

FRAUNHOFER-INSTITUT FÜR BETRIEBSFESTIGKEIT UND SYSTEMZUVERLÄSSIGKEIT LBF

Schriftenreihe LBF-Berichte

FB-257

Benjamin Möller

Integrale Betrachtung zur Lebensdauerabschätzung von Stumpfnähten im Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit

FRAUNHOFER VERLAG

Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF

Schriftenreihe LBF-Berichte

FB-257

Benjamin Möller

Integrale Betrachtung zur Lebensdauerabschätzung von Stumpfnähten im Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit

FRAUNHOFER VERLAG

Kontaktadresse:

Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF Bartningstr. 47 64289 Darmstadt Telefon 06151 705-0 Telefax 06151 705-214 E-Mail info@lbf.fraunhofer.de URL www.lbf.fraunhofer.de

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek

Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische Daten sind im Internet über http://dnb.d-nb.de abrufbar. ISBN (Print): 978-3-8396-1553-9 ISSN 0721-5320

D 17

Zugl.: Darmstadt, Technische Universität, Dissertation, 2018

Druck: Mediendienstleistungen des Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB, Stuttgart

Für den Druck des Buches wurde chlor- und säurefreies Papier verwendet.

© by FRAUNHOFER VERLAG, 2020

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart Telefon 07 11 9 70-25 00 Telefax 07 11 9 70-25 08 E-Mail verlag@fraunhofer.de URL http://verlag.fraunhofer.de

Alle Rechte vorbehalten

Dieses Werk ist einschließlich aller seiner Teile urheberrechtlich geschützt. Jede Verwertung, die über die engen Grenzen des Urheberrechtsgesetzes hinausgeht, ist ohne schriftliche Zustimmung des Verlages unzulässig und strafbar. Dies gilt insbesondere für Vervielfältigungen, Übersetzungen, Mikroverfilmungen sowie die Speicherung in elektronischen Systemen.

Die Wiedergabe von Warenbezeichnungen und Handelsnamen in diesem Buch berechtigt nicht zu der Annahme, dass solche Bezeichnungen im Sinne der Warenzeichen- und Markenschutz-Gesetzgebung als frei zu betrachten wären und deshalb von jedermann benutzt werden dürften.

Soweit in diesem Werk direkt oder indirekt auf Gesetze, Vorschriften oder Richtlinien (z.B. DIN, VDI) Bezug genommen oder aus ihnen zitiert worden ist, kann der Verlag keine Gewähr für Richtigkeit, Vollständigkeit oder Aktualität übernehmen.

Integrale Betrachtung zur Lebensdauerabschätzung von Stumpfnähten im Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit

Vom Fachbereich Maschinenbau an der Technischen Universität Darmstadt zur Erlangung des Grades eines Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.) genehmigte

Dissertation

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Benjamin M. N. Möller

aus Fulda

Berichterstatter:	Prof. DrIng. T. Melz
Mitberichterstatter:	Prof. DrIng. C. M. Sonsino
Mitberichterstatter:	Prof. DrIng. M. Vormwald
Tag der Einreichung:	13. November 2018
Tag der mündlichen Prüfung:	22. Januar 2019

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fachgebiet Systemzuverlässigkeit, Adaptronik und Maschinenakustik (SAM) der Technischen Universität Darmstadt sowie der Anstellung am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF. Ich danke dem Fachgebietsleiter des SAM und Institutsleiter des LBF Herrn Prof. Dr.-Ing. T. Melz und dem ehemaliger Leiter Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Hanselka für ihre Annahme als Doktorand und die Möglichkeit zur Durchführung der Arbeit.

Besonderen Dank möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. C. M. Sonsino aussprechen, der sich der intensiven Betreuung angenommen und gewinnbringende Anmerkungen eingebracht hat, welche die Arbeit bereicherten. Für ihre fachliche Unterstützung und die notwendigen Freiräume zur Anfertigung der Arbeit bedanke ich mich ebenfalls in besonderer Weise bei dem Leiter der Abteilung ,Werkstoffe und Bauteile' Dr.-Ing. H. Kaufmann und dem Leiter der Gruppe ,Bauteilgebundenes Werkstoffverhalten' Dr.-Ing. R. Wagener, der mir in tiefgehenden Gesprächen stets wichtige Hilfestellungen und Anregungen geliefert hat.

Herrn Prof. Dr.-Ing. M. Vormwald danke ich für das entgegengebrachte Interesse, seine Hinweise und die Übernahme der Mitberichterstattung.

Bedanken möchte ich mich bei den Mitarbeitern des Fachgebiets SAM und des Fraunhofer LBF, im Besonderen allen Mitarbeitern der Abteilung ,Werkstoffe und Bauteile'. Stellvertretend seien Dr.-Ing. C. Bleicher, Dr.-Ing. S. Schönborn, Dr.-Ing. J. Baumgartner, Dr.-Ing. A. Tomasella, M. Hell, M.Eng., S. Käfer, M.Sc., M. Scurria, M.Sc., D. Hofferberth, M.Eng., Dr.-Ing. V. Carli, R. Bartolozzi Ph.D., Dr.-Ing. I. Karin, Dipl.-Ing. (FH) B. Kraus, F. Araújo, M.Sc., A. Till, K. Bayer und M. Bühn genannt. Schließlich gilt der Dank den zahlreichen Hilfswissenschaftlern, die im Rahmen meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter die Forschungsarbeit unterstützten. Insbesondere die in Zusammenhang mit dieser Arbeit stehenden Bachelorarbeiten von A. Pogarell, B.Sc. (2013) und H. Steege, M.Sc. (2015) bedürfen einer expliziten Erwähnung.

Ferner gilt mein Dank dem *Praktikergespräch Kranbau* und den Wissenschaftlern der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des KIT, die diese Arbeit im Rahmen des Projektbegleitendenden Ausschusses der FOSTA-Forschungsprojekte P 900 *LCF-Schweißnähte* und P 1203 *KranlaSt* unter Leitung von Dipl.-Ing. F.-J. Heise und deren Förderung über die AiF im Rahmen der IGF vom BMWi mit anwendungsbezogenen Informationen füllten und die Grundlagen zur vorliegenden Dissertation bildeten.

Einen herzlichen Dank möchte ich meinen Eltern, meinem Bruder Lutz und nicht zuletzt meiner Frau Sabrina sowie ihrer Familie aussprechen, die mich stets in meinem Vorhaben bestärkt haben.

Darmstadt, 13.11.2018

Inhaltsverzeichnis

Danksagung	i
1 Zusammenfassung	1
2 Einleitung und Zielsetzung	5
2.1 Einleitung	5
2.2 Zielsetzung	9
3 Stand der Wissenschaft und Technik für die Schwingfestigkeitsbewertun vo	n
Schweißverbindungen	13
	13
3.1.1 Beschreibung der Wöhler- und Galsnerlinie	14
3.1.2 Variable Belastungen und Lebensdauerabschätzung	16
3.1.3 Einfluss von Kerben und Kerbwirkung	23
3.1.4 Weitere Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit	27
3.2 Plastizitätstheorie	36
3.3 Zyklisches Werkstoffverhalten	
3.3.1 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve	
3.3.2 Dehnungswöhlerlinie	41
3.3.3 Kompatibilität zwischen zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurve un	d
Dehnungswöhlerlinie	44
3.3.4 Verfahren zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte	44
3.3.5 Transientes Werkstoffverhalten	46
3.4 Schädigungsmechanik und nichtlineare Schadensakkumulation	48
3.5 Bewertungskonzepte für Schweißverbindungen	51
3.5.1 Nennspannungskonzept	52
3.5.2 Strukturspannungskonzept und Strukturdehnungskonzept	55
3.5.3 Lokale Konzepte / Kerbgrundkonzepte	56
3.5.4 Bruchmechanische Konzepte	66
3.6 Zusammenfassung des Standes der Wissenschaft und Technik	67
4 Experimentelle Untersuchungen für die Schwingfestigkeitsbewertung	69
4.1 Untersuchte Werkstoffe und Versuchskörper	
4.1.1 Werkstoffe	69
4.1.2 Versuchskörper	71
4.2 Prüfaufbau. Betriebsbelastung und Prüfprogramm	
4.2.1 Prüfaufbau und -bedingungen	79
4 2 2 Beanspruchungs-Zeit-Funktion	
4.2.2 Beanspruchungs-Zeit-Funktion	81

4.2.3 Prüfprogramm	82
4.3 Schwingfestigkeitsergebnisse des Kerbdetails ,Stumpfnaht'	83
4.3.1 Werkstoff- und Stumpfnahtausführung übergreifende Auswertun	ıg84
4.3.2 Stumpfnahtausführung spezifische Auswertung	
4.4 Schwingfestigkeitsergebnisse kleinskaliger Flachproben	87
4.4.1 Wechselverformungskurven und Versagensverhalten	
4.4.2 Spannungs-Dehnungs-Hysteresen	90
4.4.3 Dehnungswöhlerlinien	91
4.4.4 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven	93
4.4.5 Zyklische Werkstoffkennwerte	
4.4.6 Ergebnisse kraftgeregelter Versuche mit Dehnungsaufzeichnung	g100
4.5 Schwingfestigkeitsergebnisse der Mikrostrukturproben	102
4.5.1 Dehnungswöhlerlinien	102
4.5.2 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven	103
4.5.5 Zyklische Werkstoffkennwerte	104
4.6 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen für die	
Schwingfestigkeitsbewertung	104
Bewertung der Schwingfestigkeit	
5.1 Nennspannungskonzept	107
5.1.1 Nennspannungsbewertung annand der experimentellen Ergebni	ISSE107
5.1.2 Lineare Schadensakkumulation	
5.2 Lokale Konzepte	
5.2.1 Numerische Modellierung der Stumpfnahte	
5.2.2 Kerbspannungskonzept	
5.2.3 Kerbdehnungskonzept	
5.3 Zusammenfassung der Bewertung der Schwingfestigkeit	127
Lebensdauerabschatzung infolge des zyklischen Verhaltens querbelast	eter 131
6.1 Ableiten der Schädigungsparameterwöhlerlinien aus dem zvklische	en
Werkstoffverhalten als Beanspruchbarkeit der querbelasteten Sturr	pfnähte
(QSN)	132
6.2 Lebensdauerabschätzung anhand des zyklisch stabilisierten Verha der guerbelasteten Stumpfnähte (QSN)	ltens 135
6.2.1 Lebensdauerabschätzung für konstante Lastamplituden	135
6.2.2 Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung des Winkelve	erzuas
und variabler Lastamplituden	

6.3 Beschreibung des zyklisch transienten Verhaltens145
6.3.1 Einfluss der transienten Änderung zyklischer Spannungs-Dehnungs- Kurven auf die Schädigungsparameter bei Kerbgrundbeanspruchung147
6.4 Lebensdauerabschätzung anhand des zyklisch transienten Verhaltens der querbelasteten Stumpfnähte (QSN)148
6.4.1 Lebensdauerabschätzung für konstante Lastamplituden
6.4.2 Übergang von der zyklisch stabilisierten in die zyklisch transiente Lebensdauerabschätzung154
6.4.3 Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung des Winkelverzugs und variabler Lastamplituden
6.5 Verbesserte Lebensdauerabschätzung im Übergang von der quasi- statischen Festigkeit in die Zeitfestigkeit durch den kombinierten Schädigungsparameter P _m
6.6 Validierung der Lebensdauerabschätzung für Ergebnisse kraftgeregelter Versuche an kleinskaligen Flachproben161
6.6.1 Lebensdauerabschätzung unter konstanten Lastamplituden161
6.6.2 Lebensdauerabschätzung unter variablen Lastamplituden
6.7 Einordnung weiterer Versuchsergebnisse166
6.8 Zusammenfassung der Lebensdauerabschätzung infolge des zyklischen Verhaltens querbelasteter Stumpfnähte (QSN)168
7 Schlussfolgerungen und Ausblick171
7.1 Schlussfolgerungen172
7.2 Ausblick179
8 Literaturverzeichnis
9 Abkürzungs- und Formelzeichenverzeichnis
9.1 Abkürzungsverzeichnis195
9.2 Formelzeichenverzeichnis196
10 Tabellenverzeichnis
11 Bilderverzeichnis
Anhang 3.1 Beschreibung von Beanspruchungskollektiven
Anhang 3.2 Zählverfahren
Anhang 3.3 Kerbklassen (FAT-Klassen) für Stumpfnähte entsprechend den
Regelwerken
Anhang 3.4 Kontinuierliche Verläufe von K und n über N/N_a
Anhang 4.1 Technische Zeichnungen der Versuchskörper
Anhang 4.2 Härte von Mikrostrukturproben und Querschliffen
· · · · · · · · · · · · · · · · · · ·

Anhang 5.1 Ergebnisse der linearen Schadensakkumulation
Anhang 5.1.1 S960QL (manuell geschweißt)223
Anhang 5.1.2 S960QL (automatisiert geschweißt)
Anhang 5.1.3 S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)225
Anhang 5.1.4 S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)226
Anhang 5.1.5 S1100QL (manuell geschweißt)227
Anhang 5.1.6 Gegenüberstellung rechnerischer und experimenteller Lebensdauern sowie Wahrscheinlichkeitsverteilung tatsächlicher Schadenssummen228
Anhang 5.2 Streuung der Kerbspannungswöhlerlinien
Anhang 5.3 Ergebnisse der elastisch-plastischen Kerbgrundbewertung230
Anhang 5.3.1 S960QL (manuell geschweißt)230
Anhang 5.3.2 S960QL (automatisiert geschweißt)230
Anhang 5.3.3 S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)230
Anhang 5.3.4 S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)231
Anhang 5.3.5 S1100QL (manuell geschweißt)231
Anhang 6.1 PJ- bzw. PRAJ-Schädigungsparameterwöhlerlinien
Anhang 6.1.1 S960QL (manuell geschweißt)232
Anhang 6.1.2 S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)233
Anhang 6.1.3 S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)234
Anhang 6.1.4 S1100QL (manuell geschweißt)235
Anhang 7.1 Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung mittels QSN
Anhang 7.1.1 S960QL (manuell) unter konstanten Lastamplituden236
Anhang 7.1.2 S960QL (manuell) unter variablen Lastamplituden238
Anhang 7.1.3 S960M (Hersteller 1, manuell) unter konstanten Lastamplituden240
Anhang 7.1.4 S960M (Hersteller 1, manuell) unter variablen Lastamplituden242
Anhang 7.1.5 S960M (Hersteller 2, manuell) unter konstanten Lastamplituden244
Anhang 7.1.6 S960M (Hersteller 2, manuell) unter variablen Lastamplituden246
Anhang 7.1.7 S1000QL (manuell) unter konstanten Lastamplituden248
Anhang 7.1.8 S1000QL (manuell) unter variablen Lastamplituden250
Tabellenverzeichnis des Anhangs252
Bilderverzeichnis des Anhangs254

1 Zusammenfassung

Zunehmende Forderungen nach Leichtbau, beispielsweise aufgrund von gesetzlichen Lastbeschränkungen, führen u.a. im Mobilkranbau zu dem Bestreben, die Festigkeit verfügbarer, moderner Stahlwerkstoffe, wie höchst- und ultrahochfeste Feinkornbaustähle, auszunutzen, auch wenn diese in Schweißverbindungen eingesetzt werden. Eine besondere Aufmerksamkeit erfahren Schweißverbindungen, wenn sie in hochbeanspruchten Bereichen eingesetzt werden sollen. Dies ist bspw. im zugbeanspruchten Obergurt eines Teleskopauslegers der Fall, in dem ein festigkeitsmindernder Einfluss durch querbelastete Stumpfnähte unzulässig ist. Diese Schweißnähte unterliegen nicht nur hohen Belastungen mit konstanten Amplituden, die dem Kurzzeitfestigkeitsbereich zugeordnet werden, sondern auch variablen Lastamplituden, für deren Untersuchung vorab ein kranbautypisches Sonderlastkollektiv aus Mobilkranlastdaten abzuleiten ist.

Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Bewertung von Schweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen an dem zuvor genannten Beispiel unter Berücksichtigung relevanter Schweißnahtkenngrößen sowie die Untersuchung des Einflusses elastischplastischen und transienten Verhaltens. Ergänzend zu bestehenden Bewertungsmethoden soll eine anwenderfreundliche Methode zur Lebensdauerabschätzung für Stumpfnähte unter Belastungen mit konstanten und variablen Amplituden sowie Berücksichtigung des zyklischen Verhaltens entwickelt und deren Abschätzungsgüte analysiert werden. Der zentrale Kern des Ansatzes soll dabei in einer ,integralen' Betrachtung der Stumpfnaht bestehen, welche als Teil der Gesamtstruktur durch ihr zyklisches Verhalten beschrieben wird. Dafür wird der Bereich der Schweißnaht, d.h. eine Teilstruktur bestehend aus Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißgut, mit Hilfe eines integralen Kennwertes abgebildet und somit ein Ersatzmodell zur Beschreibung des elastisch-plastischen und zyklisch transienten Verhaltens des Kerbdetails ermöglicht.

