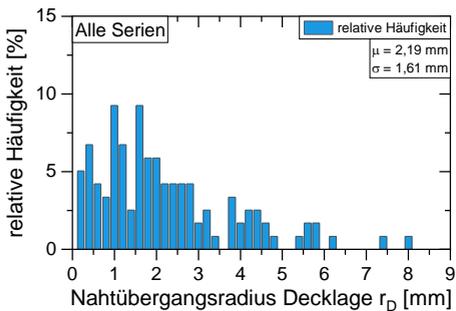


Abbildung C.11: Nahtübergangsradius an der Decklage r_D , alle Serien

Wanddicke t

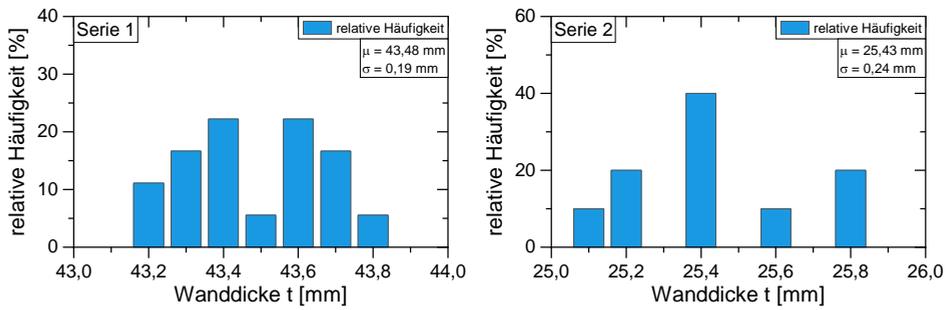


Abbildung C.12: Wanddicke t, Serie 1 (\varnothing 914×43,6) (links) und Serie 2 (\varnothing 559×25,4) (rechts)

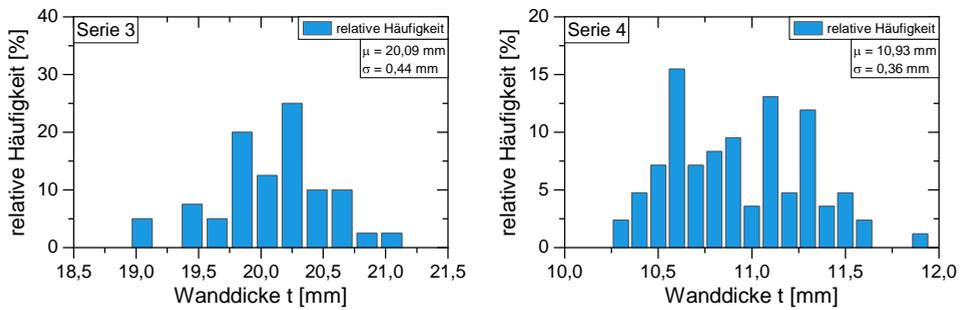


Abbildung C.13: Wanddicke t, Serie 3 (\varnothing 406,4×20) (links) und Serie 4 (\varnothing 219,1×11) (rechts)

Nahtbreite Wurzel b_w

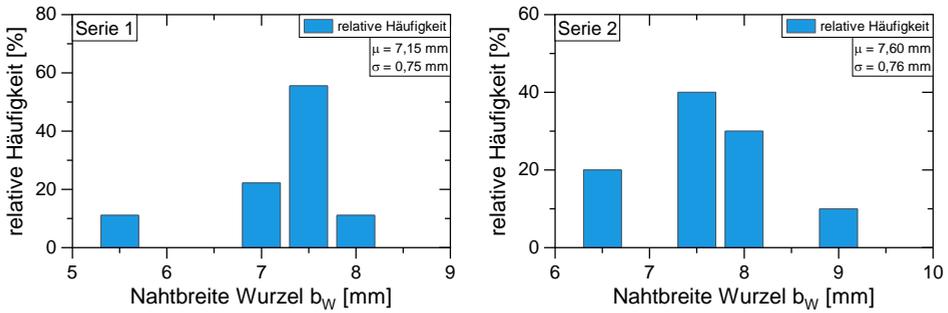


Abbildung C.14: Nahtbreite an der Wurzel b_w , Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) (rechts)

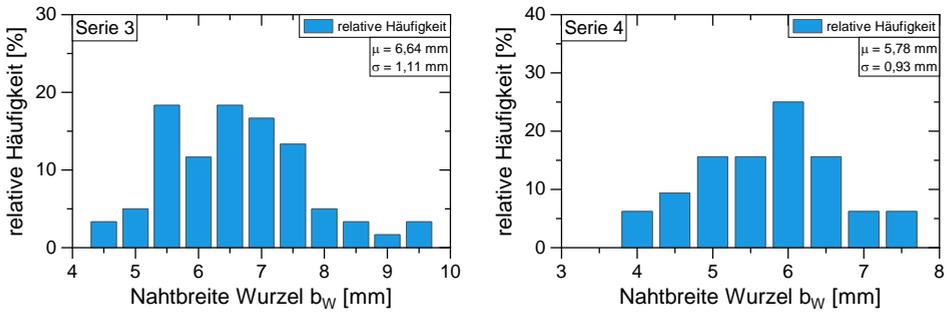


Abbildung C.15: Nahtbreite an der Wurzel b_w , Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) (rechts)

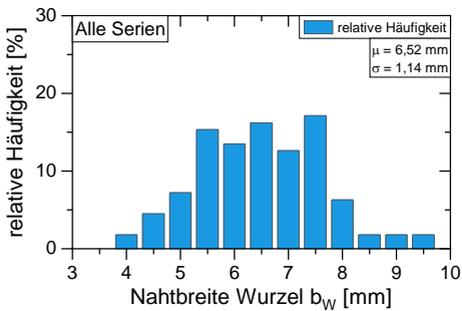


Abbildung C.16: Nahtbreite an der Wurzel b_w , alle Serien

Nahtüberhöhung Wurzel h_w

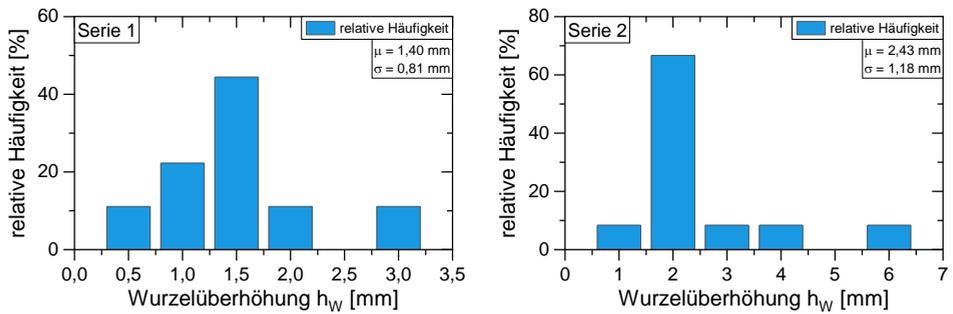


Abbildung C.17: Nahtüberhöhung an der Wurzel h_w , Serie 1 (ϕ 914×43,6) (links) und Serie 2 (ϕ 559×25,4) (rechts)

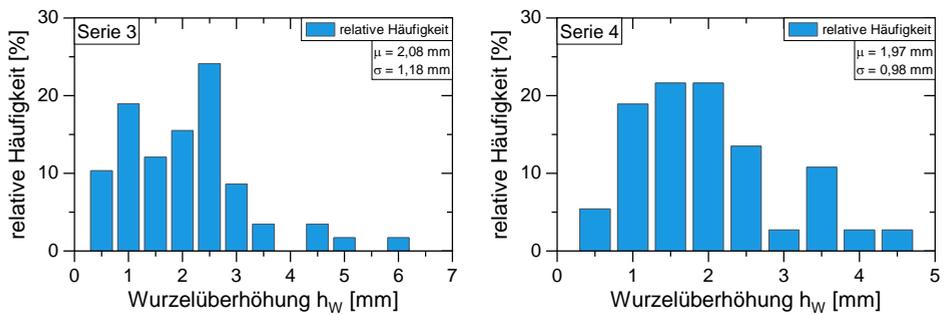


Abbildung C.18: Nahtüberhöhung an der Wurzel h_w , Serie 3 (ϕ 406,4×20) (links) und Serie 4 (ϕ 219,1×11) (rechts)

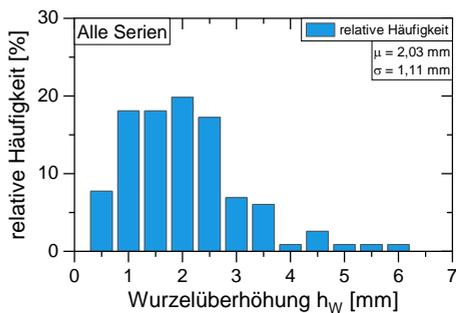


Abbildung C.19: Nahtüberhöhung an der Wurzel h_w , alle Serien

Nahtanstiegswinkel Wurzel θ_w

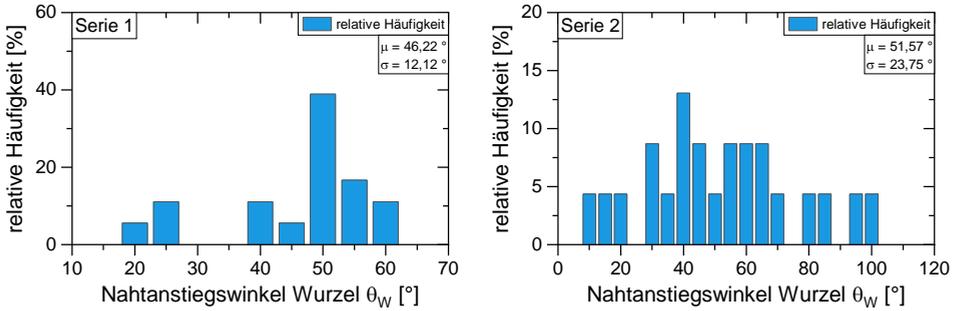


Abbildung C.20: Nahtanstiegswinkel an der Wurzel θ_w , Serie 1 ($\phi 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\phi 559 \times 25,4$) (rechts)