Zur Schwingfestigkeitsbewertung der querbelasteten Stumpfnaht, einer bei Teleskopauslegern häufig auftretenden Stoßform, wurden in der vorliegenden Arbeit zuerst experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen durchgeführt und die klassischen Bewertungsmethoden auf Basis von Nennspannungen und Kerbspannungen bis hin zur Kerbgrundbeanspruchung, charakterisiert durch Beanspruchungshysteresen, angewandt. Es zeigt sich bereits im Nennspannungskonzept, dass die Schwingfestigkeitsbewertung infolge FAT-Klassen deutlich von der Schweißnahtausführung und Einstufung in Bewertungsgruppen abhängt. Die höchste Schwingfestigkeit nach FAT 160 mit einer Neigung der Bemessungswöhlerlinie von k = 5 wurde für automatisiert MAG-geschweißte Stumpfnähte aus S960QL ermittelt. Manuell MAG-geschweißte S960M- und S1100M-Stumpfnähte werden gemeinsam durch FAT 71 und k = 3 bewertet. Manuell MAG-geschweißte S960QL-Stumpfnähte werden aufgrund stark erhöhten Winkelverzugs in FAT 50 eingestuft. Bei der Bewertung variabler Lastamplituden wird mit der theoretischen Schadenssumme von $D_{\rm th} = 1,0$ im Schwingspielzahlbereich bis $N < 10^5$ eine gute Näherung erzielt. Folglich führt die zulässige Schadenssumme von $D_{zul} = 0.5$ auf eine sichere Lebensdauerabschätzung. Der differenzierten Betrachtung infolge des Nennspannungskonzeptes wird durch eine reduzierte Streuung über alle Versuchsergebnisse MAG-geschweißter Stumpfnähte von $T_{\sigma} = 1:1,60$ bei Anwendung des Kerbspannungskonzeptes mit dem Referenzradius von $r_{ref} = 1,00$ mm oder mit dem schärferen Referenzradius von $r_{ref} = 0,05$ mm bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Stützwirkung in Form des Spannungsgradienten entgegengewirkt, welche für Hauptnormalspannungen auf FAT 225, mit der für flexible Strukturen angegebenen Neigung von k = 5, führt. Im Kerbgrundkonzept werden für $r_{ref} = 0,05$ mm unter Berücksichtigung der Stützwirkung Schädigungsparameterwöhlerlinien mit den Parametern P_{ε} bzw. P_{SWT} ausgewertet, die in Analogie zu konventionellen FAT-Klassen durch die Einführung von FAT_P-Klassen für Schädigungsparameter FAT_{P,SWT} 63 für die P_{SWT} -Ergebnisse und FAT_{P, $\varepsilon}$} 125 für P_{ε} genügen. Die Streuung der P_{SWT} -Wöhlerlinie, die Mittelspannungen berücksichtigt, verringert sich gegenüber der Kerbspannungsbewertung nicht, weil Mitteldehnungen nicht erfasst werden. Die mit der Maximum-Likelihood-Methode ausgewertete P_{ε} -Wöhlerline, die Mitteldehnungen einschließt, weist mit $T_{P} = 1:1,48$ die geringste Streuung aller Ergebnisse auf.

Die Schwierigkeit bei der Anwendung lokaler Konzepte besteht in der Komplexität der Bewertung im Kerbgrund, da die geometrische und metallurgische Kerbe zusammenfallen. Die korrekte Beschreibung der dort vorliegenden Beanspruchungssituation unter Berücksichtigung des tatsächlich vorliegenden Werkstoffverhaltens und dessen Beschreibung stellt aufgrund der Inhomogenitäten in der Schweißnaht immer noch eine große Herausforderung dar. Erschwert wird die Bewertung durch eine Vielzahl von Einflussgrößen, wie die spezifische Nahtausprägung, Unregelmäßigkeiten, das Lastverhältnis für konstante oder variable Lastamplituden bzw. Lastkollektivformen oder gar Reihenfolgeeffekte, woraus eine größere Anzahl von meist kraftgeregelten experimentellen Untersuchungen an größeren und somit aufwändigeren Probenformen folgt.

Im Rahmen dieser Arbeit wird der Ansatz verfolgt, für einige dieser Einflussgrößen, z.B. die Belastungshistorie, durch Beanspruchungssimulation auf Basis einer Charakterisierung der Schweißnaht mit Hilfe dessen zyklischen Verhaltens eine Lebensdauerabschätzung vorzunehmen. Dazu wird ein Verfahren entwickelt, welches nicht nur mit Hilfe kleinskaliger Proben und der ,integralen' Betrachtung der querbelasteten Stumpfnähte eine Charakterisierung des "zyklisch stabilisierten" Verhaltens erlaubt, sondern auch die Grundlage für die Lebensdauerabschätzung bildet. Die integrale Methode umfasst die gemeinsame Beschreibung des Nahtbereichs, bestehend aus Schweißgut, Wärmeeinflusszone und Grundwerkstoff, und nutzt diese zur Beanspruchungssimulation für eine Lebensdauerabschätzung. Über die konventionelle Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens hinausgehend wurden dazu in den Beanspruchungssimulationen das zyklisch transiente integrale Verhalten der Schweißnaht zugrunde gelegt, verschiedene Schädigungsparameter ausgewertet und diese Beanspruchung den abgeleiteten Schädigungsparameterwöhlerlinien gegenübergestellt.

Die Validierung der Lebensdauerabschätzung auf Basis der integralen Methode erfolgt mit Hilfe exemplarischer, kraftgeregelter Versuche mit kleinskaligen Stumpfstoßproben. Als geeignet erwies sich die Abschätzung durch den eingeführten Schädigungsparameter P_m, der bei niedrigen Beanspruchungen Mittelspannungen und bei hohen Beanspruchungen im Bereich der Streckgrenze Mitteldehnungen berücksichtigt. Die Abweichung dieser rechnerischen mit den experimentell aus Validierungsversuchen ermittelten Lebensdauern liegen, abgesehen von einem Ergebnis, bei einem Faktor kleiner 4. Die Lebensdauerabschätzung für experimentelle Ergebnisse an größeren Stumpfstoßproben unter Berücksichtigung von Winkelverzügen und variablen Lastamplituden ist mehrheitlich deutlich konservativ. Dies betrifft vorrangig die Abschätzung mit P_{HL}, welcher auf effektiven Spannungs- und Dehnungsschwingbreiten basiert, oder PI, welcher das Rissöffnen und Rissschließen in der Bewertung der Hysterese berücksichtigt. Die besten Ergebnisse von der Zeit- bis in die Kurzzeitfestigkeit werden mit Hilfe des robusten P_{SWT} und des P_{RAI} , eine Weiterentwicklung des P_I um die Mittelspannungsempfindlichkeit, erzielt. Beide können jedoch den Übergang in die statische Festigkeit nicht ausreichend gut abbilden. Dies gelingt nur mit dem Schädigungsparameter P_e hinreichend gut, weil Mitteldehnungen berücksichtigt werden. Mit dem eingeführten kombinierten und allgemeineren Schädigungsparameter Pm kann der Übergang von der statischen Festigkeit über die Kurzzeitfestigkeit in die Zeitfestigkeit besser beschrieben werden. Insgesamt besteht in der Schädigungsbewertung durch die Schädigungsparameter noch Optimierungsbedarf, um das Potenzial des Dehnungskonzepts durch die integrale Methode ausnutzen zu können.

Im Speziellen ist die eingeführte "integrale Betrachtungsweise" geeignet, um in der experimentellen Schwingfestigkeitsbewertung des Kurzzeitfestigkeitsbereichs den unter Kraftregelung unkontrollierbaren plastischen Verformungen durch eine dehnungsgeregelte Versuchsführung entgegenzuwirken. Größere Schweißproben, die klassischerweise in diesen Untersuchungen eingesetzt werden, können durch kleinskalige Flachproben ersetzt werden. Diese liefern durch Charakterisierung ihres zyklischen Verhaltens wichtige Erkenntnisse über die Schwingfestigkeit hochbeanspruchter Schweißnähte. In Abhängigkeit von der Wahl des Schädigungsparameters führen die dargestellten Beanspruchungssimulationen der integralen Methode für die in dieser Arbeit untersuchten Stumpfnähte auf eine mehrheitlich übermäßig sichere Lebensdauerabschätzung, vorrangig unter variablen, jedoch auch unter konstanten Lastamplituden.

Sofern der Werkstoffzustand und die Beanspruchungssituation lokal im versagenskritischen Bereich, d.h. im Kerbgrund, hinreichend genau charakterisiert werden können und Rechenzeiten der FEM bei hohen Beanspruchungen im Bereich der Streckgrenze die Berücksichtigung transienter Effekte erlauben, wird das örtliche Konzept zur Lebensdauerabschätzung und Schwingfestigkeitsbewertung unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung empfohlen. Da dies in vielen Fällen aufgrund erhöhten experimentellen und rechnerischen Aufwandes nicht gegeben ist, stellt die integrale Methode bei einer elastisch-plastischen Beanspruchungsparameter $P_{\rm m}$ eine neue Möglichkeit dar.

2 Einleitung und Zielsetzung

Schweißverbindungen hochfester Feinkornbaustähle finden ein immer breiter werdendes Einsatzspektrum innerhalb struktureller Verbindungen. Ihre Schwingfestigkeit wird durch Regelwerke und Normen, meist mit Hilfe von Bemessungswöhlerlinien im Zeit- und Langzeitfestigkeitsbereich sowie Schadenssummen, abgesichert. Für hohe Beanspruchungen, wie sie beispielsweise im Mobilkranbau, bei Missbrauchsereignissen oder infolge Sonderlasten auftreten und dem Bereich der Kurzzeitschwingfestigkeit, auch Kurzzeitfestigkeit (engl. low cycle fatigue, LCF) genannt, zuzuordnen sind, enthalten die Regelwerke keine Vorgaben. Somit finden Rückwirkungen von Extremlasten auf "gewöhnliche Betriebslasten" keine Berücksichtigung – transiente Vorgänge und Effekte werden nicht berücksichtigt. Wird zudem angestrebt, hohe Werkstofffestigkeiten mit dem Ziel des Leichtbaus auszunutzen, so ist eine detailliertere Beschreibung der Ermüdungsvorgänge im Werkstoff und dessen Schweißverbindungen für eine Lebensdauerabschätzung erforderlich. In diesem Zusammenhang zeigen Forschungserkenntnisse, dass bei der Anwendung örtlicher Bemessungskonzepte zusätzlich zur geometriebedingten Kerbwirkung auch das zyklische Werkstoffverhalten unter elastisch-plastischer Beanspruchung und dessen Entwicklung über die Lebensdauer zu berücksichtigen ist. Aus der elastisch-plastischen Beanspruchung der Schweißverbindung in der Kurzzeitfestigkeit resultieren transiente Werkstoffeigenschaften, die das Versagen beeinflussen. Dehnungsbasierte Konzepte, die dies beinhalten, sind in den Regelwerken bislang ebenfalls nicht enthalten.

2.1 Einleitung

Motiviert durch Leichtbauforderungen werden in der Werkstoffentwicklung steigende Festigkeiten und auf die Anwendungsbereiche optimierte Werkstoffeigenschaften vorangetrieben. Aufgrund der erhöhten Streckgrenze ermöglicht der Einsatz hochfester Stähle Leichtbaukonstruktionen mit dünnwandigen Strukturelementen. Im Kranbau und angrenzenden Industriezweigen werden daher hoch-, höchst- und ultrahochfeste Feinkornbaustähle eingesetzt. Bereits in der Werkstoffentwicklung findet, unter Fokussierung auf das quasistatische Werkstoffverhalten, eine Optimierung hinsichtlich der Festigkeit dieser Werkstoffe statt. Wesentliche Kenngrößen sind dabei die Streckgrenze, Zugfestigkeit, Bruchdehnung und Kerbschlagarbeit. Diese Kenngrößen bilden eine maßgebliche Grundlage für die grundlegende Werkstoffauswahl, sind jedoch für eine anwendungsbezogene Werkstoffcharakterisierung und der Werkstoffauswahl hinsichtlich der Schwingfestigkeit nicht hinreichend.

Die zuvor beschriebenen, weiterentwickelten Eigenschaften der hoch-, höchst und ultrahochfesten Feinkornbaustähle lassen sich durch besondere Walz- und Wärmebehandlungsverfahren, wie das thermomechanische Walzen (TM-Herstellung; Bezeichnung: M bzw. MC) oder das Wasservergüten (QT-Herstellung; Bezeichnung: Q- bzw. QL) unter Berücksichtigung der chemischen Zusammensetzung erzielen [Ham+00]. Infolge dessen zeichnen sich hoch- bis ultrahochfeste Feinkornbaustähle im Allgemeinen durch hohe bis sehr hohe Festigkeiten bei gleichbleibend hohen Zähigkeitseigenschaften und guter Schweißbarkeit aus. Feinkornbaustähle mit einer Streckgrenze über 960 MPa, d.h. S1100 (Mindeststreckgrenze von 1100 MPa) bzw. S1300 (Mindeststreckgrenze von 1300 MPa) sowie thermomechanisch und gleichzeitig beschleunigt abgekühlte Bleche sind bislang nicht in Normen, z.B. zu technischen Lieferbedingungen für warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen nach DIN EN 10025-6 [DIN10025-6] enthalten [GuHa15, KiHa15]. Darauf aufbauend sind die Anwendungsbereiche von Regelwerken und Normen zur Auslegung gegenüber statischen Beanspruchungen und Ermüdungsbeanspruchung meist auf S960 Stahlwerkstoffe [DIN13001] mit Streckgrenzen bis 960 MPa [Hobb16] begrenzt. Aus diesem Grund ist es zwingend erforderlich, die Wissensbasis dieser Stähle zu erweitern und deren Schweißbarkeit unter Festigkeitsaspekten abzusichern. Untersuchungen an Grundwerkstoffproben und Schweißverbindungen bilden dazu die experimentelle Grundlage.



Bild 2.1: Mobilkran a) im Einsatz und b) auf dem Prüfgelände [KiHa15]

Für den Anwendungsfall des Kranbaus spielt das Verhältnis aus der Tragfähigkeit des Kranes und dessen Eigengewicht eine wesentliche Rolle. Das Eigengewicht von Mobilkranen ist aufgrund gesetzlicher Vorschriften auf neun Achsen mit je 12 t Achslast [KiHa15] zu beschränken. Der Einsatz hoch-, höchst und folglich ultrahochfester Stähle erlaubt somit bei gleichem Gewicht die Tragfähigkeit zu erhöhen oder bei gleicher Tragfähigkeit Leichtbau zu betreiben, jeweils unter Berücksichtigung ihrer fertigungstechnischen Verarbeitung. Die Absicherung der für den regulären Kranbetrieb zulässigen maximalen Traglasten erfolgt durch den Test unter Prüflast, Bild 2.1b. Auftretende Zugspannungen, wie sie im Obergurt des Teleskopauslegers auftreten, werden in Abhängigkeit von der Streckgrenze des Werkstoffs wie folgt zugelassen:

- Allgemeiner Sicherheitsfaktor von 1,5 gegenüber der Streckgrenze, sodass Spannungen für maximale Nenntraglasten etwa bei der 2/3 der Streckgrenze liegen.
- Sicherheitsfaktor bei Prüfbelastung (Bild 2.1b) von 1,25, sodass die Prüfbelastung und die Maximalspannungen um 25 % erhöht werden.
- Dynamik-Faktoren aus Heben, Wippen und Drehen von 1,1 gegenüber der quasistatischen Prüfbelastung, sodass die dynamische Wirkung infolge Division durch diese Sicherheitsfaktoren berücksichtigt wird.

Die Beaufschlagung mit den aufgeführten Faktoren ergibt eine unter Prüfbedingungen zulässige Maximalnennspannung von ca. 75 % der Streckgrenze des eingesetzten Werkstoffs. Spezifische Sicherheitsfaktoren sind in [DIN13001, FEM5004] festgehalten. Nach [FEM5004] ergeben sich mit den minimalen Faktoren sogar zulässige Spannungen von ca. 83 % und maximale Grenzspannungen von 90 % der Streckgrenze. Die dort dargestellten hohen Verformungen simulieren Betriebsbelastungen mit Hilfe der Dynamik-Faktoren, die elastische Beanspruchungen unterhalb der Streckgrenze hervorrufen. Aufgrund von Spannungsüberhöhungen in Kerben kommt es bei Schweißnähten jedoch lokal zu einer elastisch-plastischen Beanspruchungssituation, die in Abhängigkeit von der Beanspruchungshöhe durch die Stützwirkung des umliegenden Werkstoffs beeinflusst wird.

Wesentliche tragende Schweißkonstruktionen hochfester Feinkornbaustähle werden im Fahrzeugrahmen, in der Drehbühne und im Teleskopausleger von Mobilkranen sowie in Abspannstangen von Gittermastsystemen eingesetzt [Ham+00]. Darüber hinaus wird in [KiHa15] anschaulich der Einsatz höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle in Halbzeugen mit Blechdickensprung erläutert, wie z.B. unter Verwendung von Stumpfnähten gekanteter Bleche mit Dickensprung, die in der Abstützung von Mobilkranen Einsatz finden. Stumpfnähte stellen, nicht nur bei Anwendungen im Kranbau, gerade für dickere Bleche (≥ 5 mm) ein grundlegendes Fügeelement dar. Im hochbeanspruchten Teleskopausleger von Mobilkranen, Bild 2.1, werden geschweißte und mehrfach gekantete Stahlbleche mit Streckgrenzen bis 1300 MPa verwendet [GuHa15]. Schweißnähte werden dort außerhalb der höchstbeanspruchten Bereiche positioniert, um die Tragfähigkeit voll ausnutzen zu können.

Sicherheitsforderungen der Regelwerke und eine zunehmende Berücksichtigung der Ermüdungsfestigkeit führen neben der Schweißbarkeit von eingesetzten Feinkornbaustählen auch auf eine Intensivierung von Untersuchungen zu ihrer Schwingfestigkeit und deren Berücksichtigung in geschweißten Strukturen. Infolge des Schweißprozesses findet ein Eingriff in den ungestörten Werkstoff statt. Dies hat eine Schwächung und folglich Festigkeitsminderung aufgrund der sich einstellenden geometrischen und metallurgischen Kerbe zur Folge. Auf praxisrelevante Besonderheiten geschweißter hochfester Feinkornbaustähle mit Streckgrenzen bis 1300 MPa wird in [GeWe04, GuHa15, KiHa15] eingegangen. Eine wesentliche Prozessgröße für den sich einstellenden Werkstoff und schließlich die Festigkeit der Verbindung ist die im Rahmen des Abkühlkonzeptes zu berücksichtigende $t_{8/5}$ -Abkühlzeit [KiHa15, SEW93].