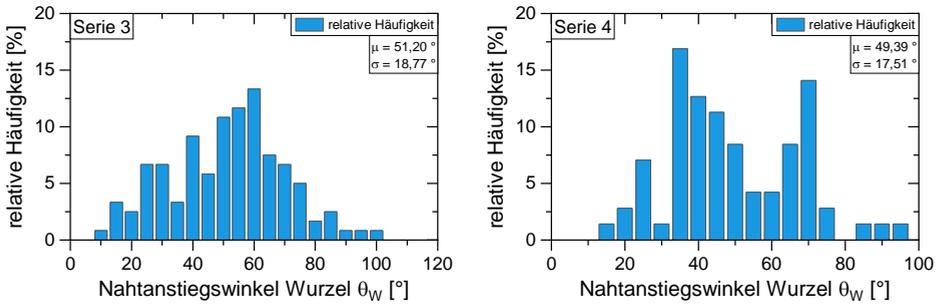


Abbildung C.21: Nahtanstiegswinkel an der Wurzel θ_w , Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\phi 219,1 \times 11$) (rechts)

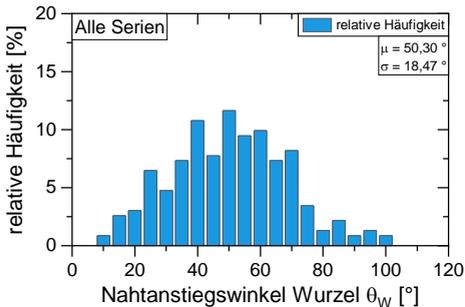


Abbildung C.22: Nahtanstiegswinkel an der Wurzel θ_w , alle Serien

Nahtübergangsradius Wurzel r_W

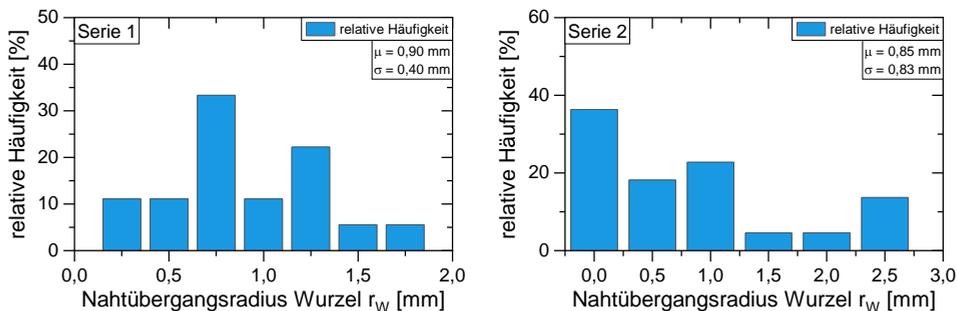


Abbildung C.23: Nahtübergangsradius an der Wurzel r_W , Serie 1 (\emptyset 914×43,6) (links) und Serie 2 (\emptyset 559×25,4) (rechts)

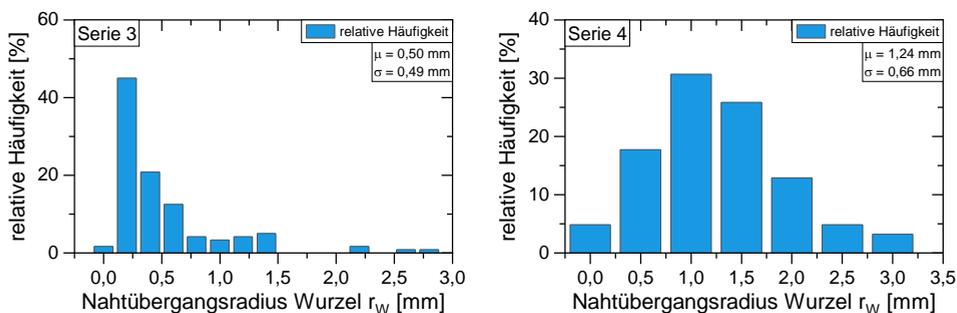


Abbildung C.24: Nahtübergangsradius an der Wurzel r_W , Serie 3 (\emptyset 406,4×20) (links) und Serie 4 (\emptyset 219,1×11) (rechts)

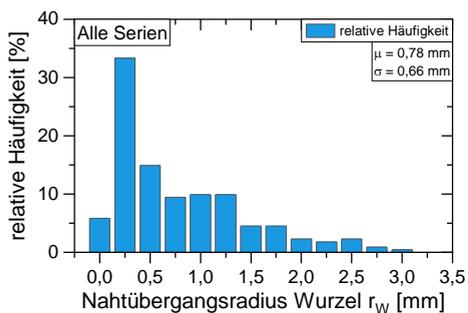


Abbildung C.25: Nahtübergangsradius an der Wurzel r_W , alle Serien

Versatz v_i

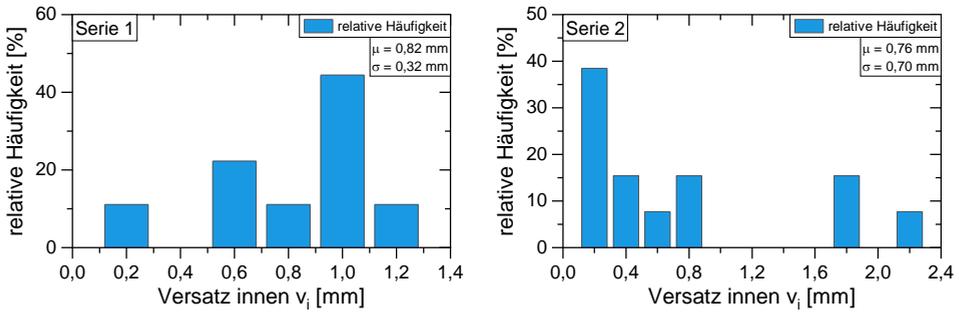


Abbildung C.26: Versatz v_i , Serie 1 ($\phi 914 \times 43,6$) (links) und Serie 2 ($\phi 559 \times 25,4$) (rechts)

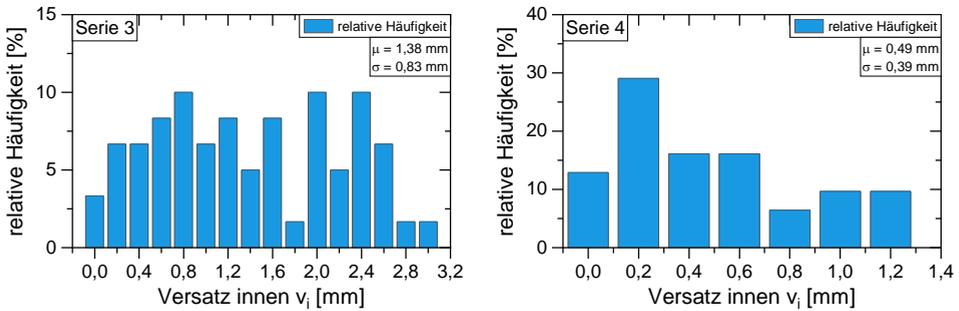


Abbildung C.27: Versatz v_i , Serie 3 ($\phi 406,4 \times 20$) (links) und Serie 4 ($\phi 219,1 \times 11$) (rechts)

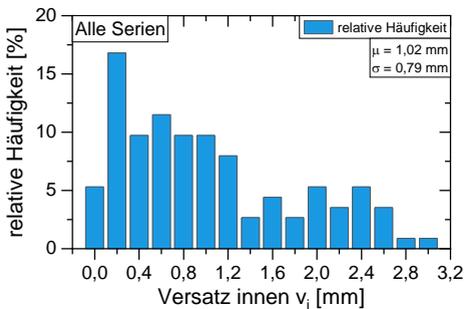


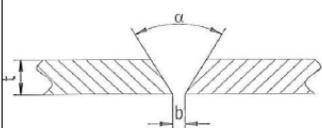
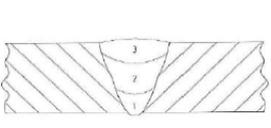
Abbildung C.28: Versatz v_i , alle Serien

D Schweißanweisungen

Dieser Anhang enthält die Schweißanweisungen (WPS) für die Probekörperserien 1 bis 4.

WeserWind GmbH <small>Offshore Construction Geoservice-Hülle</small>	Schweißanweisung (WPS)	WPS-Nr:	Rev.
	Forschung - Rohre: 135+136	1002	0
Seite 1 von 1			

Ort:	Bremerhaven	Prüfer oder Prüfstelle:	M. Page
WPQR-Nr.:		Art der Vorbereitung und Reinigung:	entfetten, schleifen
Schweißergoqualifikation:	nach EN 287-1	Bearbeitung der Wurzellage:	bürsten
Schweißprozess:	MAG (135 + 136)	Spezifikation der Grundwerkstoffe:	
Nahtart:	Stumpfnah	1) S515*	
Kunde:	-	2)	
Auftrags-Nr.:	-	Werkstoffdicke:	43,6 [mm]
Zeichnungs-Nr.:	-	Außendurchmesser:	914 [mm]
Teile-Nr.:	-	Schweißposition:	PF

Maße: t= 43,6 mm b= 5 mm α = 60°	Gestaltung der Verbindung 	Schweißfolge 
--	--	--

Bemerkungen: Schweißfolge: _____

Einzelheiten für Schweißen:									
	Schweißlage	Prozess	ØSchweiß-zusatz [mm]	Strom [A]	Spannung [V]	StromarP olung	Drahtvorschub-geschwindigkeit [m/min]	Schweiß-geschwindigkeit [cm/min]	Strecken-energie [kJ/cm]
1	Wurzellage	135	1,2	90-105	13-15	=+	1-3	5-7	8,2-14
2	Füllagen	136	1,2	180-200	20-21	=+	5-7	18-25	6,91-11,2
3	Decklagen	136	1,2	180-195	20-21	=+	4,5-6	20-30	6-10
4									
5									
n									

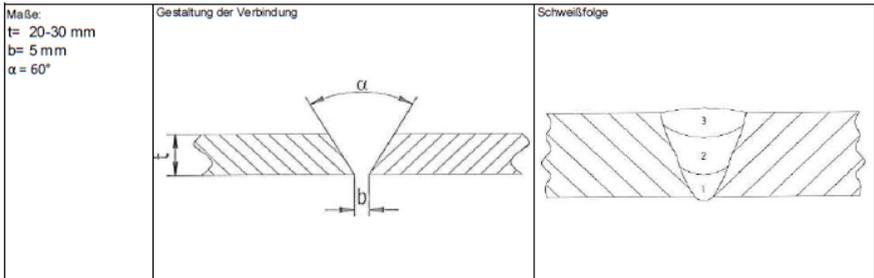
Schweißzusatz:	Wurzel:	Carbofil NiMo1 (Massivdraht)	Weitere Informationen:	
	Deck/Füllagen	Orbiflux R620		Pendeln
Zusatzwerkstoffmarke:		Oerlikon		-
Sondenvorschriften für Trocknung:				-
Schutzgas/Schweißpulver				-
Schutzgas:		M21 - ArC-18		-
Wurzelschutz:		kein	Einzelheiten für die Wurzellage:	Steel Root Verfahren
Gasdurchflußmenge [l/min]		15	Kontaktdüsenabstand [mm]:	15-20
Schutzgas:		-	Einzelheiten für das Plasmaschweißen:	-
Wurzelschutz:		-	Brennerstellwinkel [Grad]:	-
Wolframelektrodenart/Durchmesser:		-		
Einzelheiten über Ausfüßen/Badsicherung:		-		
Vorwärmtemperatur:		ca. 80°C		
Zwischengagentemperatur:		150°C		
Wärmennachbehandlung:		-		
Zeit, Temperatur, Verfahren:		-		
Erwärmungs- und Abkühlrate:		-		

Datum/Erstellt: 08.12.2011 / M.Türkyilmaz	Datum/Geprüft:	Datum/Freigegeben: 08.12.2011 / M. Page
Unterschrift:	Unterschrift:	Unterschrift:

Abbildung D.1: Schweißanweisung für Serie 1 (ø 914×43,6), Werkstoff X75M

 WeserWind GmbH Offshore Construction Geospannwerkstoffe	Schweißanweisung (WPS)	WPS-Nr: 1004	Rev. 0
	Forschung - Rohre: 135+136	Seite 1 von 1	

Ort:	Bremerhaven	Prüfer oder Prüfstelle	M. Page
WPQR-Nr.:		Art der Vorbereitung und Reinigung:	entfetten, schleifen
Schweißqualifikation:	nach EN 287-1	Bearbeitung der Wurzellage:	bürsten
Schweißprozess:	MAG (135 + 136)	Spezifikation der Grundwerkstoffe:	
Nahtart:	Stumpfnah	1) S555+*	
Kunde:	-	2)	
Auftrags-Nr.:	-	Werkstoffdicke:	25,4 [mm]
Zeichnungs-Nr.:	-	Außendurchmesser:	559 [mm]
Teile-Nr.:	-	Schweißposition:	PF



Bemerkungen:	Schweißfolge:

Einzelheiten für Schweißen:									
	Schweißlage	Prozess	ØSchweiß-zusatz [mm]	Strom [A]	Spannung [V]	Stromart/P olung	Drahtvorschub-geschwindigkeit [m/min]	Schweiß-geschwindigkeit [cm/min]	Strecken-energie [kJ/cm]
1	Wurzellage	135	1,2	90-105	13-15	+=	1-3	5-7	8,2-14
2	Füllagen	136	1,2	180-210	20-21	+=	5-7	18-25	6,91-11,2
3	Decklagen	136	1,2	180-195	20-21	+=	4,5-6	20-30	6-10

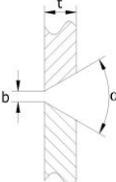
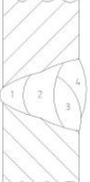
Schweißzusatz:	Wurzel:	Carbofil NiMo1 (Massivdraht)	Weitere Informationen:	Pendin
	Deck/Füllagen	Ciboflux R620		
Zusatzwerkstoffmarke:		Oerlikon		
Sondervorschriften für Trocknung:				
Schutzgas/Schweißpulver		M21 - ArC-18		
Schutzgas:		-		
Wurzelschutz:		-	Einzelheiten für die Wurzellage:	Steel Root Verfahren
Gasdurchflußmenge [l/min]		15	Kontaktdüsenabstand [mm]:	15-20
Schutzgas:		-	Einzelheiten für das Plasmaschweißen:	-
Wurzelschutz:		-	Brennerstellwinkel [Grad]:	-
Wolframelektrodenart/Durchmesser:		-		
Einzelheiten über Ausfügen/Badsicherung:		-		
Vorwärmtemperatur:		ca. 60°C		
Zwischenlagentemperatur:		150°C		
Wärmenachbehandlung:		-		
Zeit, Temperatur, Verfahren:		-		
Erwärmungs- und Abkühlrate:		-		

Datum/Erstellt:	Datum/Geprüft:	Datum/Freigegeben:
08.12.2011 / M.Türkyilmaz		08.12.2011 / M. Page
Unterschrift:	Unterschrift	Unterschrift:

Abbildung D.2: Schweißanweisung für Serie 2 (ø 559×25,4), Werkstoff X80M

	Schweißanweisung (WPS)	WPS-Nr. Rev: 135-BW-Rohr-BL10-20 1
	MAG V-Naht 406er Rohr t=20	Seite 1 von 1

Ort: WPQR-Nr.: Schweißer-qualifikation: DIN EN 287-1 Schweißprozess: (MAG) Nahtart: Stumpfnah Kunde: KIT Auftrags-Nr.: R18432 Zeichnungs-Nr.: Teile-Nr.:	Prüfer oder Prüfstelle: Art der Vorbereitung und Reinigung: Schleifen Bearbeitung der Wurzellage: keine Spezifikation Grundwerkstoff(e): Gruppennr. ISO TR 15608: 1) [1.0576] S355J2H 1.2 2) [1.0576] S355J2H 1.2 Werkstoffdicke: 20 mm Außendurchmesser: 406,4 mm Schweißposition: PA
--	--

Maße: t=10-20mm b=0-2mm Winkel=60°	Gestaltung der Verbindung 	Schweißfolge 
--	---	--

©hsk - welding solutions

Bemerkung:
Pendel ist zu vermeiden.

Einzelheiten für das Schweißen

	Schweißlage	Prozess	Ø Schweißzusatz [mm]	Strom	Spannung [V]	Stromart / Polung	Drahtvorschubgeschw.	Schweißgeschwindigkeit [cm/min]	Wärmeeinbringung [kJ/cm]
A)	Wurzellage	135	1,2	130-140 A	18-19	= / +	3-4 m/min	30-50	2,25 - 4,26
B)	Fülllage	135	1,2	280-300 A	29-31	= / +	8-10 m/min	50-70	5,57 - 8,93
C)	Decklage	135	1,2	280-300 A	29-31	= / +	8-10 m/min	50-70	5,57 - 8,93

Schweißzusatz / Schweißpulver

Schweißzusatz / Schweißpulver			Sondenvorschriften für Trocknung	
Bezeichnung	Markenname	Hersteller	Zeit [h]	Temperatur [°C]
A) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristorod 12.63	ESAB		
B) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristorod 12.63	ESAB		
C) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristorod 12.63	ESAB		

Schutzgas

Typ	Markenname	Hersteller	Durchfluss [l/min]	Vorströmzeit [s]	Nachströmzeit [s]
A) Schweißen: M21-ArC-18			15		
B) Schweißen: M21-ArC-18			15		
C) Schweißen: M21-ArC-18			15		

Weitere Informationen

Parameter / Wert	
A) Gaskappengröße: 8 Werkstoffübergang: Pulslichtbogen Kontaktrohrabstand: 12 mm	Pendel: Vorwärmtemperatur[°C]: 70 Zwischenlagentemperatur [°C]: <250
B) Gaskappengröße: 8 Werkstoffübergang: Pulslichtbogen Kontaktrohrabstand: 12 mm	
C) Gaskappengröße: 8 Werkstoffübergang: Pulslichtbogen Kontaktrohrabstand: 12 mm	

Bemerkung:
pWPS

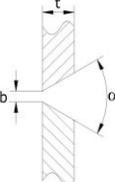
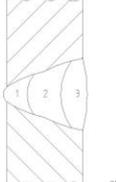
Datum / Erstellt: 03.08.2012 Mehner	Datum / Geprüft:	Datum / Freigegeben:
Unterschrift	Unterschrift	Unterschrift

Erstellt mit Schweißassistent 5

Abbildung D.3: Schweißanweisung für Serie 3 (ø 406,4x20), Werkstoff S355J2H

	Schweißanweisung (WPS)	WPS-Nr. Rev. 135-BW-219erRohr 1
	MAG V-Naht 219er Rohr t=11	Seite 1 von 1

Ort: WPQR-Nr.: Schweißer- qualifikation: DIN EN 287-1 Schweißprozess: (MAG) Nahtart: Stumpfnah Kunde: KIT Auftrags-Nr.: R18431 Zeichnungs-Nr.: Teile-Nr.:	Prüfer oder Prüfstelle: Art der Vorbereitung und Reinigung: Schleifen Bearbeitung der Wurzellage: keine Spezifikation Grundwerkstoff(e): Gruppennr. ISO TR 15608: 1) [1.0576] S355J2H 1.2 2) [1.0576] S355J2H 1.2 Werkstoffdicke: 11 mm Außendurchmesser: 219 mm Schweißposition: PA
---	--

Maße: t=10-20mm b=0-2mm Winkel=60°	Gestaltung der Verbindung  <small>© hsk + welding solutions</small>	Schweißfolge  <small>© hsk + welding solutions</small>
---	--	---

Bemerkung:
Pendel ist zu vermeiden.