Bei der Schwingfestigkeitsbewertung moderner höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle bestehen Herausforderungen bezüglich ihrer Festigkeitsbewertung unter zyklischer Belastung mit hohen, variablen Beanspruchungen und/oder nachbehandelten Schweißverbindungen. Zur Berücksichtigung variabler Beanspruchungen wird in den Regelwerken [Hobb16, Ren+12] die Anwendung der linearen Schadensakkumulation mit einer konstanten, charakteristischen Schadenssumme auf Bemessungswöhlerlinien, die sich aus der Kenntnis des geschweißten Kerbdetails ergeben, empfohlen. Der Einfluss der im realen Betrieb auftretenden Beanspruchungen, der (maximalen) Beanspruchungshöhe, auf die Schadenssumme und Veränderungen der Schädigung über die Lebensdauer finden jedoch darin keine Berücksichtigung. In [DIN13001] werden in der Berechnung zumindest Spannungsverlaufsparameter (S-Klassen) zugrunde gelegt. Der Einfluss von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren wird in [Hobb16] durch Hochstufen der Bemessungswöhlerlinien erreicht. Über den Einfluss für höchst- und ultrahochfeste Stähle im Kurzzeitfestigkeitsbereich ($N < 5 \cdot 10^4$ Schwingspiele entsprechend Bild 3.1 [SoGr95], weiterführende Definition siehe Abschnitt 3.1.1 bzw. Bild 3.3) gibt es jedoch nur wenige experimentell abgesicherte Erkenntnisse. Dort besteht zusätzlicher Forschungsbedarf.

In vielen Fällen ist die Auslegung geschweißter Strukturen nach spannungsbasierten Konzepten auf Basis linear-elastischer Beanspruchungen ausreichend. Dann wird in der Auslegung der Zeit- oder Langzeitfestigkeitsbereich entsprechend der in Abschnitt 3.1.1 gegebenen Unterteilung maßgeblich. Der Streckgrenze hochfester Feinkornbaustähle wird dort keine größere Bedeutung zugesprochen [ScVo05, Ber+06], was sich mit der Klassifizierung nach Kerbdetails in den relevanten Regelwerken deckt [DIN1993, DIN13001, Hobb16, Ren+12], die einheitliche Bemessungswöhlerlinien für Stähle angeben. Untersuchungen an Stumpfstößen zeigen, dass die Art der Schweißverbindung (Kerbdetail) und vielmehr deren spezifische Ausführung unter der Berücksichtigung von Unregelmäßigkeiten nach [DIN5817] von entscheidender Bedeutung ist [Möl+15c, Lil+16]. Das Zusammenspiel dieser Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit bei hohen Beanspruchungen, wie sie beispielweise im Mobilkranbau auftreten, ist unzureichend abgedeckt.

Die Regelwerke des Eurocode 3 (DIN EN 1993) [DIN1993], der Krannorm DIN EN 13001-3-1 [DIN13001], der Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) [Hobb16] und die FKM-Richtlinie [Ren+12] schränken den Gültigkeitsbereich auf Versagensschwingspielzahlen größer 1.10⁴ ein, sodass der Übergangsbereich zwischen statischer Festigkeit und dem Zeitfestigkeitsbereich nicht abgedeckt wird. Sowohl die IIW-Empfehlungen als auch DIN EN 13001-3-1 sind darüber hinaus auf Baustähle bis zu einer Werkstoffstreckgrenze von 960 MPa, die im Falle von [Hobb16] über ein ferritisch-perlitisches oder bainitisches Gefüge verfügen, beschränkt. Die Bewertung erfolgt schließlich infolge Nenn-, Struktur- oder Kerbspannungen mittels Referenzschwingfestigkeiten bei 2.10⁶ Schwingspielen (engl. fatique classes, FAT). Die Verwendung der FAT-Klassen geht von einem linearen Verlauf der Wöhlerlinie aus. Inwiefern dieser Verlauf in den Kurzzeitfestigkeitsbereich extrapoliert werden darf, ist zu überprüfen. Seltener kommen dehnungsbasierte Konzepte oder Bruchmechanikkonzepte zum Einsatz, die sich durch eine gesteigerte Bemessungsgüte bei einer erhöhten Komplexität gegenüber den zuvor genannten lastbasierten Konzepten auszeichnen. Gerade bei hohen Beanspruchungen, die ein elastisch-plastisches Werkstoffverhalten zur Folge haben und dem Kurzzeitfestigkeitsbereich zugeordnet werden, ist die Berücksichtigung einer elastisch-plastischen Werkstoffbeschreibung erforderlich. Der Einfluss plastischer Dehnungsanteile kann nicht durch Kerbformzahlen, die beispielsweise die Grundlage für Kerbspannungen darstellen, erfasst werden. In diesem Fall bietet sich der Einsatz dehnungsbasierter Bemessungskonzepte an, deren Anwendbarkeit und Vorteile für Schweißverbindungen hochfester Feinkornbaustähle unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens es aufzuzeigen gilt.

Bei der Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen ist die Ausprägung von Schweißkerben, Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerben, eine wesentliche Einflussgröße. Die Berücksichtigung in der Bewertung mittels Nennspannungen erfolgt implizit anhand von Kerbdetails unter Einschränkung ihrer detaillierten Ausprägung, d.h. keine scharfen Kerben oder sogar als "kerbfreier" Übergang. Im Kerbspannungskonzept werden Kerbradien explizit nachgebildet und in die Bewertung einbezogen oder fiktiv abgebildet (Referenzradiuskonzept) [Rad+06, Fric12], um somit Stützwirkungseffekten Rechnung zu tragen. In Bezug auf die Anwendung von Dehnungskonzepten stellt sich die Frage, wie die Kerbgeometrie bestmöglich abzubilden ist und wie die Stützwirkungseffekte zu berücksichtigen sind. Zudem wird für gewöhnlich ein einheitliches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt, ohne auf die unterschiedlichen Eigenschaften der Schweißzonen einzugehen oder diese zu berücksichtigen.

Aufgrund der Kenntnis der festigkeitsmindernden Wirkung von Kerben ist man in technischen Anwendungen zunehmend bestrebt, Kerben aus dem Herstellungsprozess zu minimieren oder nachträglich zu entschärfen. Bei Schweißverbindungen kommen dazu beispielsweise Nahtnachbehandlungsverfahren (Schleifen, Strahlen, Aufschmelzen, etc.) zum Einsatz [Umm+09, Wei+10, Lei+12, Yild12, BeSt14a, BeSt14b, Lei+15a, Lei+15b, Mel+15, Yild15, BeSt16], die zusätzlich zur Geometrie auch den Spannungszustand verändern können. Formkerben werden dabei reduziert oder sogar vollständig entfernt. Wenig Berücksichtigung findet bei der Bewertung von Schweißverbindungen bislang die sich einstellende Nahtmetallurgie, welche bei Abwesenheit geometrischer Kerben einen wesentlichen Einfluss hat. Für diese liegen keine Ansätze zur Berücksichtigung des Einflusses auf die Bewertung vor.

2.2 Zielsetzung

Das Kernziel der vorliegenden Arbeit ist es, die Schwingfestigkeitsbewertung hochbeanspruchter Stumpfschweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen unter Berücksichtigung elastisch-plastischer und kranbautypischer, variabler Beanspruchung zu ermöglichen. Da der Kurzzeitfestigkeitsbereich von Regelwerken nicht ausreichend abgedeckt wird, sind die Anwendungsgrenzen der konventionellen Bemessungskonzepte herauszuarbeiten sowie eine erfolgversprechende Methode zu entwickeln, sodass kranbautypische Beanspruchungen zuverlässig hinsichtlich ihrer Betriebsfestigkeit bewertet werden können. Durch den gewählten Ansatz wird der Bereich der Schweißnaht, bestehend aus Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißgut, mit Hilfe eines integralen Kennwertes abgebildet. Die integrale Methode verwendet diesen zur Beanspruchungssimulation für die Lebensdauerabschätzung mit folgenden Teilzielen:

- Aufgrund einer Vielzahl an Lastfällen in der Berechnung soll von einer aufwändigen Modellierung auf eine vereinfachte Modellbildung durch eine integrale Schweißnahtbetrachtung¹ übergegangen werden.
- Die Lebensdauerabschätzung soll für hohe Lastniveaus im Übergang von der Kurzzeit- in die Zeitfestigkeit unter Berücksichtigung plastischer Dehnungsanteile an querbelasteten Stumpfnähten mit dem exemplarischen Einsatzgebiet in hochbeanspruchten Bereichen des Teleskopauslegers von Mobilkranen, Bild 2.2, durchgeführt werden.
- Der Bezug zu zulässigen Beanspruchungen und Streckgrenzen bzw. Zugfestigkeiten der höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustähle soll herausgearbeitet werden.
- Die Vorzüge und Anwendungsgrenzen dieser Methode sollen gegenüber konventionellen Bemessungsmethoden für Schweißverbindungen herausgestellt werden.
- Grundwerkstoffe der höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustähle sowie deren Stumpfnähte sollen durch das zyklische Verhalten charakterisiert werden, sodass Anwendungsgrenzen von Grundwerkstoffkennwerten bei der Bewertung von Schweißnähten herausgestellt werden.
- Über die konventionelle Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens hinausgehend soll in den Beanspruchungssimulationen das zyklisch transiente integrale Verhalten der Schweißnaht zugrunde gelegt werden. Transiente Effekte sind daher zu analysieren und ggf. zu berücksichtigen, um zu deren Verständnis und Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen beizutragen.
- Das Schädigungsverhalten bei elastisch-plastischer Beanspruchung unter konstanten sowie variablen Lastamplituden soll beschrieben und in einen Berechnungsablauf zur Lebensdauerabschätzung integriert werden. Dazu sind verschiedene Schädigungsparameter auszuwerten und diese als Beanspruchungsgröße den abgeleiteten Schädigungsparameterwöhlerlinien gegenüberzustellen.

Schweißverbindungen hochfester Feinkornbaustähle werden im Kranbau weitestgehend durch manuelles oder teilmechanisiertes Metall-Schutzgas-Schweißen (MSG) und im Besonderen durch Metall-Aktivgas-Schweißen (MAG-Schweißen) hergestellt. Dies gilt in ähnlicher Weise auch für angrenzende Industriezweige wie z.B. bei der Herstellung von Bauund Erdbewegungsmaschinen, Nutzfahrzeugen, Druckrohren und -behältern sowie Betonpumpen. Häufig eingesetzte Verbindungstypen sind Stumpfnähte, seltener auch unbelastete Quer- oder Längssteifen. Stumpfnähte finden zur Verbindung von Blech- und Rohrstrukturen gleicher und teils unterschiedlicher Dicke Verwendung. Daher wird in der vorliegenden Arbeit die Schwingfestigkeitsbewertung der zum Einsatz kommenden Schweißverbindun-

¹ Bei der integralen Schweißnahtbetrachtung wird das zyklische Verhalten von Grundwerkstoff über die Schweißnaht in den angrenzenden Grundwerkstoff gemeinschaftlich beschrieben und für die Lebensdauerabschätzung in Kapitel 6 zugrunde gelegt.

gen am Beispiel von Stumpfnähten unter hohen, zyklischen und betriebsrelevanten Belastungen, wie sie entsprechend Bild 2.2 in der zugbeanspruchten Oberschale des Teleskopauslegers von Mobilkranen Einsatz finden kann, untersucht.



Bild 2.2: Exemplarische Darstellung einer querverlaufenden Stumpfnaht in der zugbeanspruchten Oberschale

Mit dem Nenn- und Kerbspannungskonzept soll im Rahmen der Arbeit zuerst eine linearelastische, spannungsbasierte Schwingfestigkeitsbewertung vorgenommen werden, um die Anwendungsgrenzen spannungsbasierter Konzepte für die Schwingfestigkeitsbewertung im Bereich der Kurzzeitfestigkeit aufzuzeigen. Aufgrund der zu erwartenden Abhängigkeit der Schwingfestigkeit bei hohen Beanspruchungen von plastischen Dehnungen, ist von einer eingeschränkten Anwendbarkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich auszugehen. Aus diesem Grund wird weiterführend auf die Bemessung nach dem Kerbdehnungskonzept übergegangen. Zu klärende Fragestellungen beschäftigen sich in diesem Zusammenhang mit:

- Abbildung der lokalen Nahtgeometrie, insbesondere in Bezug auf den anzunehmenden Kerbradius,
- Grad der metallurgischen Differenzierung, d.h. die Repräsentation metallurgischer Unterschiede in der numerischen Modellierung durch Änderungen im Spannungs-Dehnungs-Verhalten,
- Modulation der Schweißverbindungen mit homogenen Werkstoffverhalten oder differenziert nach den einzelnen Schweißzonen,
- Ableitung der Kennwerte aus zyklischen Versuchen oder anhand von N\u00e4herungsl\u00f6sungen (z.B. Uniform Material Law) auf Basis von quasistatischen Kennwerten bzw. lokalen H\u00e4rtewerten,
- Ausprägung und Interaktion von geometrischer (lokale Nahtgeometrie) und metallurgischer Kerbe sowie deren Abbildung mittels FEM.

Als Abnahmekriterium von Schweißnähten dient das Versagen der Schweißverbindung im Zugversuch, d.h. bei großen plastischen Dehnungen, im Bereich des Grundwerkstoffs bzw. im Übergangsbereich der Wärmeeinflusszone. Bei niedrigeren Lasten unter zyklischer Beanspruchung, d.h. kleine plastischen Dehnungen bzw. makroskopisch elastisch, tritt Versagen hingegen im Bereich der Schweißnaht an Nahtübergangs- oder Wurzelkerben ein. Die

Auswirkungen hoher Lasten, die nicht unmittelbar zu einem statischen Versagen führen, finden demnach keine Berücksichtigung. Das lokal unterschiedliche, elastisch-plastische Verhalten infolge der metallurgischen und geometrischen Kerbe hat dort einen maßgeblichen Einfluss auf das Versagen. Daher wird angestrebt, nicht nur das Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Grundwerkstoffs zu beschreiben, sondern auch von Stumpfstoßverbindungen im Ganzen sowie einzelnen Schweißzonen, um anhand einer umfassenden Charakterisierung des Werkstoffverhaltens ein Werkstoffmodell für den Stumpfstoß abzuleiten. In Bezug auf die Schweißzonen ist die Beschreibung der metallurgischen Kerbe der Schweißnaht durch das zyklische Werkstoffverhalten von besonderem Interesse.

Die Bewertung mit dem Kerbdehnungskonzept ist zunächst erforderlich, um das zyklische Werkstoffverhalten der höchstfesten Stähle und dessen Schweißverbindungen zu berücksichtigen. Die Analyse des zyklischen, elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens zielt auf die Beantwortung der Fragen ab, welches Spannungs-Dehnungs-Verhalten zugrunde gelegt werden sollte, wie sich transiente Effekte auswirken und wie dies bei der Schwingfestigkeitsbewertung berücksichtigt werden kann.

Für die Schwingfestigkeitsbewertung ist davon auszugehen, dass die zyklischen Werkstoffkennwerte, abgeleitet aus experimentellen Untersuchungen der eingesetzten Werkstoffe und Schweißverbindungen, das tatsächliche Spannungs-Dehnungs-Verhalten bestmöglich wiedergeben. Aus kraftgeregelten Schwingfestigkeitsversuchen folgt generell, dass Schweißnähte einer größeren Streuung unterliegen als reine Grundwerkstoffproben. Infolge der zyklischen Belastung zeigen sich zudem transiente Effekte, d.h. Mittelspannungsrelaxation, zyklisches Kriechen (engl. Ratcheting) und im Besonderen zyklische Ver- oder Entfestigung. Diese gilt es zu quantifizieren und für eine zukünftige Lebensdauerabschätzung aufzubereiten.

Unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens und transienter Effekte soll schließlich eine Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen am Beispiel der Stumpfnaht durchgeführt werden, die eine Vielzahl von auftretenden Lastfällen mit geringem Aufwand ermöglicht. Dazu ist es zielführend, die Komplexität einer transient elastisch-plastischen FE-Simulation durch eine analytische Vorgehensweise zu reduzieren. Eine Methode zur Lebensdauerabschätzung, basierend auf einem analytischen Ansatz, soll die transienten elastisch-plastischen perfessen. Dabei werden, wie im klassischen Kerbdehnungskonzept, die Bewertungsgrößen auf Basis von Schädigungs- und Energieparametern gegenübergestellt und in eine Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung eingearbeitet.

3 Stand der Wissenschaft und Technik für die Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen

Unter der Betriebsfestigkeit werden die vier in Bild 3.1 aufgeführten Belastungsarten (Sonderbelastungen, Kriechbelastungen, Verschleiß sowie Schwingbelastungen) und deren weitere Unterteilung zusammengefasst [SoGr95]. Nach [RaVo07] wird unter Materialermüdung die Schädigung oder das Versagen von Werkstoff und Bauteil unter zeitlich konstanter und veränderlicher, häufig wiederholter Beanspruchung verstanden. Dabei umfasst der Begriff der Ermüdungsfestigkeit die Werkstoffschädigung, die Risseinleitung (auch als Rissinitiierung bezeichnet) und den Rissfortschritt. Bei der Schwingfestigkeitsbewertung finden angefangen mit dem Nennspannungskonzept über das Strukturspannungskonzept und lokale Kerbgrundkonzepte bis hin zu bruchmechanischen Konzepten eine Vielzahl von Bemessungsmethoden Anwendung [Rad+06]. Im Grenzbereich zur quasistatischen Festigkeit wird die Bewertung nach dem Kerbdehnungskonzept maßgeblich, welches eine Beschreibung des lokalen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens des Versuchskörpers – Werkstoff-/Schweißnahtprobe oder Bauteil – erfordert. Dazu werden Werkstoffe häufig durch das zyklische Werkstoffverhalten beschrieben.



Bild 3.1: Unterteilung der Betriebsfestigkeit nach Belastungsarten [SoGr95]

3.1 Betriebsfestigkeit

Im Gegensatz zu den definierten Begriffen der Ermüdungs- und Schwingfestigkeit versteht sich die Betriebsfestigkeit als Schnittstelle verschiedener Ingenieurswissenschaften. Dies spiegelt sich auch im industriellen Alltag wider, wenn grundlegende Fragestellungen zur Werkstoffauswahl oder der Ausführung einer Konstruktion sich auf die Festigkeit und später auf die Betriebsfestigkeit auswirken. Weitere Einflussgrößen sind der Fertigungsprozess und die Betriebsbelastung an sich. In dieser Schnittstelle findet sich die Betriebsfestigkeit als Querschnittswissenschaft wieder und definiert sich durch die Interaktion von Belastung, Werkstoff, Fertigung und Konstruktion [GrSo92, Sons08], Bild 3.2.



Bild 3.2: Betriebsfestigkeit als Querschnittswissenschaft nach [Sons00a, Sons08]

In der Betriebsfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen kommt dem Einfluss des Fertigungsprozesses eine entscheidende Rolle zu. Die Spezifikation des Prozesses und der Prozessparameter steht wiederum in Zusammenhang mit dem eingesetzten Werkstoff, der zu erwartenden Belastung, z.B. Belastungsart, und somit auch von einer (belastungsgerechten) Konstruktion, die sich lokal durch den eingesetzten Schweißprozess realisieren lässt. Bei der Umsetzung für die industrielle Anwendung besteht die Herausforderung darin, im Spannungsfeld dieser Wechselwirkungen und der ökonomischen Rahmenbedingungen eine maßgeschneiderte Lösung anzubieten.

3.1.1 Beschreibung der Wöhler- und Gaßnerlinie

Ergebnisse aus Schwingfestigkeitsuntersuchungen bei konstanter Beanspruchungsamplitude werden im doppeltlogarithmischen Beanspruchungs-Versagensschwing-spielzahl-Diagramm als Wöhlerkurven aufgetragen. Hinsichtlich der Versagenskriterien wird grundsätzlich zwischen Anriss, z.B. technischer Anriss von 0,5 mm oder einer Definition des Anrisses anhand abgeleiteter Messgrößen wie z.B. Steifigkeit, und Bruch unterschieden. Dazwischen zeigen sich Stadien unterschiedlichen Risswachstums. Ausgehend von der Belastung (Kräfte, Momente) werden in der Bewertung je nach verwendetem Bemessungskonzept als Beanspruchungsgrößen Spannungen oder Dehnungen sowie weiterführend Schädigungen (Schädigungsparameter) aufgetragen.



Bild 3.3: Kennwerte zur Beschreibung der Wöhler- und Gaßnerlinie, in Anlehnung an [Haib06, GuZe99, Sons08]

Der Wöhlerkurvenverlauf kann in mehrere Abschnitte unterteilt werden, Bild 3.3. Ausgehend von der quasistatischen Festigkeit ist die Kurzzeitschwingfestigkeit bzw. Kurzzeitfestigkeit im Bereich hoher Beanspruchungen und niedriger Schwingspielzahlen ($N < 5 \cdot 10^4$ nach [SoGr95], Bild 3.1, bzw. $N \le 1 \cdot 10^3$ nach [Rada90] als *Low Cycle Fatigue*, LCF) durch eine elastisch-plastische Beanspruchungssituation gekennzeichnet. Mit sinkender Beanspruchungsamplitude geht die Beanspruchbarkeit in den Bereich der Zeitschwingfestigkeit oder Zeitfestigkeit ($5 \cdot 10^4 < N < 1 \cdot 10^6$ nach [SoGr95], Bild 3.1) bzw. des *High Cycle Fatigue* (HCF, $N \le 2 \cdot 10^6$ nach [Rada90]) über. Im Zeitfestigkeitsbereich, der sich ab ca. $1 \cdot 10^4$ Schwingspiele an die Kurzzeitfestigkeit (Abknickpunkt der Wöhlerlinie) können Wöhlerund Gaßnerkurven durch Potenzgleichungen nach GI. 3.1 beschrieben werden, die sich im doppeltlogarithmischen Koordinatensystem als Geraden darstellen lassen [Basq10].

$$\sigma_{\rm a} = \sigma_{\rm a, ref} \left(\frac{N_{\rm ref}}{N}\right)^{1/k} \text{und } \bar{\sigma}_{\rm a} = \bar{\sigma}_{\rm a, ref} \left(\frac{\bar{N}_{\rm ref}}{\bar{N}}\right)^{1/\bar{k}}$$
(3.1)

Die Spannungsamplitude σ_a in Gl. 3.1 wird in Abhängigkeit von der Schwingspielzahl N durch die Neigung k und einen Referenzpunkt mit $\sigma_{a,ref}$ und N_{ref} beschrieben. Auf Basis von Schwingfestigkeitsergebnissen wird die Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich in Form dieser Potenzgleichung durch statistische Auswertemethoden bestimmt. Neben der linearen Regression hat sich die Auswertung nach der Maximum-Likelihood-Methode [SpHa78] bewährt, welche zusätzlich Durchläuferversuche berücksichtigt. Im Bereich der Zeitfestigkeit ist die Streuung der Lebensdauer bei gegebener Spannungsamplitude und im Bereich der Langzeitfestigkeit die Streuung der Spannungsamplitude bei gegebener Lebensdauer von Interesse. Die Geradendarstellung der Wöhlerlinie ist in den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) [Hobb16] auf Versagensschwingspielzahlen $N_V \ge 1.10^4$ in den dort vorgeschlagenen Bemessungswöhlerlinen beschränkt. Die FKM-Richtlinie [Ren+12] differenziert zwischen statischem Festigkeitsnachweis und Ermüdungsfestigkeitsnachweis,

enthält aber keine expliziten Angaben für deren Übergangsbereich. Bezüglich Bauteilklassen für geschweißte Bauteile wird dort auf die IIW-Empfehlungen verwiesen.

Nach dem Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung [GuZe99] erfolgt die obere Begrenzung der (Last-) Wöhlerlinie (für den Zeitfestigkeitsbereich) überschlägig durch die Verformungsgrenze für axialbeanspruchte Stäbe R_e^* aus der Korrektur der Streckgrenze R_e mit der Mittelspannung σ_m bzw. dem Spannungsverhältnis R entsprechend Gl. 3.2.

$$R_{\rm e}^* = R_{\rm e} - \sigma_{\rm m} = R_{\rm e} \, \frac{1-R}{2}$$
 (3.2)

3.1.2 Variable Belastungen und Lebensdauerabschätzung

Bei einer Belastung unter variablen Amplituden wird nicht nur in Grund- und Zusatzbeanspruchung, sondern auch in deterministische und stochastische Beanspruchungs-Zeit-Funktionen [Bux+86] entsprechend Bild 3.1 unterschieden. Durch Klassieren (Kapitel 3.1.2.1), z.B. Zählen der Amplituden und Auftragung in Anhängigkeit der Summenhäufigkeit als Häufigkeitsverteilung, folgt die Darstellung als Lastkollektiv. Häufig im Betrieb beobachtete Formen von Amplitudenkollektiven, Bild 3.4, wurden von Gaßner *et al.* [Gaß+64] mit Hilfe von Normalverteilungen sowie abgewandelten Normalverteilungen infolge eines Kollektivbeiwerts *p*, die auf die in [Schw63] eingeführten idealisierte Beanspruchungskollektive zurückgehen, und Mischkollektiven beschrieben. Zusätzlich zur Superposition von Beanspruchungskollektiven (Mischkollektivbildung), kann eine Extrapolation des Kollektivs durch Rechtsverschieben unter Beibehalten der Kollektivform erfolgen [Hin+11].



Bild 3.4: Lastkollektivformen in normierter Darstellung in Abhängigkeit des Formparameters v und Kollektivbeiwert p, in Anlehnung an [GaB+64]

Die Gestaltänderung des Kollektivs wird durch den Parameter v der in [Hank70] in normierter Form eingeführten mathematischen Beschreibung entsprechend Gl. 3.3 vorgenommen. H_0 ist der Teilfolgenumfang und $\sigma_a/\bar{\sigma}_a$ die auf die Maximalamplitude bezogene Spannungsamplitude. Mit steigendem Gestaltparameter nimmt die Völligkeit eines Kollektivs zu. Ein Gestaltparameter von $v \rightarrow \infty$ entspricht einem Einstufenkollektiv (Rechteckkollektiv) und somit dem Wöhlerversuch. Bei großem v, z.B. v = 4, ergeben sich völlige Kollektivformen. Durch v = 2 wird die Form der Gauß-Normalverteilung beschrieben. Für v = 1 ergibt sich eine Geradlinienverteilung und für v < 1 nimmt die Völligkeit des Lastkollektiv weiter ab. Zur Beschreibung der Kollektivform und Völligkeit existieren unterschiedliche Definitionen. Einige davon sind in Anhang 3.1 gegenübergestellt.

$$H(\sigma_a) = H_0^{1 - \left(\frac{\sigma_a}{\overline{\sigma}_a}\right)^{\nu}}$$
(3.3)

In Bild 3.5 sind Wöhler- und Gaßnerlinien für die Schwingfestigkeitsergebnisse bei der Beanspruchung mit einer Rechteck-, Normal- und Geradlinienverteilung dargestellt. Für variable Beanspruchungsamplituden wird als Referenz der Maximalwert entsprechend [Sons89, Sons07a] aufgetragen, wodurch sich die Gaßnerlinien mit abnehmender Völligkeit nach rechts verschieben. Die Auswirkung des zugrundeliegenden Beanspruchungskollektivs lassen sich anhand der Dimensionierung eines Bauteils am Beispiel eines Rundstabs veranschaulichen, dessen Durchmesser für die Auslegung gegenüber der dazugehörigen Gaßnerlinie mit abnehmender Völligkeit reduziert werden kann. Die Kenntnis des Lastkollektivs und der Beanspruchungshistorie führt in Kombination mit den Methoden der Schadensakkumulation, bspw. der linearen Schadensakkumulation (Kapitel 3.1.2.2), zur Lebensdauerabschätzung für Betriebsbelastungen.



Bild 3.5: Einfluss der Kollektivform auf die Lebensdauer und Bauteilabmessungen [Sons00a, Sons08]

Bei der Bewertung des Einfluss von Reihenfolgeeffekten auf die Schwingfestigkeit [Gaßn77, LoHu84, KIOp88] ist die Durchmischung δ (engl. *intermixture*) [Bux+91] unter Berücksichtigung des Teilfolgenumfangs [Lipp69] von Bedeutung. Nach Gaßner sollten bei Versuchen mit variablen Amplituden für eine gute Durchmischung mindestens 5 bis 10 Teilfolgendurchläufe [Schi01, Sons07a] vorgenommen werden.

3.1.2.1 Zählverfahren

Zählverfahren, auch Klassierverfahren genannt [Bux+86, Haib06, RaVo07, Köh+12], klassieren Beanspruchungs-Zeit-Verläufe in Hinblick auf charakteristische Größen wie Extremoder Grenzwert und deren Häufigkeiten, seltener Amplituden und Mittelwerte, mit dem Ziel des Vergleichs komplexer Beanspruchungs-Zeit- Funktionen, wodurch sich aus Messdaten Beanspruchungskollektive ableiten lassen. Es werden ein- und zweiparametrischen Zählverfahren unterschieden. In Anhang 3.2 bzw. Tabelle A3.2 ist eine Auswahl wesentlicher Verfahren gegenübergestellt. Durch Klassieren der Beanspruchung wird die Beanspruchungs-Zeit-Funktion statistisch beschrieben, wobei je nach Klassierverfahren unterschiedliche Informationen (z.B. Frequenz, Form der Beanspruchungszyklen oder Mittelwerte) [Bux+86], in jedem Fall aber die Beanspruchungsreihenfolge, verloren gehen. Unterschiedliche Beanspruchungs-Zeit-Verläufe können nach dem Klassieren einfacher miteinander verglichen sowie eine Lebensdauerabschätzung ermöglicht werden.

Von den *einparametrischen Zählverfahren* werden die Klassengrenzenüberschreitungszählung (KGÜZ, engl. *level crossing counting*) – die Zählung von Überschreitungen vorgegebener Klassengrenzen – und die Bereichspaarzählung (BPZ, engl. *range pair counting*) – die Zählung voller Schwingspiele – trotz ihrer Einschränkungen für die Lebensdauerabschätzung weiterhin eingesetzt und für einen Vergleich von Kollektiven gegenübergestellt. Beide finden auch in dieser Arbeit Anwendung. Liegen die Ergebnisse (z.B. die Summenhäufigkeiten) der KGÜZ und BPZ in einem Verhältnis größer 1:3 auseinander [Bux+86, Sons07a], so sollte eine wesentlich geringere tatsächliche Schadenssumme gegenüber einer Beanspruchungs-Zeit-Funktion ohne Mittellastschwankungen angenommen werden, z.B. $D_{tat} = 0,2$ anstelle $D_{tat} = 0,5$ für Schweißverbindungen [Sons05b].

Steht nicht nur ein Kollektivvergleich sowie eine Lebensdauerabschätzung im Fokus der Klassierung, sondern auch eine Rekonstruktion von Beanspruchungs-Zeit-Verläufen, so sind heutzutage *zweiparametrische Zählverfahren* gängig. Informationen zu Mittelwerten und Amplituden bleiben erhalten. Die Von-Bis-Zählung (VBZ, engl. *transition counting*) [Aich73, Gün+73], auch Markov-Matrix genannt, enthält als in einem einfachen, sequentiellen Verfahren die maßgeblichen Inhalte eines Beanspruchungs-Zeit-Verlaufs, hat sich für eine Lebensdauerabschätzung nicht als geeignet erwiesen [Köh+12]. Heutzutage wird die Rainflow-Zählung (RFZ, engl. *rain flow counting*) [MaEn68] eingesetzt, deren Algorithmen geschlossene Hysteresen zählen. Die Ergebnisse werden in Halb- oder Vollmatrizen abgelegt. Aus der RFZ können die klassischen Zählverfahren, Überschreitungshäufigkeit von Klassengrenzen und Bereichspaaren, abgeleitet werden. Die RFZ wird derzeit in Verbin-

dung mit der Amplitudentransformation zur schädigungsgleichen Kompensation von Mittelwerten in der Lebensdauerabschätzung eingesetzt und in dieser Arbeit zur Darstellung der Beanspruchungsfolge verwendet.

3.1.2.2 Lebensdauerabschätzung anhand der linearen Schadensakkumulation

Das am häufigsten eingesetzte Verfahren zur Lebensdauerabschätzung auf Basis eines Belastungs- bzw. Beanspruchungskollektivs ist durch die Hypothese der linearen Schadensakkumulation nach Palmgren [Palm24], Langer [Lang37] und Miner [Mine45] gegeben, die auch zur Abschätzung für geschweißte Stahlwerkstoffe in den Empfehlungen [DIN1990, Hobb16, Rada90] verankert ist. Andere Verfahren, wie z.B. die nichtlineare Schadensakkumulation, werden im Rahmen einer schädigungsmechanischen Betrachtung in Abschnitt 3.4 diskutiert.



Bild 3.6: Schematische Anwendung der linearen Schadensakkumulation [SoGr95, Sons01a, SoKa05]

Die Anwendung der linearen Schadensakkumulation ist in Bild 3.6 grafisch dargestellt. Dabei wird die Grundannahme getroffen, dass das Versagen unter Einstufenbelastung durch die Wöhlerlinie beschrieben wird und somit auf dem *i*-ten Beanspruchungshorizont eine Schädigung von $D_i = n_i/N_i = 1$ erfährt, sobald die Belastungshäufigkeit n_i die Versagensschwingspielzahl N_i erreicht. Folglich wird unter variablen Belastungsamplituden für die Beanspruchungshorizonte des Kollektivs, auch als Stufen bezeichnet, die Stufenschädigung entsprechend Gl. 3.4 formuliert.

$$d_i = \frac{n_i}{N_i} \tag{3.4}$$

Die Summation der Stufenschädigung aus den unterschiedlichen Beanspruchungshorizonten führt auf die Kollektivschädigung nach der Palmgren-Miner-Regel (häufig einfach als "Miner-Regel" bezeichnet) in Gl. 3.5.

$$D_{\text{Koll}} = \sum d_i = \sum \frac{n_i}{N_i} \tag{3.5}$$

Aus dem Quotienten zwischen dem Kollektivumfang L_{Koll} und der Kollektivschädigung D_{Koll} , multipliziert mit der zulässigen Schadenssumme D_{zul} , wird nach GI. 3.6 die Lebensdauer berechnet, welche somit von der Kollektivform sowie der zugrundeliegenden Wöhlerlinie abhängt.

$$\overline{N}_{\text{rech}} = \frac{L_{\text{Koll}}}{D_{\text{Koll}}} \cdot D_{\text{zul}}$$
(3.6)

Nach der Palmgren-Miner-Hypothese [Palm24, Lang37, Mine45] wird das Versagen (Anriss oder Bruch) bei Erreichen der theoretischen Schadenssumme von $D_{\rm th} = 1,0$ erwartet. Da allerdings Lebensdauerrechnungen mit $D_{\rm th} = 1,0$ nicht selten auf der unsicheren Seite liegen können, wird hierfür $D_{\rm zul} \le 1,0$ empfohlen [Bux+86, Sons05b, Haib06, Rad+06, Ren+12, Hobb16].