Einzelheiten für das Schweißen									
	Schweißlage	Prozess	Ø Schweiß-zusatz [mm]	Strom	Spannung [V]	Stromart / Polung	Draht-vorschub-geschw.	Schweiß-geschwindigkeit [cm/min]	Wärme-einbringung [kJ/cm]
A)	Wurzellage	135	1,2	130-140 A	18-19	= / +	3-4 m/min	30-50	2,25 - 4,26
B)	Fülllage	135	1,2	280-300 A	29-31	= / +	8-10 m/min	50-70	5,57 - 8,93
C)	Decklage	135	1,2	280-300 A	29-31	= / +	8-10 m/min	50-70	5,57 - 8,93

Schweißzusatz / Schweißpulver					Sondervorschriften für Trocknung	
Bezeichnung	Markenname	Hersteller	Zeit [h]	Temperatur [°C]		
A) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristrod	12.63	ESAB			
B) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristrod	12.63	ESAB			
C) G 46 4 M G4Si1 / G 42 2 C G4Si1	OK Aristrod	12.63	ESAB			

Schutzgas						
Typ	Markenname	Hersteller	Durchfluss [l/min]	Vorström-zeit [s]	Nachström-zeit [s]	
A) Schweißen: M21-ArC-18			15			
B) Schweißen: M21-ArC-18			15			
C) Schweißen: M21-ArC-18			15			

Weitere Informationen		Strichraupe																			
<table border="1" style="width:100%; border-collapse: collapse;"> <tr> <th>Parameter / Wert</th> <th></th> </tr> <tr> <td>A) Gaskappengröße: 8</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Werkstoffübergang: Pulslichtbogen</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Kontaktrohrabstand: 12 mm</td> <td></td> </tr> <tr> <td>B) Gaskappengröße: 8</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Werkstoffübergang: Pulslichtbogen</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Kontaktrohrabstand: 12 mm</td> <td></td> </tr> <tr> <td>C) Gaskappengröße: 8</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Werkstoffübergang: Pulslichtbogen</td> <td></td> </tr> <tr> <td>Kontaktrohrabstand: 12 mm</td> <td></td> </tr> </table>	Parameter / Wert		A) Gaskappengröße: 8		Werkstoffübergang: Pulslichtbogen		Kontaktrohrabstand: 12 mm		B) Gaskappengröße: 8		Werkstoffübergang: Pulslichtbogen		Kontaktrohrabstand: 12 mm		C) Gaskappengröße: 8		Werkstoffübergang: Pulslichtbogen		Kontaktrohrabstand: 12 mm		Pendeln: Vorwärmtemperatur[°C]: 70 Zwischenlagentemperatur [°C]: <250
Parameter / Wert																					
A) Gaskappengröße: 8																					
Werkstoffübergang: Pulslichtbogen																					
Kontaktrohrabstand: 12 mm																					
B) Gaskappengröße: 8																					
Werkstoffübergang: Pulslichtbogen																					
Kontaktrohrabstand: 12 mm																					
C) Gaskappengröße: 8																					
Werkstoffübergang: Pulslichtbogen																					
Kontaktrohrabstand: 12 mm																					

Bemerkung:

pWPS		
Datum / Erstellt: 03.08.2012 Mehner	Datum / Geprüft:	Datum / Freigegeben:
Unterschrift	Unterschrift	Unterschrift

Erstellt mit Schweißassistent 5

Abbildung D.4: Schweißanweisung für Serie 4 (ø 219,1x11), Werkstoff S355J2H

E Verläufe des K-Faktors und des M_k -Faktors

Dieser Anhang enthält die berechneten Verläufe des K-Faktors und des M_k -Faktors für die Versuchsserien.

Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a

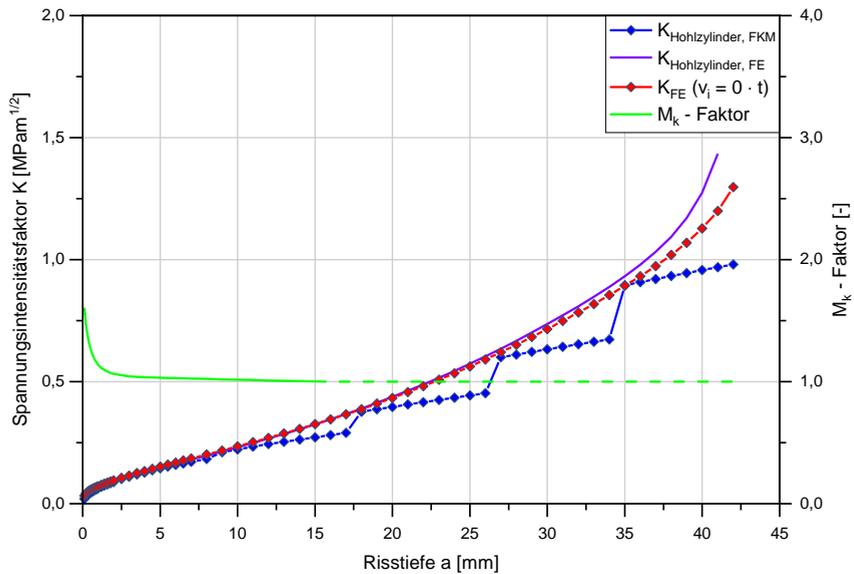


Abbildung E.1: Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a bei einem Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$): Vergleich der numerischen Berechnung mit der Ermittlung nach Gl. (4.8) für $a/c = 0$ sowie Verlauf des K-Faktors $K_{\text{FE}}(a)$ für einen Versatz von 0 % der Wanddicke

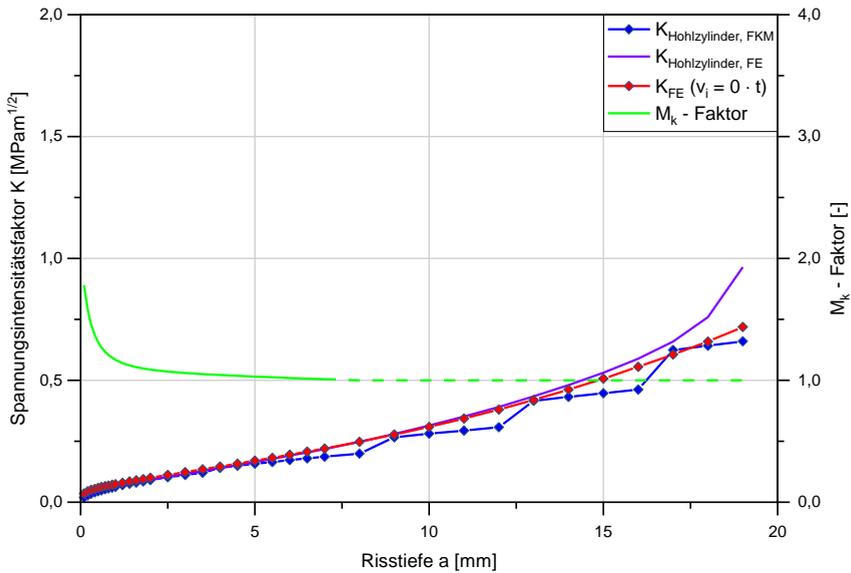


Abbildung E.2: Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a bei einem Probekörper der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$): Vergleich der numerischen Berechnung mit der Ermittlung nach Gl. (4.8) für $a / c = 0$ sowie Verlauf des K-Faktors $K_{FE}(a)$ für einen Versatz von 0 % der Wanddicke

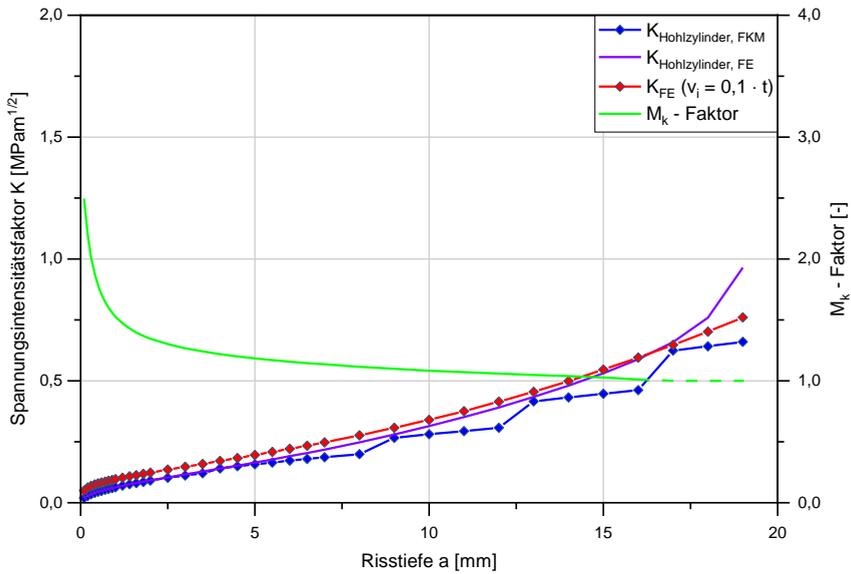


Abbildung E.3: Verlauf des K-Faktors mit zunehmender Risstiefe a bei einem Probekörper der Serie 3 ($\varnothing 406,4 \times 20$): Vergleich der numerischen Berechnung mit der Ermittlung nach Gl. (4.8) für $a / c = 0$ sowie Verlauf des K-Faktors $K_{FE}(a)$ für einen Versatz von 10 % der Wanddicke

Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze

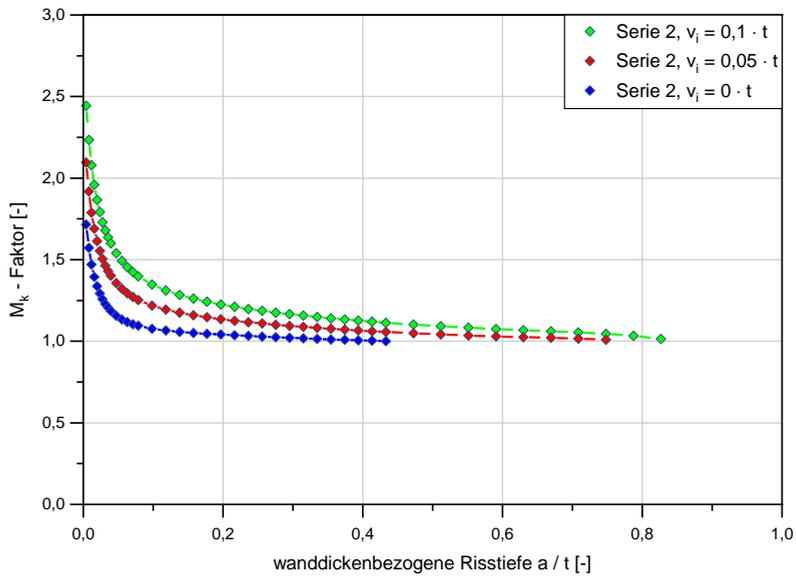


Abbildung E.4: Berechnete Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze bei der Serie 2 (ϕ 559x25,4)

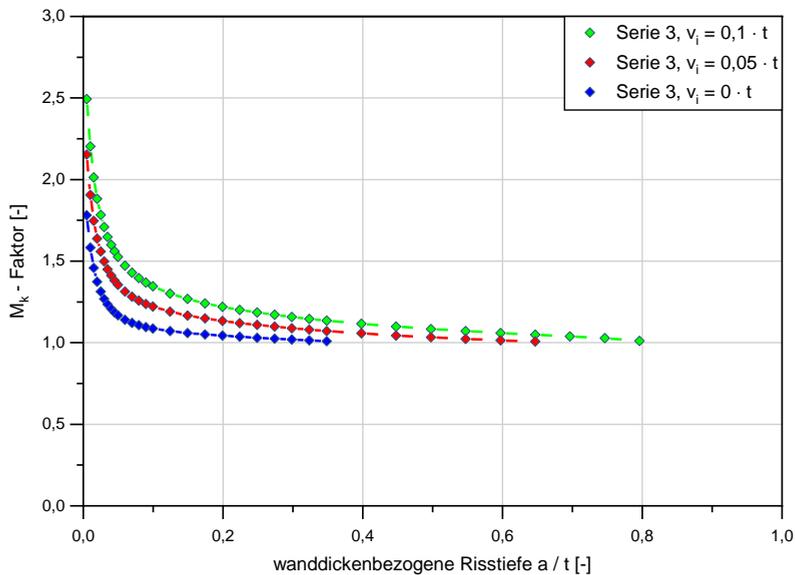


Abbildung E.5: Berechnete Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze bei der Serie 3 (ϕ 406,4x20)

Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze: Vergleich mit Bemessungsempfehlungen

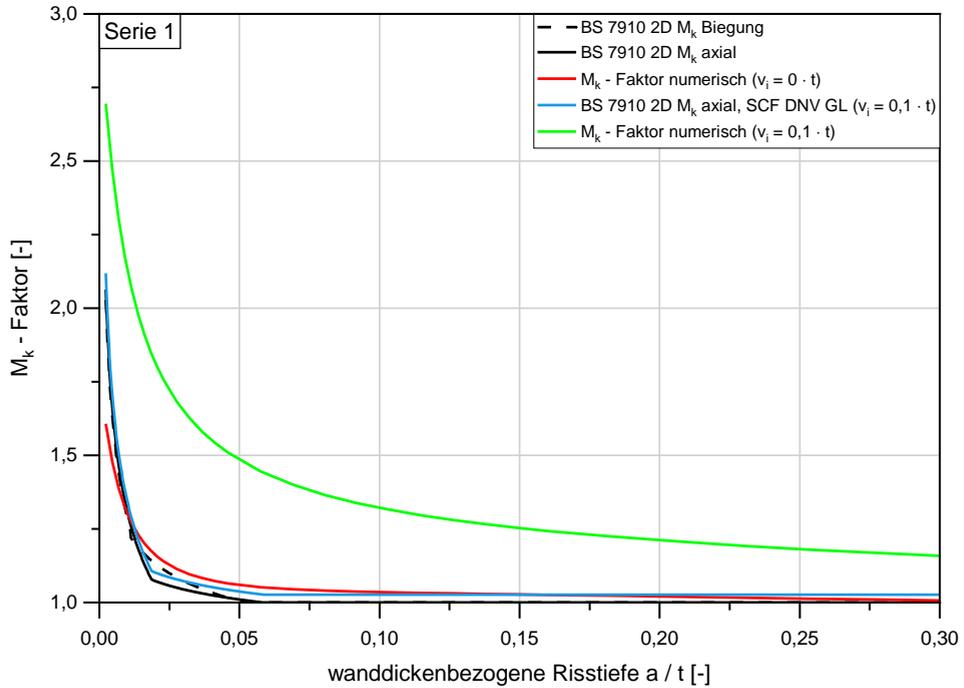


Abbildung E.6: Berechnete Verläufe des M_k -Faktors für verschiedene Versätze bei der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$): Vergleich mit der 2D-Lösung aus BS 7910 und mit einer Bemessungsempfehlung des DNV GL

F Rissfortschrittswöhlerlinien

Dieser Anhang enthält Rissfortschrittswöhlerlinien für verschiedene Versätze und Fehlergrößen. Diese sind für Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$), der Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) und der Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) dargestellt.

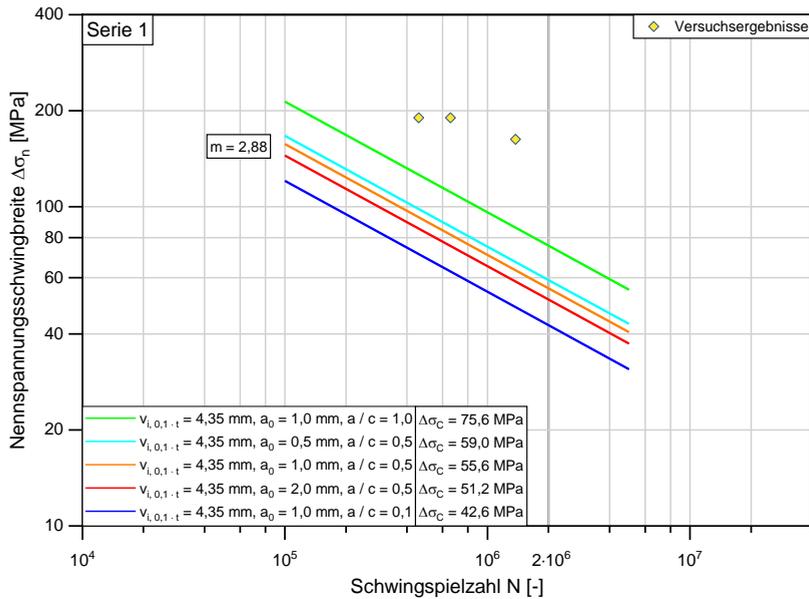


Abbildung F.1: Rissfortschrittswöhlerlinien für die Probekörper der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) für verschiedene Versätze und Fehlergrößen, globale Biegebeanspruchung

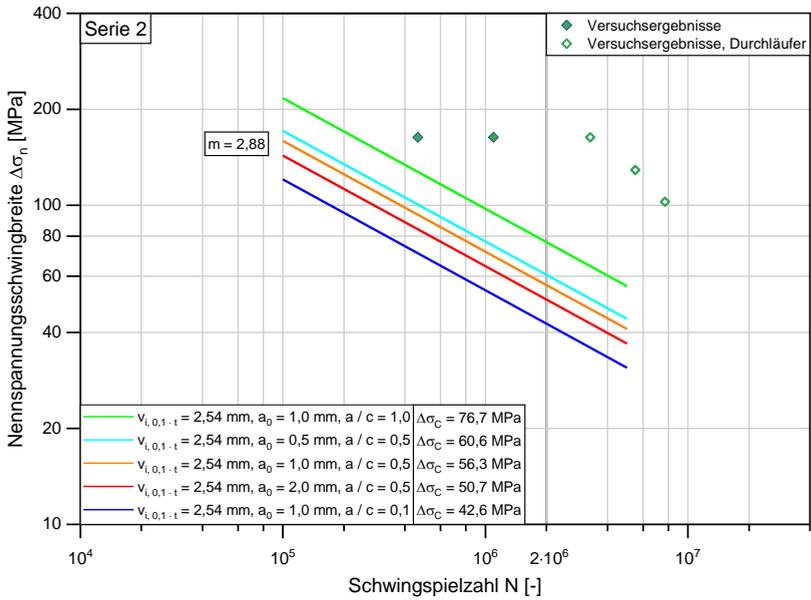


Abbildung F.2: Rissfortschrittswöhlerlinien für die Probekörper der Serie 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) für verschiedene Versätze und Fehlergrößen, globale Biegebeanspruchung