Das Verhältnis aus der experimentell bestimmten Lebensdauer und der rechnerischen Lebensdauer mit der theoretischen Schadenssumme ergibt die tatsächliche Schadenssumme D_{tat} entsprechend GI. 3.7, die häufig auch als charakteristische Schadenssumme bezeichnet wird.

$$D_{\text{tat}} = \frac{\overline{N}_{\text{exp}}}{\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{th}} = 1)}$$
(3.7)

Die Auswertung tatsächlicher Schadenssummen nach der Palmgren-Miner-Regel durch Gegenüberstellung von experimentell ermittelten Wöhler- und Gaßnerlinien, für 135 Versuchsreihen mit normalverteiltem Blockprogramm [Schü67] ergibt, dass für unterschiedliche Kollektivformen lediglich 25 % der Schadenssummen im Bereich $0.8 \le D_{tat} \le 1.2$ liegen, und Schadenssummen von 0,24 bis 7,50 streuen. Hingegen zeigt die Auswertung 964 tatsächlicher Schadenssummen für Versuche unter zufallsartigen Belastungen mit unterschiedlichen Werkstoffen, Kerbformen und Belastungsarten bei einem Mittelwert von $D_{tat,50\%} = 0,29$ ("Palmgren-Miner konsequent" mit Rainflow-Zählung) einen Wertebereich von 0,01 bis 10,0 [EuKo00], Bild 3.7a. Nach "Palmgren-Miner modifiziert" ermittelte tatsächliche Schadenssummen für 74 Versuchsergebnisse für Stahlschweißverbindungen liegen bei eine Mittelwert von $D_{tat,50\%} = 0,43$ im Bereich $0,1 \le D_{tat} \le 3,0$ [Eul+05], Bild 3.7b. In [RaVo07] werden Werte von $0,25 \le D_{tat} \le 7,00$ unter Beschränkung auf konstante oder nur wenig veränderliche Mittelspannungen angegeben, bei stark veränderlicher Mittelspannung sogar von $0,1 \le D_{tat} \le 10,0$. Der Ansatz, den Völligkeitsindex zur Korrektur zulässiger Schadenssummen in verlässlicher Weise heranzuziehen, ist aufgrund großer Streuungen der tatsächlichen Schadenssummen nicht zu empfehlen [SoOp11].

Gegenüber dem Ermüdungsnachweis nach Eurocode 3 [DIN1993] mit der zulässigen Schädigung $D_{zul} \le 1,0$ werden aus zuvor genanntem Grund z.Z. in noch wenigen Regelwerken relative Schadenssummen D < 1,0 (relative Palmgren-Miner-Regel) für eine sichere Abschätzung empfohlen, z.B. für Schweißverbindungen die zulässige Schadenssumme $D_{zul} = 0,5$ durch das IIW [SoKa05, Hobb16], wohlwissend, dass auch niedrigere Schadenssummen von $D_{tat} = 0,2$ auftreten können. In der FKM-Richtlinie [Ren+12] wird als Untergrenze der effektiven Schadenssumme für geschweißte Bauteile $D_{m,min} = 0,5$ angegeben, während für nicht geschweißten Stahl (auch Stahlguss und Aluminium) für diesen Grenzwert $D_{m,min} = 0,3$ angegeben wird. Für hohe Mittellastschwankungen wird in [Sons05b] anstatt $D_{zul} = 0,3$ der Wert 0,1 und anstatt $D_{zul} = 0,5$ der Wert 0,2 empfohlen. In [DIN13001] wird vielmehr auf Parameter von Spannungsverläufen zurückgegriffen.



Bild 3.7: Statistische Auswertung tatsächlicher Schadenssummen im Wahrscheinlichkeitsnetz für a) metallische Werkstoffe [EuKo00] und b) Schweißverbindungen [Eul+05]

Folgende Modifikationen der Palmgren-Miner-Regel wurden aus der Erkenntnis schädigender Beanspruchungsamplituden unterhalb der sogenannten ,Dauerfestigkeit' der originalen Form der Palmgren-Miner-Regel, wenn eine Vorbeanspruchung oberhalb dieser ,Ausgangsdauerfestigkeit' vorliegt, sodass in der Schadensakkumulation ein Abfall in eine ,erniedrigte Dauerfestigkeit' Berücksichtigung findet:

 Palmgren-Miner elementar [Palm24]: Die Wöhlerlinie wird ohne Abknickpunkt mit der unveränderten Neigung aus der Zeitfestigkeit k' = k weitergeführt [Bux+86, Haib89], wie in Bild 3.6 strichpunktiert dargestellt.

- Palmgren-Miner original [Lang37, Mine45]: Nach dem Abknickpunkt verläuft die Wöhlerlinie waagerecht. Hier liegt die Annahme einer "Dauerfestigkeit" zugrunde, die davon ausgeht, dass Beanspruchungsamplituden unterhalb des Abknickpunktes keine schädigende Wirkung haben.
- Palmgren-Miner modifiziert nach Haibach [Haib70]: Dieser Modifikation liegt die Annahme zugrunde, dass durch Beanspruchungen oberhalb des Abknickpunktes der Wöhlerlinie der Werkstoff bereits so geschädigt ist, dass auch Beanspruchungen unterhalb des Abknickpunktes zur Schädigung beitragen. Der Ursprung liegt in der in [Gaß+64] formulierten verbesserten linearen Schädigungshypothese durch fiktive Fortsetzung der Wöhlerlinie durch einen progressiven Schwingfestigkeitsabfall mit der Vorschädigung nach einem Potenzgesetz. Zur Berücksichtigung der Schädigung auch unterhalb des Abknickpunktes wird die Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt mit einer veränderten Neigung von k' = 2k - m fortgesetzt. Wie in Bild 3.6 dargestellt, wird für unterschiedliche Werkstoffgruppen und Herstellverfahren die Neigung mittels m angepasst. Für geschmiedete, gewalzte oder extrudierte (duktile) Werkstoffe findet die ursprüngliche Form mit m = 1 [Haib70] Anwendung, für Gussund Sinterwerkstoffe sowie Schweißverbindungen (spröde Werkstoffe) hingegen gilt m = 2 [Haib89, Buxb92].
- Palmgren-Miner konsequent [Gnil80]: Berücksichtigung des in [Haib70] abgeleiteten Abfalls der "Dauerfestigkeit" durch eine mathematische Beschreibung, worin die "Dauerfestigkeit" nach Vorschädigung konsequent abgesenkt wird. Demnach tragen gegenüber der ursprünglichen "Dauerfestigkeit" nach Vorschädigung auch niedrigere Kollektivstufen zur Schädigung bei.
- Palmgren-Miner modifiziert nach Liu-Zenner [ZeLi92]: Drehung der Bezugswöhlerlinie in Höhe des Kollektivhöchstwertes in Richtung der Rissfortschrittswöhlerlinie auf eine veränderte Neigung von k' = (k + m)/2, die den Mittelwert aus den Neigungen der Bauteilwöhlerlinie und Rissfortschrittswöhlerlinie darstellt. Der Abknickpunkt in die fiktive Dauerfestigkeit wird zu $\sigma'_{a,k} = \sigma_{a,k}/2$ festgelegt.

Die lineare Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner wird trotz ihrer Unzulänglichkeit in der Schadenssumme aufgrund ihrer Einfachheit am häufigsten angewendet. Die Unzulänglichkeit wird durch zulässige Schadenssummen $D_{zul} < D_{th} = 1,0$ kompensiert. Die zuvor genannten Empfehlungen [DIN1990, Hobb16, Rada90] enthalten daher die Palmgren-Miner-Regel modifiziert nach Haibach [Haib06]. Bei hohen Beanspruchungsamplituden, d.h. Kollektivhöchstwerten, die deutlich oberhalb des Abknickpunktes der Wöhlerlinie liegen, ist der Unterschied der aufgeführten Modifikationen gegenüber der elementaren Palmgren-Miner-Regel gering [RaVo07]. Dem gegenüber besteht Kritik an der Palmgren-Miner-Regel aufgrund der teils großen Abweichungen zu experimentellen Ergebnissen, wie in [Schi72] ausführlich beschrieben. Als Begründung solcher Abweichungen werden nicht zu berücksichtigende Reihenfolgeeffekte und in der weiteren Folge vorherrschende Eigenspannungen genannt, woraus [Haib06] die Forderung nach Untersuchungen zur Handhabung (gegenüber

Verbesserungsmöglichkeiten) für eine verlässliche Lebensdauerabschätzung mit der Palmgren-Miner-Regel ableitet.

Über die hier vorgestellte lineare Schadensakkumulation (Formen der Palmgren-Miner-Regel) hinausgehende Ansätze der nichtlinearen Schadensakkumulation (doppeltlineare Schadenshypothese etc.) werden in Zusammenhang mit Ausführungen zur Schädigungsmechanik in Abschnitt 3.4 diskutiert.

3.1.3 Einfluss von Kerben und Kerbwirkung

In [RaVo07] wird eine Unterteilung der Kerbwirkung nach der Art der Kerbe vorgenommen: Formkerben, Werkstoffkerben und Belastungskerben, Bild 3.8.



Bild 3.8: Unterteilung der Arten von Kerben nach der Kerbwirkung [RaVo07]

Formkerben werden durch geometrische Querschnittsänderungen, auch Steifigkeitssprünge oder Bohrungen, bestimmt. Aufgrund der Geometrieänderung wird der ursprüngliche Kraftfluss verändert und es kommt zu einer lokalen Spannungskonzentration. Für eine linear-elastische Spannungs-Dehnungs-Beziehung wird die Überhöhung der Kerbspannung gegenüber der Nennspannung durch die Kerbformzahl K_t beschrieben. Maßgebliche Einflussgröße auf die Formzahl ist der Kerbradius. Für Werkstoffproben wird die Kerbformzahl daher über die Probengeometrie, die Belastungsart und im Wesentlichen durch den Radius eingestellt. Die Schwierigkeit bei Schweißverbindungen besteht nicht nur darin, real vorliegende und über die Nahtlänge veränderliche Kerbradien zur Ableitung von Kerbformzahlen zu bestimmen, sondern diese gezielt durch die Schweißung einzustellen. Aus dem Schweißprozess ergeben sich unterschiedliche, teils sehr scharfe, Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben, die starke Spannungsüberhöhungen zur Folge haben. Daher enthalten Schweißanweisungen und technische Zeichnungen zumeist den Hinweis auf einen kerbarmen Übergang. Der Einfluss von Kerben auf die Schwingfestigkeit ist durch die Kerbwirkung gegeben. Scharfe Übergangskerben in Schweißverbindungen werden unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung nach Neuber [Neub68b] zur Bestimmung der ermüdungswirksamen Kerbspannung fiktiv ausgerundet, Abschnitt 3.5.3. Zusätzlich zur Spannungsüberhöhung hat das Spannungsgefälle einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit.

Als *Werkstoffkerben* werden starke Änderungen (Gradienten) im sonst homogenen Gefüge beschrieben. Diese können sich durch Steifigkeits-, Elastizitäts- oder auch Fließgrenzenänderungen äußern, die oftmals eine festigkeitsmindernde Wirkung haben. Der Einfluss von

Werkstoffkerben auf die Schwingfestigkeit wird als weniger groß eingestuft als der von Formkerben.

Im Fall von *Belastungskerben* nehmen äußere Belastungen, wie z.B. die Hertzsche Pressung infolge druckbelasteter Bereiche, lokal Einfluss. Bei überlagerter zyklischer Belastung kann der Übergangsbereich der Belastungskerbe versagenskritisch werden.

3.1.3.1 Kerbformzahl und Kerbwirkungszahl

Formkerben werden durch die werkstoffunabhängige *Kerbformzahl*, dem Verhältnis aus der maximalen ersten Hauptspannung zur Nennspannung, beschrieben. Neuber gibt diese für den linear-elastischen als theoretische Kerbformzahl entsprechend Gl. 3.8 an. Analog zur Kerbformzahl unter Axialbelastung K_{ta} wird die Kerbformzahl für Biegung K_{tb} und Schub K_{tt} definiert.

$$K_{\text{ta}} = \frac{\sigma_{1a,\text{max}}}{\sigma_{a,\text{nenn}}} > 1 , \quad K_{\text{tb}} = \frac{\sigma_{1b,\text{max}}}{\sigma_{b,\text{nenn}}} > 1 \quad \text{bzw.} \quad K_{\text{tt}} = \frac{\tau_{\text{max}}}{\tau_{\text{nenn}}} > 1$$
(3.8)

Zusätzlich kann für elastisch-plastische Beanspruchungszustände in gleicher Weise eine inelastische Spannungsformzahl K_{σ} (oder K_{τ}) oder eine inelastische Dehnungsformzahl K_{ε} (oder K_{γ}) hergeleitet werden [RaVo07]. Zur Beschreibung der Makrostützwirkung nutzt Neuber [Neub58] die elastisch-plastischen Formzahlen K_{σ} und K_{ε} , deren Produkt für größere Spannungsüberhöhungen ($K_{t} >> 1$) dem Quadrat der Kerbformzahl K_{t} entspricht. Die Übertragung auf den mehrachsigen Beanspruchungszustand liefert eine von der Kerbvergleichsspannung (oder -dehnung) und der Festigkeitshypothese abhängige Kerbvergleichsformzahl K_{tv} . Es sei bereits an dieser Stelle auf den in Abschnitt 3.5.3.1 beschriebenen zusätzlichen Einfluss des Spannungsgradienten bzw. höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens hingewiesen.

Die werkstoffabhängige *Kerbwirkungszahl* beinhaltet zusätzlich zum Einfluss der Formkerbe, die durch die Kerbformzahl einfließt, die Auswirkung der Schwingfestigkeit in Form der jeweiligen Nennspannungsamplitude $\sigma_{a,n}$. Eine in [RaVo07] angegebene, engere Definition der Kerbwirkungszahl ist auf ein Spannungsverhältnis von $R_{\sigma} = -1$ und Schwingspielzahlen im Bereich der Langzeitfestigkeit von $N = 10^6 \div 10^7$ beschränkt. Allgemeiner kann die Kerbwirkungszahl $K_f = K_f(R_{\sigma}, N_V)$ in Gl. 3.9 als Funktion dieser beiden Einflussgrößen (Spannungsverhältnis und Versagensschwingspielzahl) auch im Zeit- und Kurzzeitfestigkeitsbereich beschrieben werden.

$$K_{\rm f}(R_{\sigma}, N_{\rm V}) = \frac{\sigma_{\rm a,n}(K_{\rm t}=1)}{\sigma_{\rm a,n}(K_{\rm t}>1)}$$
(3.9)

In [Morg06] wird die Kerbwirkungszahl für Schweißverbindungen entsprechend GI. 3.10 modifiziert, sodass die Nennspannung aus ungekerbten Grundwerkstoff- oder Schweißgutproben auf die der Schweißprobe bezogen wird.

$$K_{\rm f,S} = \frac{\sigma_{\rm a,n}(K_{\rm t} = 1; \rm Grundwerkstoff \, oder \, \rm Schweißgut)}{\sigma_{\rm a,n}(\rm Schweißprobe)}$$
(3.10)

Die Kerbwirkungszahl für Schweißverbindungen $K_{f,S}$ ist dabei das Reziproke zu dem für Zugschwellbelastung in [Rada90] allgemeingültig definierten *reduction factor* $\gamma = \sigma_{PW}/\sigma_P$ (für Nahtquer- oder Nahtlängsbeanspruchung; in gleicher Weise auch für Schubbeanspruchung definiert). Die Indizes "P" und "W" stehen für *pulsating* (zugschwellend: R = 0) und *weld* (Schweißnaht), sodass die Schwingfestigkeit (Spannungsamplitude am Abknickpunkt; "fiktive Dauerfestigkeit") einer geschweißten Blechverbindung auf die des maschinell bearbeiteten Blechgrundwerkstoffs bezogen wird. Für querbelastete Stumpfnähte ist $\gamma = 0,5\div0,9$ und für Kehlnähte an Quersteifen (auch Längssteifen oder aufgeschweißte Lamellen) ist $\gamma = 0,4\div0,8$. Der *reduction factor* γ wird in [Rada90] auch für geschweißte nieder- und höherfeste Stähle sowie deren Strukturelemente oberhalb des Abknickpunktes, z.B. für $N_V \leq 2\cdot10^6$, ausgewertet.

3.1.3.2 Kerbempfindlichkeit und Stützziffer

Sind Kerbformzahl und Kerbwirkungszahl gleich ($K_t = K_f$), so spricht man von einem voll kerbempfindlichen Werkstoff, bei dem sich die elastizitätstheoretische Spannungsüberhöhung der Formkerbe vollständig in der Schwingfestigkeitsminderung widerspiegelt. Die werkstoffabhängige Kerbempfindlichkeit wird in der durch Thum *et al.* [ThBu32, ThBa35] beschriebenen Gestaltfestigkeit nach Gl. 3.11 durch das Verhältnis von Kerbempfindlichkeitsüberhöhung zu Formzahlüberhöhung definiert. Ein kerbunempfindlicher Werkstoff liegt dann vor, wenn die Formkerbe einen geringen Einfluss auf die Schwingfestigkeit hat, also im Grenzfall für $K_f = 1$ und folglich $\eta_k = 0$. Es wird klar, dass die Kerbempfindlichkeit und die sich einstellende Schwingfestigkeit keine reine Werkstoffeigenschaft, sondern auch eine von der Geometrie abhängige Größe ist.

$$\eta_{\rm k} = \frac{K_{\rm f} - 1}{K_{\rm t} - 1} \tag{3.11}$$

Auf dieser Definition beruht auch die Beschreibung der Stützziffer, die sich entsprechend Gl. 3.12 aus dem Verhältnis von Kerbformzahl zu Kerbwirkungszahl zusammensetzt [SiSt55].

$$n_{\rm k}^* = \frac{K_{\rm t}}{K_{\rm f}} \tag{3.12}$$

In [Ren+12] wird zudem eine werkstoffmechanische Stützzahl n_{σ} eingeführt, die sich aus dem Produkt der statischen Stützzahl n_{st} , der verformungsmechanischen Stützzahl n_{vm} und der bruchmechanischen Stützzahl n_{bm} zusammensetzt. Diese ist bei hohen Spannungsgradienten größer als die des Spannungsgradientenansatzes (Abschnitt 3.5.3.1) und soll somit eine verbesserte Bewertung der Schwingfestigkeit unter dem Einfluss scharfer Kerben ermöglichen.
3.1.3.3 Innere Kerbwirkung des Werkstoffs

Die durch Werkstoffinhomogenitäten verursachte innere Kerbwirkung, die Werkstoffkerbwirkung, wird in der Literatur meist rein phänomenologisch beschrieben ohne näher auf mathematische Zusammenhänge einzugehen. Erklärungen werden durch die sich in Folge des geänderten Werkstoffzustands einstellenden Steifigkeits-, Elastizitäts- oder Fließgrenzenänderungen gegeben [RaVo07]. Grenzfälle zu Formkerben stellen starre Einschlüsse und freie Öffnungen dar.

Aufgrund dessen, dass sich Formkerben als "Werkstoffgleichmacher" auf die Schwingfestigkeit auswirken, liegt der Fokus von Untersuchungen mit Anwendungsbezug seltener auf dem Einfluss von Werkstoffkerben, wie z.B. dem Einfluss von Mangansulfiden im Faserverlauf und der Gesenkteilungsebene von massivumgeformten Bauteilen aus Vergütungs- und AFP-Stählen [Doeg98, Exe+10, Exe+11, Schu12, Wag+13].



Bild 3.9: Charakterisierung der drei Schweißzonen für laserstrahlgeschweißten S355J2G3 anhand a) zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven, b) Härte und c) Dehnungswöhlerlinien [Boro15]

Im Bereich geschweißter Verbindungen werden vermehrt Untersuchungen zum Einfluss des Gefüges von Schweißnahtzonen (inhomogener Werkstoff und Fließgrenze) auf die Schwingfestigkeit durchgeführt [Schu92, Boro06, Boro15, SoBo15, Möl+15a, Ahre18]. In [Boro15] konnte für laserstrahlgeschweißten S355J2G3 den drei Nahtbereichen mit homogenen Härten zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven und Dehnungswöhlerlinien entsprechend Bild 3.9 zugeordnet werden. Herausforderungen bestehen grundsätzlich in der Positionierung sehr kleiner Proben in den Nahtbereichen und der Interpretation der Ergebnisse in Hinblick auf die eingestellten Werkstoffkerben auf die Ermüdungsfestigkeit, wenn durch definiertes Überschleifen oder Ausrunden geometrischer Kerben bei gleichzeitiger Änderung des Gefüges oder nachträglichem Einbringen von Eigenspannungen die Formkerbe deutlich entschärft wird. Die Untersuchungen dieser Arbeit liefern einen Ansatz, aus der Analogie mit der Formkerbe, den Einfluss der Werkstoffkerbe in der Schwingfestigkeitsbetrachtung zu berücksichtigen.

3.1.4 Weitere Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit

Als weitere Einflussgrößen sind nachfolgend der Einfluss des Werkstoffs (Grundwerkstoffs) und Größeneinflüsse, die sich konstruktiv und fertigungsbedingt ergeben, beschrieben. Aufgrund der Ähnlichkeit ihrer Wirkung auf den Spannungszustand von Schweißverbindungen werden die hier getrennt aufgeführten Eigen- und Mittelspannungen häufig gemeinsam betrachtet. Beide führen auf eine zusätzliche Beanspruchung, die sich im Betrieb überlagern. Jedoch unterscheidet sich deren Art und Zeitpunkt des Einflusses. Während Eigenspannungen bereits in der Fertigung der Werkstoffe, Halbzeuge oder Proben entstehen, werden Mittelspannungen durch Eigengewicht, Montage und äußere Belastung erzeugt. Die Superposition von Eigen- und Mittelspannungen führt im Schwingfestigkeitsversuch auf eine statische Grundbeanspruchung, die sich der zyklischen Beanspruchung überlagert. Einige ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit werden in [Sons09d, Sons10] diskutiert.

3.1.4.1 Werkstoff

Werkstoffhersteller sehen sich stetig steigenden Anforderungen an die Werkstoffe ausgesetzt. Zusätzlich zur Erhöhung von Festigkeits- und Zähigkeitseigenschaften, um Leichtbauanwendungen gerecht zu werden, sind für die Fertigung und Lebensdauer von Bauteilen eine gute Bearbeitbarkeit, z.B. Schweißbarkeit und Resistenz gegenüber z.B. Umweltbedingungen wesentliche Einflussgrößen für die Werkstoffeigenschaften.

Der Werkstoff und dessen Streckgrenze bzw. Zugfestigkeit hat für glatte Proben aus Grundmaterial (Kerbformzahl $K_{t} \approx 1$) einen maßgeblichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Nach der FKM-Richtlinie [Ren+12] ist ein linearer Zusammenhang zwischen Zugfestigkeit und ertragbarer Beanspruchungsamplitude unter Zug-Druck-Wechselfestigkeit im Rahmen der Werkstoffkennwerte anzunehmen. Allerdings wird der Einfluss der Zugfestigkeit auf die Schwingfestigkeit durch die Einbeziehung der jeweiligen werkstoffabhängigen Kerbwirkungszahlen eingeschränkt. Die Schwingfestigkeit lässt sich ab einer bestimmten Kerbformzahl ($K_t > 2,5$) durch Auswahl eines höherfesten Werkstoffes kaum mehr steigern, sodass der Grundwerkstoff eine untergeordnete Rolle spielt [Sons00b, Sons01b]. Der Einfluss der Zugfestigkeit zeigt sich im geschweißten Zustand ebenso nicht mehr, da die durch Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerben resultierende Spannungskonzentration (Kerbformzahl $K_{\rm t}$ > 1) gekoppelt an die jeweilige Kerbempfindlichkeit die Schwingfestigkeit maßgeblich bestimmt. Die geometrische Kerbwirkung überstrahlt in vielen Anwendungen die Auswirkung der Schweißung auf die Werkstoffmetallurgie und somit die Schweißeignung des jeweiligen Werkstoffes. Aufgrund dieser Erkenntnis wird international in Regelwerken zur Bemessung von Schweißverbindung [BS7608, DIN1993, DIN1999, Hobb14] auf eine Differenzierung nach der Werkstofffestigkeit verzichtet. Es wird lediglich eine Unterscheidung zwischen Stahl- und Aluminiumwerkstoffen vorgenommen. Zudem enthalten die IIW-Empfehlungen [Hobb16] eine Einschränkung bezüglich der ausreichend untersuchten Werkstoffe mit Zugfestigkeiten bis maximal 960 MPa. Durch Verbesserung der Schweißnahtgeometrie und Minderung der Spannungskonzentration infolge Überschleifen der Nahtgeometrie wird die Schwingfestigkeit und somit die Ausnutzung der Werkstofffestigkeit wiederum erhöht [Sons00b, Sons01b, Möl+15a, Mel+15]. Die Ausnutzung hoher Werkstofffestigkeiten zur Optimierung der Betriebsfestigkeit erfordert daher den Abbau hoher Spannungskonzentrationen durch eine bessere Gestaltung und gezielt gesteuerte Fertigungsprozesse [Sons00b, Sons01b, Sons07c].

Eine Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit von der guasistatischen Werkstofffestigkeit hat sich unter zyklischer Belastung mit konstanten Amplituden auch in der Zeitfestigkeit für geschweißte hoch- und höchstfeste Feinkornbaustähle gezeigt [ScVo05, Ber+06]. Dies hatten bereits die Ergebnisse geschweißter Stumpfnähte und Quersteifen für niederfeste (S355), hochfeste (S690Q) und höchstfeste (S960Q) Baustähle in [Son+99, Dem+01, Kau+05, Kau+08] ergeben. Allerdings hatten sich für Schweißverbindungen des höchstfesten S960Q Vorteile unter Belastungen mit einem Gaußkollektiv unter Berücksichtigung einer Zugschwellbelastung und von Überlasten [Son+11] gezeigt. Aus neueren Schwingfestigkeitsuntersuchungen [Möl+15a, BeSt14a, BeSt14b, Mel+15, Möl+18, Sey+18, Hrab19] geschweißter höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle bei sehr hohen Lasthorizonten wird zudem deutlich, dass Wöhlerlinien für $N < 1.10^4$ und zugehörige Gaßnerlinien bis zu einem Grenzwert linear weitergeführt werden können. Dieser Grenzwert wird in [Mel+15] über die zuvor beschriebene Verformungsgrenze axialbeanspruchter Stäbe in [GuZe99] definiert. Die Begrenzung durch die Verformungsgrenze R_e^* ist auch das Ergebnis der in [Hrab19] durchgeführten Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen mit der zusätzlichen schwingspielzahlbezogenen Versagensuntergrenze von $N_V = 1.10^3$. Eine weitere Erhöhung der Beanspruchung führt in Folge des deutlichen Abflachens von Wöhlerund Gaßnerlinien zu geringen Versagensschwingspielzahlen und unter der maximal ertragbaren Belastung zum quasistatischen Versagen der Schweißverbindung.

3.1.4.2 Größeneinflüsse aus Konstruktion und Fertigung

Eine Klassifizierung von Größeneinflüssen, deren Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit und die Berücksichtigung bei der Übertragung von Probeneigenschaften auf Bauteile gibt Kloos [Kloo76].

Hinsichtlich der Abmessungen der zu fertigenden Konstruktion werden vier Arten des Größeneinflusses unterschieden, die es bei der Übertragung von Probenkennwerten auf Bauteile zu berücksichtigen gilt:

Technologischer Größeneinfluss: Die eingesetzte Fertigungstechnologie (z.B. Gießen, Walzen, Schmieden und Wärmebehandeln) wirkt sich in Abhängigkeit der Größe unterschiedlich auf den lokalen Werkstoffzustand und somit auf die resultierende Schwingfestigkeit aus. Beispielsweise wird beim Härten kleinerer Durchmesser eine gleichmäßigere Durchhärtung, d.h. ein homogeneres Gefüge, und somit in der Regel eine höhere Schwingfestigkeit erreicht als bei einem größeren Durchmesser. Übertragen auf Schweißverbindungen bedeutet dies, dass z.B. beim MSG-

Schweißen von dünnen Blechen eine bis wenige Schweißlagen ausreichen, während bei dickeren Blechen aufgrund des erhöhten Wärmeeintrags das Mehrlagenschweißen eine in der Größe abweichende, inhomogene Gefügeausbildung sowie veränderte Eigenschaftsgradienten bedingt.

• Spannungsmechanischer (geometrischer) Größeneinfluss: Durch eine spannungsmechanische Betrachtung wird der Einfluss der Bauteilgröße auf den Beanspruchungszustand und die Schwingfestigkeit berücksichtigt, sodass der Spannungsgradient ausschlaggebend ist. Unter Umlaufbiegung eines glatten Biegestabs nähert sich beispielsweise die Biegewechselfestigkeit $\sigma_{b,R=-1}$ mit steigendem Durchmesser *d* der Zug-Druck-Wechselfestigkeit $\sigma_{zd,R=-1}$ asymptotisch mit

 $\sigma_{\rm b,R=-1}/\sigma_{\rm zd,R=-1} \sim 1/\sqrt{d}$.

- Statistischer Größeneinfluss: Der statistische Größeneinfluss berücksichtigt die mit der Bauteil- oder Probengröße steigende Wahrscheinlichkeit von Unregelmäßigkeiten. Ausgehend von der Annahme, dass eine Kette nur so stark ist wie ihr schwächstes Glied, können nach dem "Weakest-Link-Approach" Zusammenhänge zwischen der ertragbaren Spannungsamplitude und folglich der Versagensschwingspielzahl mit der Anzahl an Kettengliedern formuliert werden. Für den Einfluss auf die Bewertung von Schweißverbindungen bedeutet das, dass die statistisch größere Anzahl an inneren Fehlstellen mit dem Nahtvolumen ansteigt. In diesem Zusammenhang wird in Abschnitt 3.5.3.1 auf das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens (HBV) eingegangen.
- Oberflächentechnischer Größeneinfluss: Die Oberfläche und der Bereich nahe der Oberfläche beeinflusst erheblich die Schwingfestigkeit von Bauteilen, wie bspw. durch Verfahren der Randschichthärtung oder Randschichtverfestigung gezeigt wird. Der Einfluss einer Oberflächenverfestigung wirkt sich wesentlich auf die Rissinitiierungsphase aus. Sowohl beim thermischen Randschichthärten als auch bei der mechanischen Verfestigung wird lokal in die oberflächennahen Werkstoffbereiche eingegriffen und die Festigkeit erhöht, was dazu führt, dass Risse später initiieren. Für versagensrelevante Nahtübergänge von Schweißverbindungen existieren Verfahren der Nachbehandlung, die durch lokale Deformationen Druckspannungen einbringen (z.B. Nadeln, Hämmern).

Die in [Kloo76] eingeführten Größeneinflüsse fanden zunächst in lastbasierten Systemen und Bemessungsmethoden Anwendung, sodass dort eine Berücksichtigung grundlegend möglich ist. Zudem existieren Ansätze Größeneinflüsse auch auf die Bemessung nach dem örtlichen Konzept unter Bewertung lokaler Beanspruchungsgrößen bzw. hinsichtlich des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens (siehe Abschnitt 3.5.3.1) zu berücksichtigen [Kugu61, Sons93, Son+95, Hel+15, Hel+17]. Darin zeigt sich auch, dass Größeneinflüsse nicht vollständig getrennt voneinander betrachtet werden können, da sie sich bei der Bewertung von Bauteilen häufig überlagern. Es existieren Ergebnisse [Sons94a, Sons94b,

Sons95, Wat+09, Wat+10] zur Übertragung von Größeneinflüssen auf die Bewertung von Schweißverbindungen.

Zur Bewertung des Dickeneinflusses von Blechen bei Schweißverbindungen geben die IIW-Empfehlungen [Hobb16] einen Dickenabminderungsfaktor $f(t) = (25 \text{ mm}/t_{eff})^n$ mit $n = 0,1 \div 0,3$ ab einer effektiven Dicke $t_{eff} > 25$ mm an. Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Blechdicke von $t \approx 8$ mm ist dementsprechend keine Korrektur erforderlich. Während bei Werkstoffproben mit bearbeiteter Oberfläche oder im gefertigten Zustand (z.B. gewalzt) die mittlere Rauheit R_a oder die gemittelte Rauhtiefe R_z als charakteristische Einflussgrößen herangezogen werden, sind diese Parameter im geschweißten Zustand weniger maßgeblich als das Oberflächenprofil. Für die Schwingfestigkeit haben fertigungsbedingte Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben die größte Relevanz, gefolgt von der eigentlichen Nahtausprägung, die durch Nahtüberhöhungen, -breiten und -anstiegswinkel beschrieben werden kann. Untersuchungen an Stumpf- und Kehlnähten leiten Zusammenhänge makroskopischer Nahtparameter wie der Nahtüberhöhung [Hobb16] oder des Nahtanstiegswinkels [OISe89, Baum17] mit der Schwingfestigkeit ab. Mikroskopische Einflüsse auf die Schwingfestigkeit, wie z.B. das im Bereich der Oberfläche vorliegende Gefüge, sind kaum Gegenstand von Untersuchungen. Der Einfluss von durch den Schweißprozess hervorgerufenen Gefügeinhomogenitäten auf die Schwingfestigkeit wird in Abschnitt 4.1.1 und im Rahmen des zyklischen Werkstoffverhaltens in Abschnitt 4.5 diskutiert.

Bei Schweißverbindungen besteht die Möglichkeit der Oberflächenbeeinflussung im Bereich des Nahtübergangs zur Steigerung der Schwingfestigkeit durch eine Reihe von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren: Aus-/Überschleifen [Mel+15], Nadeln, Kugelstrahlen [Sons07c], Hämmern (nieder- oder hochfrequent [Umm+09, Wei+10, Lei+12, Yild12, BeSt14a, BeSt14b, Lei+15a, Lei+15b, Mel+15, BeSt16]) oder Aufschmelzen mit dem WIG-Brenner [Sons07c, Mel+15, Yild15].