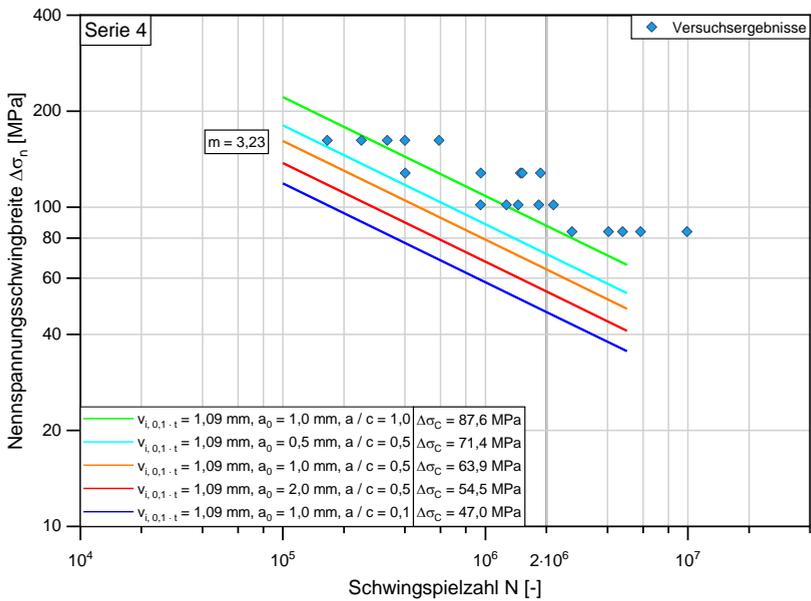


Abbildung F.3: Rissfortschrittswöhlerlinien für die Probekörper der Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$) für verschiedene Versätze und Fehlergrößen, globale Biegebeanspruchung

G Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten

Dieser Anhang enthält die bruchmechanisch bestimmten Ermüdungsfestigkeiten unter globaler Biegebeanspruchung für die Versuchsserien aus Tabelle 3.

Tabelle G.1: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien aus Tabelle 3, globale Biegebeanspruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des X75M aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versatz v_i		
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i		
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]		$0,1 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0,05 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0 \cdot t$ [mm] / [MPa]
1	0,5	2	0,5	2,88	4,4 / 59,0	2,2 / 66,5	0,0 / 79,4
1	1,0	4	0,5	2,88	4,4 / 55,6	2,2 / 61,9	0,0 / 72,0
1	2,0	8	0,5	2,88	4,4 / 51,2	2,2 / 56,2	0,0 / 63,2
1	1,0	2	1,0	2,88	4,4 / 75,6	2,2 / 84,0	0,0 / 97,4
1	1,0	20	0,1	2,88	4,4 / 42,6	2,2 / 47,7	0,0 / 56,1
2	0,5	2	0,5	2,88	2,5 / 60,6	1,3 / 66,9	0,0 / 75,6
2	1,0	4	0,5	2,88	2,5 / 56,3	1,3 / 61,5	0,0 / 68,4
2	2,0	8	0,5	2,88	2,5 / 50,7	1,3 / 54,6	0,0 / 59,5
2	1,0	2	1,0	2,88	2,5 / 76,7	1,3 / 83,6	0,0 / 92,8
2	1,0	20	0,1	2,88	2,5 / 42,6	1,3 / 46,8	0,0 / 52,4
3*	0,5	2	0,5	2,88	2,0 / 61,1	1,0 / 66,8	0,0 / 74,6
3*	1,0	4	0,5	2,88	2,0 / 56,3	1,0 / 61,0	0,0 / 66,9
3*	2,0	8	0,5	2,88	2,0 / 50,0	1,0 / 53,5	0,0 / 57,5
3*	1,0	2	1,0	2,88	2,0 / 76,8	1,0 / 83,1	0,0 / 91,0
3*	1,0	20	0,1	2,88	2,0 / 42,2	1,0 / 46,0	0,0 / 50,9
4*	0,5	2	0,5	2,88	1,1 / 62,1	0,6 / 66,5	0,0 / 71,6
4*	1,0	4	0,5	2,88	1,1 / 55,9	0,6 / 59,3	0,0 / 63,1
4*	2,0	8	0,5	2,88	1,1 / 47,6	0,6 / 50,0	0,0 / 52,3
4*	1,0	2	1,0	2,88	1,1 / 76,7	0,6 / 81,4	0,0 / 86,4
4*	1,0	20	0,1	2,88	1,1 / 40,7	0,6 / 43,4	0,0 / 46,5

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des höherfesten Werkstoffs durchgeführt

Tabelle G.2: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien aus Tabelle 3, globale Biegebeanspruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des S355J2H aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versatz v_i		
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i		
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]		$0,1 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0,05 \cdot t$ [mm] / [MPa]	$0 \cdot t$ [mm] / [MPa]
1*	0,5	2	0,5	3,23	4,4 / 65,1	2,2 / 73,9	0,0 / 89,4
1*	1,0	4	0,5	3,23	4,4 / 61,1	2,2 / 68,4	0,0 / 80,3
1*	2,0	8	0,5	3,23	4,4 / 56,0	2,2 / 61,7	0,0 / 69,8
1*	1,0	2	1,0	3,23	4,4 / 82,9	2,2 / 92,6	0,0 / 108,4
1*	1,0	20	0,1	3,23	4,4 / 47,2	2,2 / 53,2	0,0 / 63,1
2*	0,5	2	0,5	3,23	2,5 / 68,0	1,3 / 75,3	0,0 / 91,8
2*	1,0	4	0,5	3,23	2,5 / 62,8	1,3 / 68,9	0,0 / 80,4
2*	2,0	8	0,5	3,23	2,5 / 56,3	1,3 / 60,8	0,0 / 68,1
2*	1,0	2	1,0	3,23	2,5 / 85,4	1,3 / 93,4	0,0 / 108,8
2*	1,0	20	0,1	3,23	2,5 / 48,0	1,3 / 52,9	0,0 / 62,5
3	0,5	2	0,5	3,23	2,0 / 68,9	1,0 / 75,7	0,0 / 85,0
3	1,0	4	0,5	3,23	2,0 / 63,3	1,0 / 68,7	0,0 / 75,8
3	2,0	8	0,5	3,23	2,0 / 56,0	1,0 / 60,0	0,0 / 64,7
3	1,0	2	1,0	3,23	2,0 / 86,1	1,0 / 93,4	0,0 / 102,7
3	1,0	20	0,1	3,23	2,0 / 47,9	1,0 / 52,4	0,0 / 58,2
4	0,5	2	0,5	3,23	1,1 / 71,4	0,6 / 76,5	0,0 / 82,7
4	1,0	4	0,5	3,23	1,1 / 63,9	0,6 / 68,0	0,0 / 72,6
4	2,0	8	0,5	3,23	1,1 / 54,5	0,6 / 57,3	0,0 / 60,1
4	1,0	2	1,0	3,23	1,1 / 87,6	0,6 / 93,1	0,0 / 99,1
4	1,0	20	0,1	3,23	1,1 / 47,0	0,6 / 50,3	0,0 / 54,0

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des normalfesten Werkstoffs durchgeführt

Tabelle G.3: Bruchmechanisch bestimmte Ermüdungsfestigkeiten für die Serien 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$) und 2 ($\varnothing 559 \times 25,4$) aus Tabelle 3, globale Biegebeanspruchung, bruchmechanische Werkstoffkennwerte des X75M und des S355J2H aus Tabelle 14, $R = 0,1$

Serie	Rissgeometrie			Neigung $m = m_p$	Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für Versatz v_i	
	Tiefe	Länge	Form		Versatz v_i	
	a_0 [mm]	$2c_0$ [mm]	a/c [-]		2 mm [MPa]	3 mm [MPa]
1	0,5	2	0,5	2,88	67,2	63,2
1	1,0	4	0,5	2,88	62,6	59,2
1	2,0	8	0,5	2,88	56,7	54,1
1	1,0	2	1,0	2,88	84,9	80,4
1	1,0	20	0,1	2,88	48,2	45,5
2	0,5	2	0,5	2,88	63,2	-
2	1,0	4	0,5	2,88	58,5	-
2	2,0	8	0,5	2,88	52,3	-
2	1,0	2	1,0	2,88	79,6	-
2	1,0	20	0,1	2,88	44,3	-
1*	0,5	2	0,5	3,23	74,8	70,1
1*	1,0	4	0,5	3,23	69,1	65,3
1*	2,0	8	0,5	3,23	62,2	59,3
1*	1,0	2	1,0	3,23	93,6	88,4
1*	1,0	20	0,1	3,23	53,8	50,6
2*	0,5	2	0,5	3,23	71,0	-
2*	1,0	4	0,5	3,23	65,3	-
2*	2,0	8	0,5	3,23	58,2	-
2*	1,0	2	1,0	3,23	88,7	-
2*	1,0	20	0,1	3,23	50,0	-

* Berechnung wird für diese Serien mit den Werkstoffkennwerten des normalfesten Werkstoffs durchgeführt

H Anpassungsfunktionen für M_k -Verläufe

Dieser Anhang enthält die Anpassungsfunktionen für die berechneten M_k -Verläufe. Dargestellt sind die Verläufe der numerisch berechneten M_k -Faktoren und die zugehörigen Anpassungsfunktionen nach Gl. (4.10).