3.1.4.3 Eigenspannungen

Lokal vorliegende Eigenspannungen σ^{ES} setzen sich in einer grundlegenden Betrachtung aus Eigenspannungen I., II. und III. Art entsprechend GI. 3.13 zusammen [Mac+73]. Eigenspannungen I. Art sind über größere Werkstoffbereiche konstant, II. Art innerhalb der Körner eines Werkstoffs konstant und III. Art über kleinste Werkstoffbereiche inhomogen [EiMa95].

$$\sigma^{\rm ES} = \sigma^{\rm ES,I} + \sigma^{\rm ES,II} + \sigma^{\rm ES,III}$$
(3.13)

Für eine ingenieurswissenschaftliche Betrachtung hat sich, auch in Bezug auf die Betriebsfestigkeit, eine Unterscheidung nach der Entstehung der Eigenspannungen [ScMa82], so z.B. Schweißeigenspannungen, durchgesetzt. Eigenspannungen entstehen durch innere Kräfte ohne Wirkung äußerer unter Berücksichtigung der Systemgrenze. Sie werden nach [RaVo07] in Zwängungsspannungen (Gleichgewicht innerhalb des Bauteils) und Reaktionsspannungen (Gleichgewicht mit Reaktionskräften im Lagerbereich) unterteilt.

Zwängungsspannungen sind Eigenspannungen im engeren Sinne, d.h. wenn keine äußeren Kräfte oder Momente wirken. Zwängungsspannungen entstehen im Fertigungsprozess oder der Werkstoff- und Bauteilbearbeitung. Während des Schweißprozesses werden Schweißeigenspannungen durch das Aufschmelzen und Erstarren des Werkstoffes im Bereich der Schweißzone erzeugt. Voluminöse Schweißnähte greifen stark in den bestehenden Werkstoff ein und ändern dementsprechend die lokale Eigenspannungsverteilung. Bei Stumpfstößen mit V-Naht entstehen im Bereich des Nahtübergangs der Decklage(n) Zugeigenspannungen, während der Nahtübergang der Gegenlage(n) Druckeigenspannungen aufweist. Aufgrund des schwingfestigkeitsmindernden Einflusses ist man bestrebt Zugeigenspannungen abzubauen. Für MAG-geschweißte Stumpfnähte aus S960QL werden verringerte Zugeigenspannungen in der Wärmeeinflusszone durch abgesenkte Streckenenergien erzielt [ScKa15]. Zudem existieren Verfahren, Schweißeigenspannungen nachträglich zu reduzieren, z.B. mittels Spannungsarmglühen. Druckeigenspannungen wirken sich grundsätzlich positiv auf die Schwingfestigkeit aus. Verfahren, diese oberflächennah mechanisch einzubringen, sind beispielsweise durch Strahlen, Nadeln oder Hämmern gegeben. Eigenspannungen können messtechnisch röntgenographisch oder mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen durch die Bohrlochmethode bestimmt werden.

Um den Einfluss der Eigenspannungen beziffern zu können, wird die Eigenspannungsempfindlichkeit M_{ES} nach [MaWo85] entsprechend GI. 3.14 definiert.

$$M_{\rm ES} = \frac{\sigma_{\rm a}^{\rm ES=0} - \sigma_{\rm a}^{\rm ES>0}}{\sigma_{\rm a}^{\rm ES>0}}$$
(3.14)

Die Eigenspannungsempfindlichkeit ist von einer Vielzahl von Einflussfaktoren abhängig. Grundlegend wird sie durch den Werkstoff und dessen Fertigungsprozess (z.B. Schweißprozess) bestimmt. In der Folge ist sie jedoch auch von der lokalen Kerbausprägung und Lasthöhe abhängig.

Eine weitere Möglichkeit, den Einfluss von Eigen- und Mittelspannungen zu berücksichtigen und zu veranschaulichen, ist durch das Schaubild nach Haigh [Haig15] gegeben. Das Haigh-Diagramm entsteht durch Auftragung der Spannungsamplitude über der Mittelspannung. Werden Schweißeigenspannungen als Mittelspannungen interpretiert, so nehmen die ertragbaren Spannungen für verschiedene Regelungen die Kurven A (keine Schweißeigenspannungen), B (mäßige Schweißeigenspannungen) und C (extreme Schweißeigenspannungen) in Bild 3.10 an.



Bild 3.10: Mittelspannungsabhängigkeit der ertragbaren Spannungsamplituden für Schweißverbindungen aus Baustahl im Haigh-Diagramm [Haib06]

Unter Belastung können Eigenspannungen nahezu konstant bleiben oder abgebaut werden. Grundsätzlich haben Eigenspannungen bei höherfesten Werkstoffen eine größere Tendenz erhalten zu bleiben [Fara13]. Ist dies bei niedrigen Lastniveaus noch der Fall, so werden diese auch für höherfeste Werkstoffe bei hohen Lastniveaus durch lokales Plastifizieren umgelagert. Eigenspannungen sind daher für Beanspruchungen nahe des Abknickpunktes essentiell und bei einer Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen, während sich ihr Einfluss für sehr hohe Belastungen deutlich verringern kann. Der in [Sons09a] untersuchte Einfluss von Eigenspannungen und Nachbehandlungsverfahren zeigt, dass infolge des durch Kugelstrahlen und Spannungsarmglühen veränderten Spannungszustands auch bei höheren Belastungen eine Lebensdauererhöhung erzielt werden kann. Allerdings fällt die Schwingfestigkeit aufgrund der teilweisen Umlagerung der günstigen Druckeigenspannungen durch elastisch-plastische Beanspruchungen unter variablen Lastamplituden nicht so hoch aus wie unter Einstufenbelastung.

In den IIW-Empfehlungen [Hobb16] werden Eigenspannungen gemeinsam mit Mittelspannungen durch einen Bonusfaktor (engl. *fatigue enhancement factor*) f(R) bewertet, der vom Spannungsverhältnis abhängig ist. Schweißeigenspannungen werden den Mittelspannungen überlagert. Eine Bonusfaktor f(R) wird in Zusammenhang mit dem Einfluss lastbezogener Mittelspannungen in Abschnitt 3.1.4.4 vorgestellt. Bei nicht ausreichenden Informationen zu den Eigenspannungen ist vom ungünstigen Fall f(R > 0,5) = 1 auszugehen. Dabei kann das äußere Lastverhältnis deutlich kleinere Werte als $R_F = 0,5$ annehmen.

Die durch den Zusammen- bzw. Einbau entstehenden *Reaktionsspannungen* werden für Schweißnähte mit Stumpfstoß maßgeblich durch dessen Verzug über die Schweißnaht, d.h. Winkelverzug und axialer Versatz, hervorgerufen. Zusätzliche Spannungen ergeben sich schließlich durch Richtarbeiten, Montage oder Lagerung. Die Messung der Querschrumpfkräfte von Stumpfstößen aus hochfesten Stählen hat gezeigt, dass die Reaktionsspannungen innerhalb der verarbeitungsrelevanten Verfahrensgrenzen maßgeblich durch die Nahtgeometrie beeinflusst werden [ScKa15]. Die durch einen modifizierten Sprühlichtbogen hergestellte schmalere Naht führt dabei zu deutlich geringeren Reaktionsspannungen, selbst bei der Verwendung höherer Streckenenergien.

Die Messung des Winkelverzugs von Längssteifen und deren Einbaudehnung während der Montage in die Prüfmaschine, die über den Elastizitätsmodul mit den resultierenden Spannungen gekoppelt sind, zeigen eine nahezu lineare Korrelation beider Größen [Baum13]. Einbaudehnungen und folglich eingebrachte Reaktionsspannungen steigen mit dem Winkelverzug linear an.

Der Eigenspannungseinfluss geschweißter Bauteile auf die Schwingfestigkeit wurde in [Kre+04] in umfangreichen Auswertungen gegenübergestellt. Die darin untersuchten Thesen der "konstanten Oberspannung" und zum "no minimum stress effect", der Rissausgang im Bereich hoher Eigenspannungen und die positive Wirkung eines nachträglichen Spannungsarmglühens konnten nicht durchgängig belegt werden. Vielmehr sind Eigenspannungen in einer mehrdimensionalen Betrachtung unter Berücksichtigung der Schweißnahtgestalt, vorliegender Kerben und aufgebrachter Lastspannungen zu bewerten. Aus der Abhängigkeit der Mittelspannung wurde für Stumpfnähte (quer- und längsbelastet), Kreuzstöße mit K-Naht, Quer- und Längssteifen sowie einige Biegeträgerkonfigurationen ein nahezu einheitlicher Erhöhungsfaktor zwischen Wechselfestigkeit und Zugschwellfestigkeit von $f_{\rm R}^{''} = \sigma_{\rm R=-1}/\sigma_{\rm R=0}$ gefunden.

3.1.4.4 Mittelspannungen

Im Betrieb überlagerte statische Beanspruchungen, die z.B. aus dem Eigengewicht oder der Montage resultieren können, haben einen Einfluss auf die ertragbare Spannungsamplitude und werden mit Hilfe des Spannungsverhältnisses *R* berücksichtigt. Für Maschinenbaustähle mit Zugfestigkeiten zwischen 400 und 1200 MPa und Mittelspannungsabhängigkeiten entsprechend dem Haigh-Diagramm in Bild 3.11a zeigt sich der Einfluss der Mittelspannungen in den Wöhlerlinien unter Wechsel- und Zugschwellbelastung von Bild 3.11b. Unter Wechselbelastung (R = -1) stellt sich eine höhere Schwingfestigkeit – dargestellt als Spannungsamplituden – ein als unter Zugschwellbelastung (R = 0). Lastverhältnisse R > 0 führen zu einem weiteren Schwingfestigkeitsabfall. Für Beanspruchungen oberhalb der Streckgrenze sind aufgrund der sich ausbildenden Spannungs-Dehnungs-Hysterese zusätzlich zu Amplituden oder Oberspannungen/-dehnungen relevant. In Bild 3.11 nicht dargestellt ist der sich grundsätzlich positiv auswirkende Einfluss von Druckmittelspannungen aus einer Druckschwellbelastung ($R = -\infty$). Dies lässt sich auch für den Fall starker Zug- oder Druckeigenspannungen aus dem Haigh-Diagramm ableiten, wie in Bild 3.12 dargestellt.



Bild 3.11: Mittelspannungsabhängigkeit von Maschinenbaustählen: a) Haigh-Diagramm für verschiedene Zugfestigkeiten, b) Wöhlerlinien für Wechsel- und Zugschwellbelastung, [Rada90] nach [Lang79]



Bild 3.12: Einfluss von Zug- oder Druckeigenspannungen auf die Wöhlerlinie [Haib06]

Der Einfluss von Mittelspannungen auf die Schwingfestigkeit eines Werkstoffs wird durch die Mittelspannungsempfindlichkeit beschrieben. Der lineare Anstieg der Mittelspannungsempfindlichkeit mit der Zugfestigkeit von Guss- und Schmiedewerkstoffen wurde erstmalig durch GI. 3.15 nach [Schü67] aufgezeigt.



Bild 3.13: Eigenspannungsempfindlichkeit und Mittelspannungsempfindlichkeit in Abhängigkeit der Zugfestigkeit von Stählen, [Haib06] nach [MaWo85]

Der zuvor beschriebene lineare Zusammenhang der Mittelspannungsempfindlichkeit *M* mit der Zugfestigkeit ist in Bild 3.13 der Eigenspannungsempfindlich M_E gegenübergestellt. Diese flacht im Bereich von M = 0,4 ab. Die sich daraus ergebende Gegenüberstellung zwischen *M* und M_E ergibt, dass entsprechend Gl. 3.16 M_E grundsätzlich kleiner als *M* ist.

$$M_{\rm E} < M \tag{3.16}$$

Bei der Bewertung von querbeanspruchten Schweißnähten aus Stahl werden in [Sons09c] Mittelspannungsempfindlichkeiten $M_1 = 0,2$ und $M_2 = 0,1$ vorgeschlagen, die zur Abminderung der ertragbaren Spannungsamplitude um den Faktor von $f_1 = 1,2$ für R = 0 und $f_3 = 1,32$ für R = 0,5 gegenüber der Wechselbelastung führen. Die Zusammenhänge sind in Bild 3.14 dargestellt. Die Erkenntnis aus dem ungeschweißten Zustand, dass die Mittelspannungsempfindlichkeit unter Torsionsbelastung geringer ist als unter Axialbelastung, bestätigt sich für Schweißproben.



Bild 3.14: Mittelspannungsempfindlichkeit für Schweißverbindungen [Sons09c]

In Regelwerken und Empfehlungen werden Mittelspannungseinflüsse auf Basis breit aufgestellter, statistischer Auswertungen von Versuchsergebnissen berücksichtigt. In den Wöhlerlinienkatalogen des DVS [OIRi79, OIRi80, OIRi81, OIRi82] werden für Schweißverbindungen Mittelspannungsempfindlichkeiten von $0,20 \le M \le 0,41$ vorgeschlagen. Für nachbehandelte Schweißverbindungen ändert sich die Mittelspannungsempfindlichkeit abhängig von der Art der Schweißverbindung und nimmt Werte $0,11 \le M \le 0,44$ an.

In den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) [Hobb16] wird der Mittelspannungseinfluss auf Basis des Spannungsverhältnisses durch einen Bonusfaktor f(R)berücksichtigt. Für ungeschweißte Grundwerkstoffe und Bauteile mit vernachlässigbaren Schweißeigenspannungen bei Spannungsverhältnissen von R > 0,50, für dünnwandige, einfache Strukturelemente bei R > -0,25 oder für komplexe zwei- und dreidimensionale, geschweißte Bauteile nimmt dieser Faktor den Wert f(R) = 1 an. Für Spannungsverhältnisse $-1 < R \le -0,50$ bzw. $-1 < R \le -0,25$ steigt der Faktor bis auf Werte von f(R) = 1,6 bzw. f(R) = 1,3 an und wird für R < -1 allgemein konstant gesetzt.

In [Röru03] wurde der Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit geschweißter Schiffsstrukturen an Proben axial beanspruchter Platten mit aufgeschweißter Längssteife untersucht. Aus der Verschiebung der Mittelspannung in den Druckbereich resultiert aufgrund des geringeren Rissfortschritts eine Erhöhung der Lebensdauer. Es zeigte sich außerdem, dass die Höhe von Zugeigenspannungen für die Rissentstehung unter Druckmittelspannungen verantwortlich ist und einen signifikanten Einfluss hat.

3.2 Plastizitätstheorie

Die Plastizitätstheorie umfasst im Allgemeinen eine für mehraxiale Spannungszustände konzipierte Theorie, die bei der Formulierung eines elastisch-plastischen Werkstoffgesetzes eine Fließbedingung, eine Fließregel und ein Verfestigungsgesetz erfordert [MaHo85]. Über die Elastizitätstheorie hinausgehend werden durch die Plastizitätstheorie irreversible Verformungszustände behandelt. Infolge der Plastizität kommt es bei Überschreiten der linearelastischen Dehngrenze zu einer inelastischen, nichtlinearen Formänderung. In der Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens in Kapitel 3.3, die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven und Dehnungswöhlerlinien sowie transientes Werkstoffverhalten umfasst, wird elastisch-plastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt.

Durch die *Fließbedingung* bzw. das *Fließkriterium* zusammen mit der Belastungsrichtung werden (mehrachsige) Spannungszustände beschrieben, in denen ein plastisches Verhalten, d.h. "Fließen", vorliegt. Eine gute Veranschaulichung des Fließkriteriums ist durch die Fließ(ort)fläche, einer gekrümmten Fläche im Hauptspannungsraum, gegeben. Fließbedingungen für metallische Werkstoffe sind beispielsweise Formulierungen nach von Mises, Tresca oder Huber.

Die *Fließregel*, auch *Fließgesetz* genannt, beschreibt die Entwicklung plastischer Verzerrungen und wird grundlegend inkrementell formuliert. Im Spezialfall assoziierter Plastizität ist das betrachtete Inkrement koaxial zum Normalenvektor der Fließortfläche ausgerichtet.

Durch das Verfestigungsgesetz wird die Änderung der Fließbedingung während der Verformung mit Hilfe innerer Variablen beschrieben. Bei isotropen, metallischen Werkstoffen wird zwischen isotroper und kinematischer Verfestigung unterschieden:

- Die *isotrope Verfestigung* wird entsprechend Bild 3.15a durch eine Expansion der Fließortfläche veranschaulicht, ohne dass eine Lageänderung der Fläche erfolgt. Dadurch ist ein isotroper Werkstoff auch nach der plastischen Verformung isotrop.
- Die kinematische Verfestigung bezeichnet entsprechend Bild 3.15b hingegen eine Translation der Fließortfläche, ohne dass sich ihre Form ändert. Als Beispiel kann der Bauschinger-Effekt aufgeführt werden, der bei uniaxialer Belastung zu unterschiedlichen Dehngrenzen im Zug- und Druckbereich führt. Infolge der kinematischen Verfestigung ist der Werkstoff anschließend anisotrop.



Bild 3.15: Fließortflächen und Spannungs-Dehnungs-Verläufe bei a) isotroper Verfestigung und bei b) kinematischer Verfestigung [LeCh85]

Unter zyklischer Belastung stellen sich zusätzliche Effekte ein, die durch die Ausbildung und Evolution der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen oder die Darstellung von Wechselverformungskurven über der Zeit beschrieben werden können. Eine *zyklische Verfestigung* äußert sich unter Lastregelung durch den Abfall der maximalen Dehnungsamplituden mit der Zeit bzw. mit zunehmender Schwingspielzahl, Bild 3.16a. Infolge dessen schrumpft die Fläche der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen, wodurch sich ein niedrigerer Schädigungsbeitrag ergibt, wenn Schädigungs- oder Energieparameter zur Bewertung herangezogen werden. Unter Dehnungsregelung zeigen die Wechselverformungskurven demzufolge einen Anstieg der maximalen Spannungsamplituden mit der Zeit, Bild 3.16b. In diesem Fall vergrößert sich die Fläche der Hysterese.