Anpassungsfunktionen für einen Versatz von $v_i = 0 \cdot t$

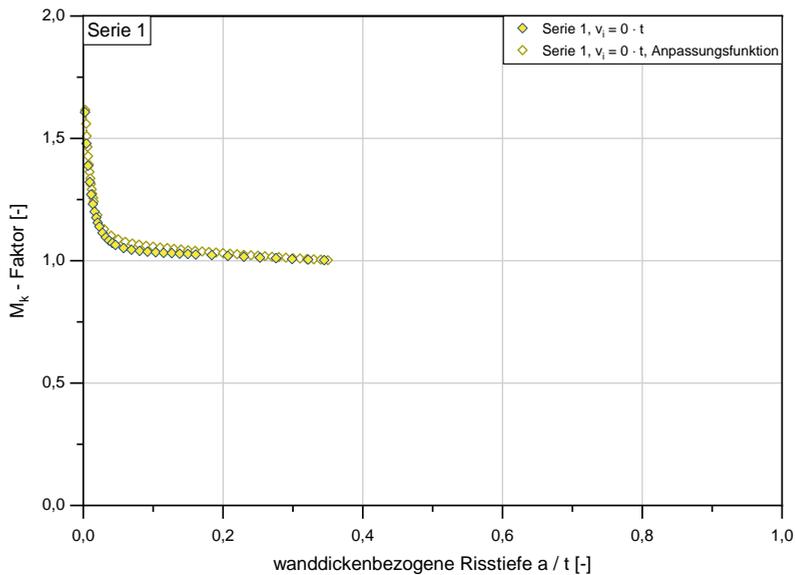


Abbildung H.1: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$), $v_i = 0 \cdot t$

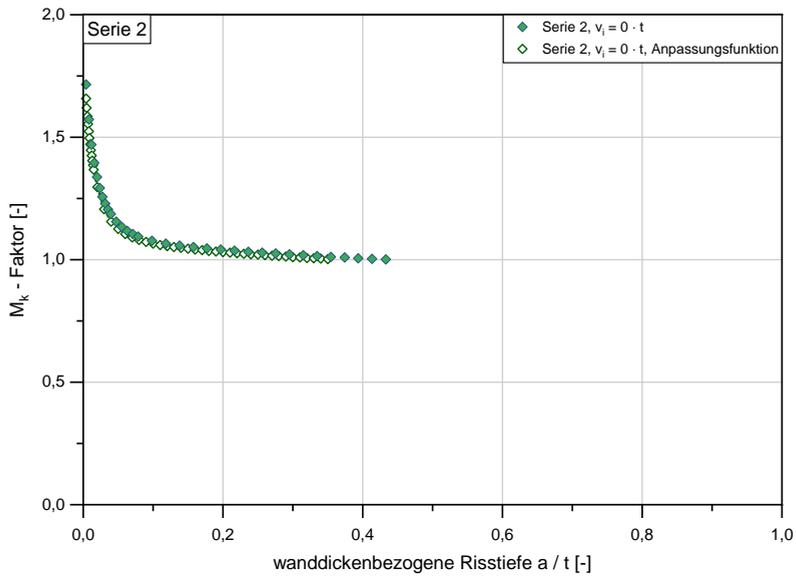


Abbildung H.2: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 2 (ϕ 559×25,4), $v_i = 0 \cdot t$

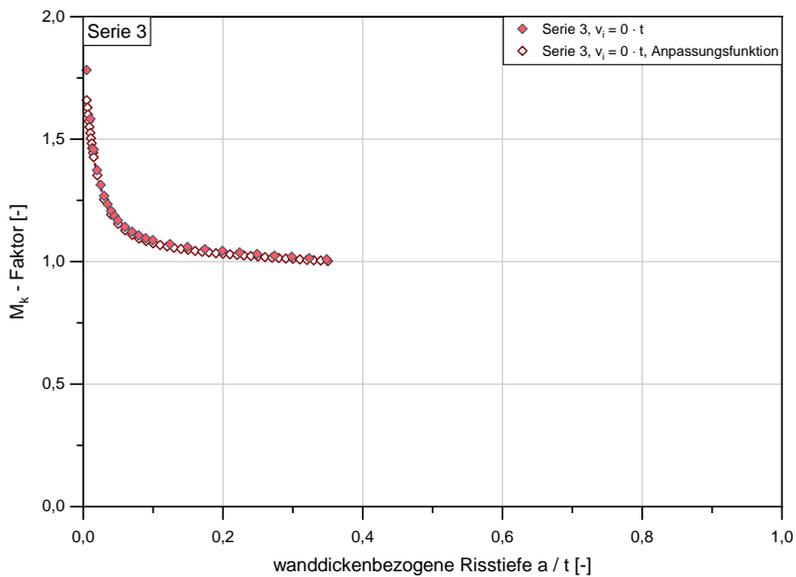
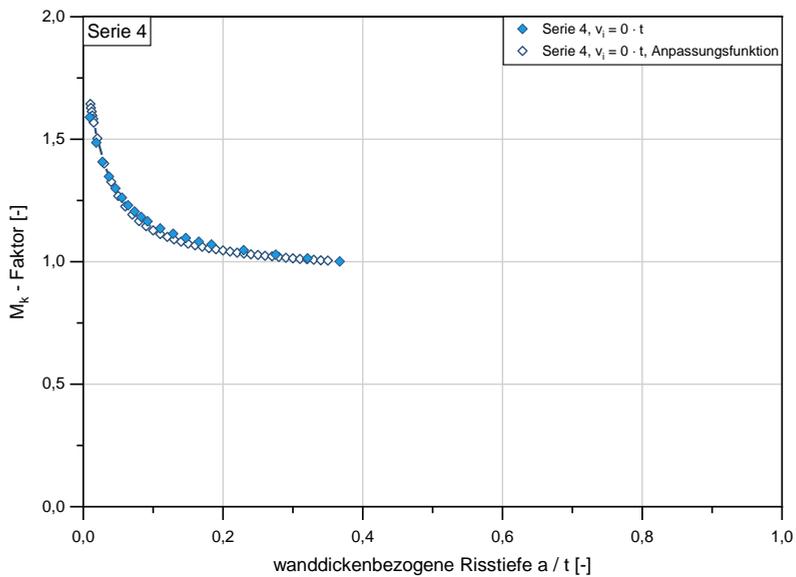
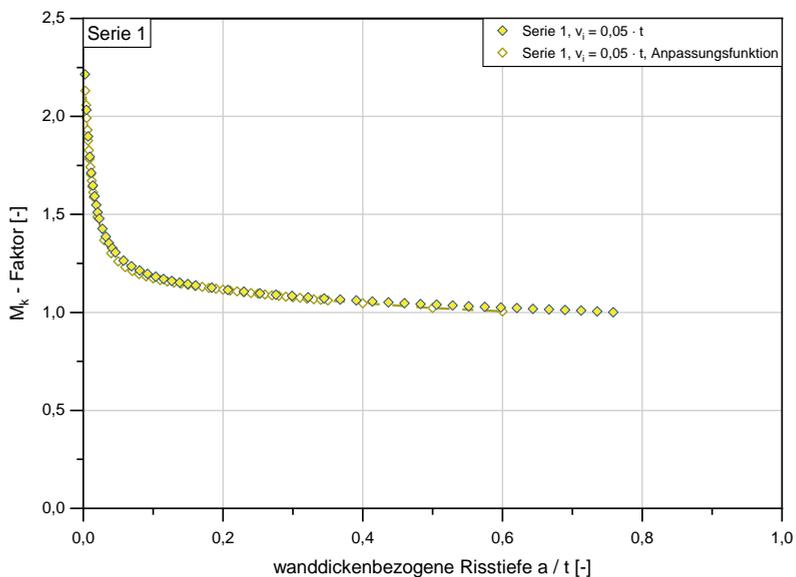


Abbildung H.3: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 3 (ϕ 406,4×20), $v_i = 0 \cdot t$

Abbildung H.4: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 4 ($\phi 219,1 \times 11$), $v_i = 0 \cdot t$

Anpassungskurven für einen Versatz von $v_i = 0,05 \cdot t$

Abbildung H.5: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 1 ($\phi 914 \times 43,6$), $v_i = 0,05 \cdot t$

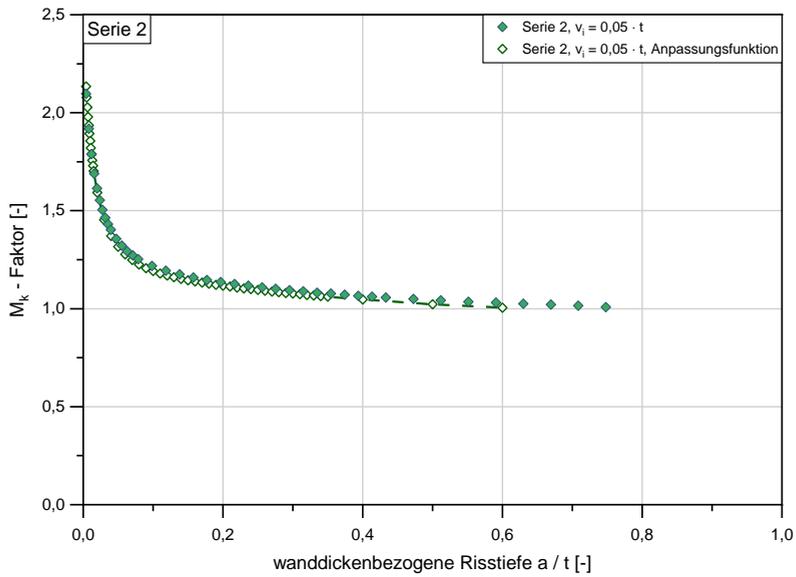


Abbildung H.6: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 2 (ϕ 559×25,4), $v_i = 0,05 \cdot t$

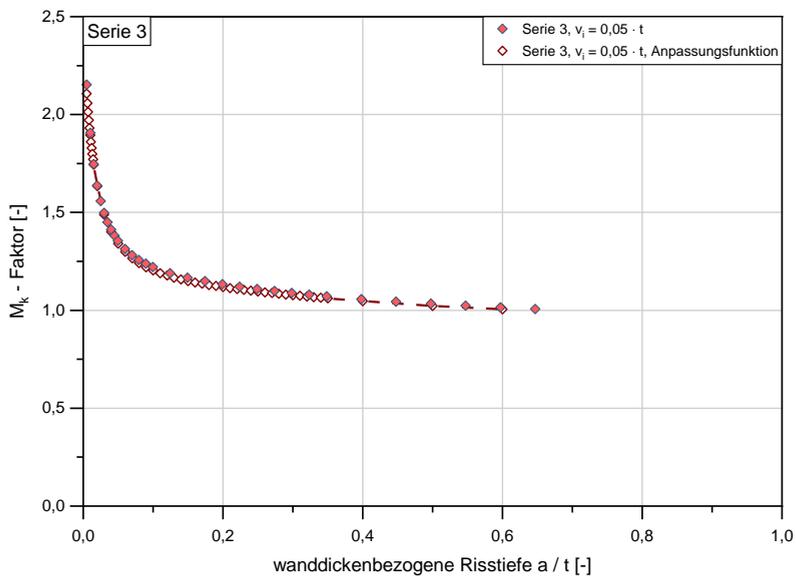


Abbildung H.7: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 3 (ϕ 406,4×20), $v_i = 0,05 \cdot t$

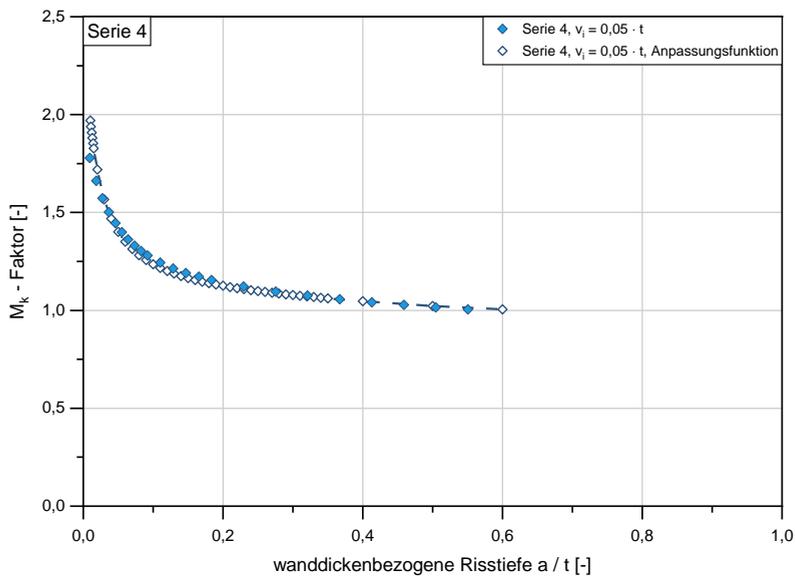


Abbildung H.8: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 4 ($\varnothing 219,1 \times 11$), $v_i = 0,05 \cdot t$

Anpassungskurven für einen Versatz von $v_i = 0,1 \cdot t$

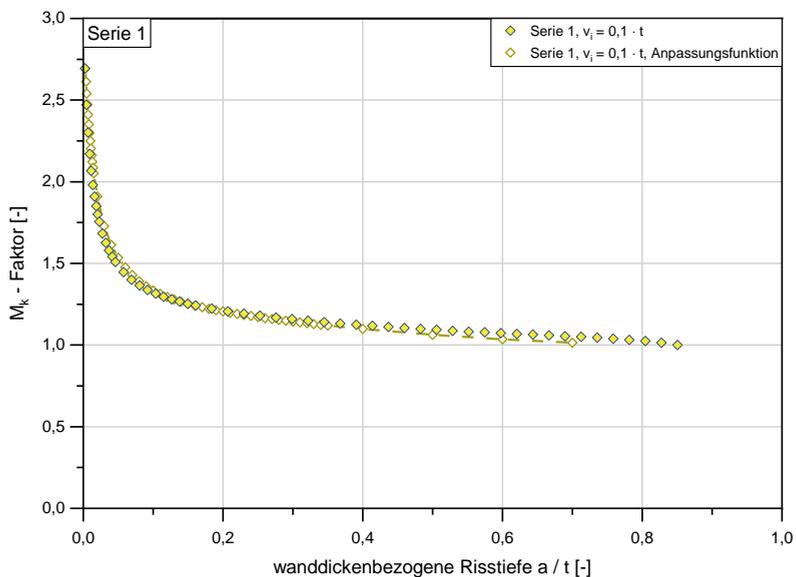


Abbildung H.9: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 1 ($\varnothing 914 \times 43,6$), $v_i = 0,1 \cdot t$

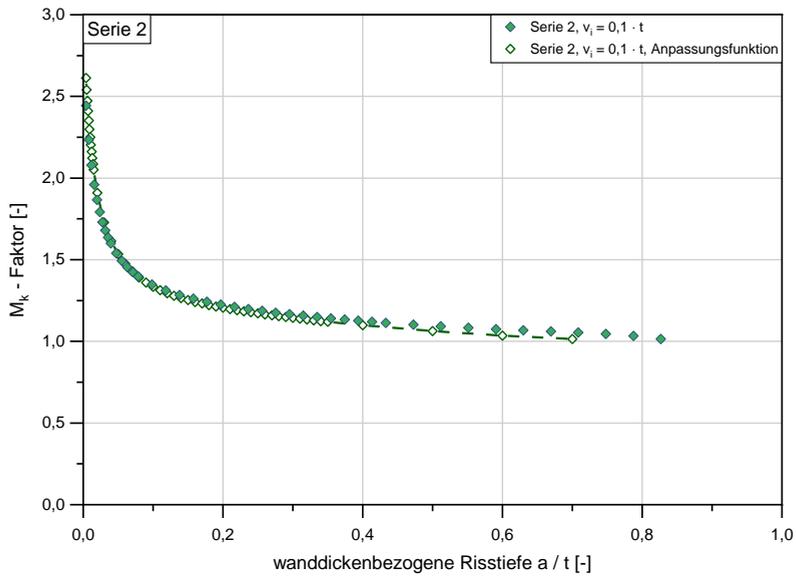


Abbildung H.10: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 2 (ϕ 559×25,4), $v_i = 0,1 \cdot t$

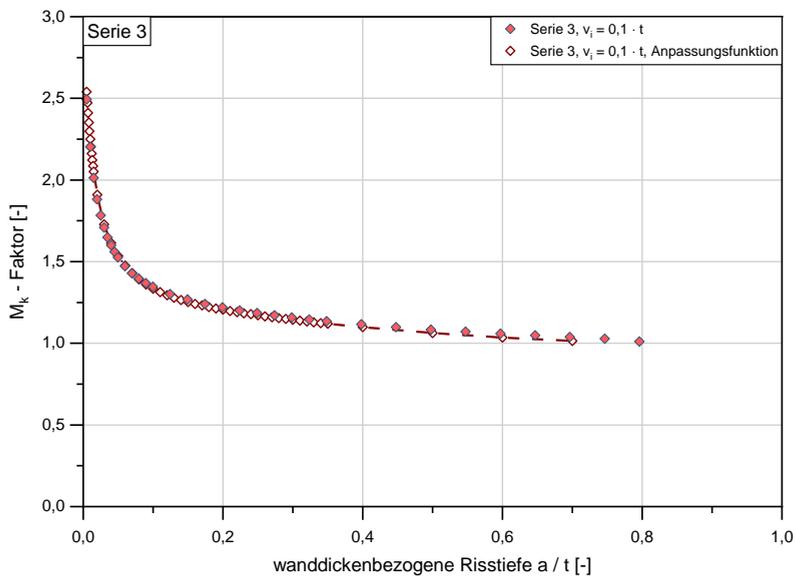


Abbildung H.11: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 3 (ϕ 406,4×20), $v_i = 0,1 \cdot t$

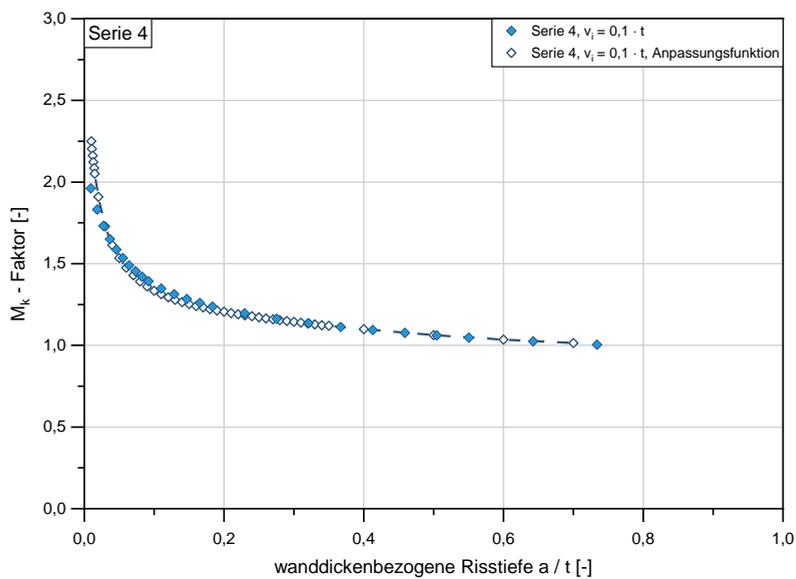


Abbildung H.12: Anpassungsfunktion an die M_k -Faktoren der Serie 4 (ϕ 219,1×11), $v_i = 0,1 \cdot t$