Bild 3.16: Zyklische Verfestigung unter a) Lastregelung und b) Dehnungsregelung [LeCh85]

Im Gegensatz zur zyklischen Verfestigung stellt sich bei einer zyklischen Entfestigung unter Lastregelung eine ansteigende Dehnungsamplitude und unter Dehnungsregelung eine abfallende Spannungsamplitude über der Zeit ein, Bild 3.17. Im ersten Fall ergibt sich eine Aufweitung der Fläche der Spannungs-Dehnungs-Hysterese, während die Hysteresenfläche unter Dehnungsregelung kleiner wird.



Bild 3.17: Zyklische Entfestigung unter a) Lastregelung und b) Dehnungsregelung [LeCh85]

Neben der Entwicklung der Amplituden sind Mittelspannungen und Mitteldehnungen sowie deren transientes Verhalten für die umfassende Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens von Interesse. *Zyklisches Kriechen*, engl. *Ratcheting*, beschreibt unter Lastregelung eine sich einstellende und fortschreitende Mitteldehnung. Der in Bild 3.18a dargestellte Fall

setzt einen konstanten, zyklenweisen Zuwachs der Mitteldehnung, engl. Ratcheting strain, voraus. Das zyklische Kriechen ist grundsätzlich von der Belastungsfrequenz abhängig. Ein ausgeprägtes zyklisches Kriechen wirkt sich negativ auf die Lebensdauer aus. In [LeCh85] wird außerdem ein sogenannter "Shakedown" beschrieben, ein zyklisches Kriechen, das zu einer Stabilisierung der Mitteldehnung führt.

Die *Mittelspannungsrelaxation* beschreibt eine unter Dehnungsregelung mit den Belastungszyklen abnehmende Mittelspannung, wodurch sich die in Bild 3.18b dargestellt Hysterese in den Druckbereich bzw. in Richtung des Druckbereichs verschiebt. Grundsätzlich kann sich eine Mittelspannungsrelaxation positiv auf die Lebensdauer auswirken. Transiente Effekte treten häufig nicht getrennt, sondern kombiniert auf, was sich in der Analyse des zyklischen Werkstoffverhaltens zeigt.



Bild 3.18: a) Zyklisches Kriechen und b) Mittelspannungsrelaxation [LeCh85]

Je nach Ausprägung dieser transienten Effekte müssen sie für eine zutreffende Schwingfestigkeitsbewertung und Lebensdauerabschätzung durch das Werkstoffmodell bzw. für einen repräsentativen Strukturbereich, wie er durch eine integrale Schweißnahtbetrachtung gegeben ist, erfasst und in den Bewertungsablauf integriert werden.

An dieser Stelle wurden lediglich einige, für diese Arbeit relevante Aspekte der Plastizitätstheorie beleuchtet. Für Weiterführendes sei daher auf einschlägige Literatur zur Werkstoffmechanik, Festigkeitslehre oder Plastizitätstheorie im Speziellen verwiesen, z.B. [MaHo85, LeCh85].

3.3 Zyklisches Werkstoffverhalten

Im zyklischen Werkstoffverhalten wird die Beschreibung der werkstofflichen Zusammenhänge von Spannung, Dehnung und Versagen unter zyklischer Belastung anhand von zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven (ZSDK) und Dehnungswöhlerlinien (DWL) zusammengefasst.

3.3.1 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

Im Gegensatz zu einer aus quasistatischen Zusammenhängen, z.B. Zugversuch, ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve beschreibt die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve den

Zusammenhang zwischen Spannungsamplitude σ_a und Dehnungsamplitude ε_a unter zyklischer Beanspruchung. Aufgrund transienter Werkstoffvorgänge – zyklische Verfestigung oder zyklische Entfestigung – ändert sich die Spannungs-Dehnungs-Beziehung während des Beanspruchungszeitraums.

Zur Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve werden Maximalwerte der Hysteresen für den stabilisierten oder als stabilisiert angenommenen Zustand, Bild 3.19a, zugrunde gelegt. Die Verbindungslinie oder eine dazugehörige Regressionskurve mehrerer Extremwerte, auch als Umkehrpunkte bezeichnet, ergibt die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven können experimentell aus mehreren Versuchen unter konstanter Dehnungsamplitude (Abschnitt 3.3.1.1) oder durch einen "Incremental Step Test" (Abschnitt 3.3.1.2) bestimmt werden. Für die Anwendung in elastischplastischen Werkstoffmodellen bei der Schwingfestigkeitsbewertung werden zyklische Kennwerte entweder direkt aus den Ergebnissen des dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuchs oder mit Hilfe von Näherungslösungen [Hats04, Hat+07] abgeschätzt, Abschnitt 3.3.4. Als weitere Möglichkeit wurden "Künstlich Neuronale Netze" untersucht [elD+12a, elD+12b], die auch zur Abschätzung der Schwingfestigkeit unter konstanten [KaTo13] und variablen Lastamplituden erprobt wurden [MaZe05]. Die Gültigkeit zyklischer Werkstoffkennwerte aus der Literatur auf den jeweiligen Anwendungsfall gilt es sicherzustellen.



Bild 3.19: Kenngrößen der a) Spannungs-Dehnungs-Hysterese, in Anlehnung an [RaVo07] und b) zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve

3.3.1.1 Experimentell ermittelte zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven

Die Durchführung und Auswertung dehnungsgeregelter Schwingfestigkeitsversuche zur Bestimmung des zyklischen Werkstoffverhaltens ist in der Prüf- und Dokumentationsrichtlinie des Stahlinstituts VDEh des SEP1240 [SEP06] für Feinbleche geregelt. Sie stellt darüber hinaus eine wertvolle Orientierungshilfe anderer Bereiche dar. Zur Beschreibung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve wird ein stabilisierter Werkstoffzustand zugrunde gelegt. Aus dem Schwingfestigkeitsversuch unter konstanter Dehnungsamplitude wird dazu die stabilisierte oder als stabilisiert angenommene Hysterese bei halber Anrissschwingspielzahl für die Ableitung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve verwendet. Je Versuch ergibt sich aus dem Extremwertpaar der stabilisierten Hysterese ein Punkt im Spannungs-Dehnungs-Diagramm, Bild 3.19b. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve wird nach Ramberg und Osgood [RaOs43] in Gl. 3.17 durch Näherung mittels Regressionsanalyse der Versuchspunkte oder über Kompatibilitätsbedingungen (Abschnitt 3.3.3) bestimmt.

$$\varepsilon_{\rm a} = \varepsilon_{\rm a,el} + \varepsilon_{\rm a,pl} = \frac{\sigma_{\rm a}}{E} + \left(\frac{\sigma_{\rm a}}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{3.17}$$

Der elastische Anteil der Gesamtdehnung $\varepsilon_{a,el}$ ist durch den linearen Zusammenhang mit der Spannungsamplitude σ_a über den Elastizitätsmodul *E* gegeben. Der plastische Anteil $\varepsilon_{a,pl}$ wird durch ein Potenzgesetz mit dem zyklischen Verfestigungskoeffizienten *K'* und dem zyklischen Verfestigungsexponenten *n'* beschrieben.

3.3.1.2 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve aus dem Incremental Step Test

Der Incremental Step Test (IST) ist eine spezielle Form des dehnungsgeregelten Versuchs, in dem die Dehnungsamplitude schwingspielweise um eine inkrementelle Schrittweite variiert wird, Bild 3.20a. Als Kurzversuch wurde der IST zur Bestimmung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve eingeführt [Lan+69]. Dabei wird eine Stabilisierung nach der Abfolge weniger Blöcke (eine definierte Anzahl an Schwingspielen mit inkrementeller Erhöhung oder Verringerung der Dehnungsamplitude auf $\varepsilon_{a,t,max}$ bzw. $\varepsilon_{a,t,min} = 0$ %) unterstellt. Das in [Lowa74] beschriebene abgewandelte Verfahren des IST ermittelt zügige und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven mit nur einer Probe [Sons79]. Die Erstbelastung auf eine maximale, zuvor festgelegte Dehnungsamplitude entspricht der zügigen Spannungs-Dehnungs-Kurve und ist der Ausgangspunkt von 20 aufeinanderfolgenden Schwingspielen mit Abnahme der Dehnungsamplitude (Block "ab" bzw. Einwickeln), auf den nach Erreichen der minimalen Dehnungsamplitude ein Block "auf" (Auswickeln) mit zunehmender Dehnungsamplitude folgt. Wie im Versuch unter variablen Beanspruchungsamplituden ist die Folge von Block "ab" und "auf" als Teilfolgendurchlauf definiert und beinhaltet eine Maximalamplitude. Im Versuch werden diese wiederholt aufgebracht bis Versagen eintritt. Die Darstellung der Spannung über der Dehnung zeigt ein Aus- und Einwickeln der Hysteresen sowie eine Erhöhung und Verringerung der jeweiligen Amplitude, Bild 3.20b. Analog zum Versuch unter konstanter Dehnungsamplitude wird bei halber Anrissschwingspielzahl der stabilisierte Zustand definiert. Die Umkehrpunkte der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der Teilfolge im stabilisierten Zustand ergeben die zugehörige zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve in nur einem Versuch.

Um eine Reduktion der Versuchszeit zu erzielen, wird in [Sons79] vorgeschlagen, die als stabilisiert angenommene Spannungs-Dehnungs-Kurve bereits nach dem ersten Teilfolgendurchlauf (je einen Block "ab" und "auf") auszuwerten.



Bild 3.20: a) Dehnungs-Zeit-Verlauf und b) Spannungs-Dehnungs-Hysteresen aus dem Incremental Step Test (IST), nach [RaVo07]

Aus der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve des IST kann auf das Werkstoffverhalten geschlossen werden. Im Abgleich mit den Ergebnissen des dehnungsgeregelten Wöhlerversuchs kann zwischen einem welligen und planaren Werkstoffverhalten unterschieden werden, deren Einfluss auf die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve in [Wage07] für Stahlfeinbleche und Aluminium-Knetlegierungen berücksichtigt wurde. Eine direkte Aussage zur Dehnungswöhlerlinie kann anhand eines Incremental Step Tests nicht erfolgen. Jedoch existieren Näherungslösungen [VoSe88, Wage07], die anhand der Versuchsergebnisse von einem bzw. zwei Incremental Step Tests eine Dehnungswöhlerlinie abschätzen.

3.3.2 Dehnungswöhlerlinie

Unter niedrigen Beanspruchungen kann die Beanspruchbarkeit sowohl durch kraft- als auch durch dehnungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche an Werkstoffproben beschrieben werden, wenn der örtliche Beanspruchungsverlauf linear-elastisch ist. Bei hohen Beanspruchungen ($N \le 5 \cdot 10^5$) ist das gerade für duktile Metalllegierungen nicht mehr gegeben [RaVo07]. Aufgrund der lokal elastisch-plastischen Beanspruchung ist das Versagen des Werkstoffs im Kurzzeitfestigkeitsbereich maßgeblich durch plastische Dehnungen bestimmt und wird anhand der Dehnungswöhlerlinie beschrieben. Die Dehnungswöhlerlinie wird traditionell aus dehnungsgeregelten Schwingfestigkeitsversuchen an polierten Werkstoffproben und bei einem Dehnungsverhältnis von $R_{\varepsilon} = -1$ (mitteldehnungsfrei: $\varepsilon_{\rm m} = 0$) für das Versagenskriterium "Anriss", d.h. der Schwingspielzahl bei 10% igem Spannungsabfall gegenüber dem zyklisch stabilisierten Zustand, ermittelt. Der Einfluss von Mitteldehnungen lässt sich anhand anderer Dehnungsverhältnisse unter Berücksichtigung des transienten Werkstoffverhaltens, im Besonderen des Memory-Masing-Modells bei der Ausbildung der Hysteresen, beschreiben, sodass es für eine Lebensdauerabschätzung ausreichend ist, den Einfluss von Mittelspannungen bzw. Mitteldehnungen mit Hilfe von Schädigungsparametern zu berücksichtigen.

Zum Vergleich von Fertigungseinflüssen kann das zyklische Werkstoffverhalten auch an Werkstoffproben im Fertigungszustand, z.B. unterschiedlicher Oberflächenzustände, untersucht werden.

3.3.2.1 Dehnungswöhlerlinie nach Basquin, Coffin, Manson und Morrow

Die Totaldehnungsamplitude $\varepsilon_{a,t}$ setzt sich als Summe aus einem elastischen Anteil $\varepsilon_{a,el}$ und einem plastischen Anteil $\varepsilon_{a,pl}$ zusammen. Beide Dehnungsanteile werden getrennt, entsprechend Gl. 3.18 nach Basquin, Coffin, Manson und Morrow [Basq10, Coff54, Mans65, Morr65], in Abhängigkeit von der Anrissschwingspielzahl N_A durch ein Potenzgesetz beschrieben, welches in der doppeltlogarithmischen Darstellung jeweils eine Gerade ergibt. Für die Dehnungswöhlerlinie ergibt sich somit eine Kurve.

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N_A)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N_A)^c$$
(3.18)

In Gl. 3.18 ist σ'_{f} der zyklische Schwingfestigkeitskoeffizient, *E* der Elastizitätsmodul, *b* der zyklische Schwingfestigkeitsexponent, ε'_{f} der zyklische Duktilitätskoeffizient und *c* der zyklische Duktilitätsexponent. Den Elastizitätsmodul ausgenommen, werden die vier übrigen Parameter durch eine Regressionsanalyse bestimmt.

Über die Formulierung der Dehnungswöhlerlinie für vollständig reversible Dehnungen hinaus wurde GI. 3.18 von Morrow [Morr68] allgemeingültig um eine Mittelspannung σ_0 ergänzt und nach [Mans79] um eine empirische Konstante k_0 erweitert. GI. 3.19 beschreibt den Zusammenhang zwischen Dehnungsamplitude und Anrissschwingspielzahl unter Berücksichtigung der Mittelspannung. Unter dieser Mittelspannung können neben lastbedingten Spannungen auch Eigenspannungen aufgefasst werden.

$$\varepsilon_{a,t} = \frac{\Delta \varepsilon_t}{2} = \frac{\sigma_f' - k_0 \sigma_0}{E} \cdot (2N_A)^b + \varepsilon_f' \cdot (2N_A)^c$$
(3.19)

3.3.2.2 Tri-lineare Dehnungswöhlerlinie

Die Dehnungswöhlerlinie in der Form nach Basquin-Coffin-Manson-Morrow, Gl. 3.18, ist nicht generell für alle Werkstoffe in der Lage das zyklische Werkstoffverhalten von der Kurzzeitfestigkeit über die Zeitfestigkeit bis in die Langzeitfestigkeit abzubilden. Aus diesem Grund wurde in [Wage07] für Aluminium-Knetlegierungen der Reihen 5xxx und 6xxx eine Unterteilung der Dehnungswöhlerlinie in drei Bereiche anhand des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens vorgenommen, für jeden Bereich eine Dehnungswöhlerlinie ermittelt und Übergangsbedingungen formuliert. Aus dem Gleichungssystem nach Gl. 3.20 mit acht zu bestimmenden Parametern ergibt sich die *tri-lineare Dehnungswöhlerlinie* zur Beschreibung des zyklischen Werkstoffverhaltens.

$$\varepsilon_{a,t} = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_{f_i}}{E} \cdot (2N_A)^{b_i} + \varepsilon'_f \cdot (2N_A)^c \quad \text{mit } i = 1, 2, 3$$
(3.20)

Die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie mit der Unterteilung in drei Bereiche ist in Bild 3.21 dargestellt. In Bereich 1 wird über die gesamte Lebensdauer eine elastisch-plastische Beanspruchung angenommen, sodass die Gesetze nach Ramberg-Osgood und Coffin-Manson $\varepsilon'_{\rm f} \cdot (2N_{\rm A})^c$ Anwendung finden können. Aus den Werkstoffkennwerten der Dehnungswöhlerlinie des ersten Bereichs σ'_{f_1} , b_1 , ε'_f und c lässt sich die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve anhand der Kompatibilitätsbedingungen ableiten. Bereich 2 ist durch eine elastischplastische Erstbelastung gekennzeichnet. Unter Voraussetzung eines verfestigenden Werkstoffs führt die Neubildung von Versetzungen zu einem zunehmend elastischen Dehnungsanteil. Die elastische Dehnungswöhlerlinie wird durch σ'_{f_2} und b_2 beschrieben, wobei die Neigung b₂ kleiner (steiler) als die des ersten Bereichs ist. In Bereich 3 wird über die gesamte Lebensdauer eine makroskopisch elastische Beanspruchung zugrunde gelegt. Mangels Versuchsergebnissen und unterschiedlich herrschender Meinungen der für diesen Bereich anzunehmenden Neigung werden in [Wage07], in Anlehnung an die Modifikationen der linearen Schadensakkumulation, die drei in Bild 3.21 dargestellten Verläufe mit $b_3 = b_1$, $b_3 = 1/(2/b_2 + 1)$ und $b_3 = b_2$ vorgeschlagen. Die Fragestellung nach der Neigung in Bereich 3 führten in der Folge auf Untersuchungen des zyklischen Werkstoffverhaltens von Aluminiumlegierungen mit dem Fokus auf den VHCF-Bereich sowie der Ableitung einer kontinuierlichen Bemessungswöhlerlinie von der Kurzzeitfestigkeit bis in die Langzeitfestigkeit [Wag+12, Fisc17, WaMe17b, WaMe17b], die für Aluminiumwerkstoffe ohne weitere Vorkenntnis $b_3 = b_1$ empfehlen.



Bild 3.21: Tri-lineare Dehnungswöhlerlinie mit der Unterteilung in drei Bereiche, nach [Wage07]

Anwendung findet die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie neuerdings auch bei der Untersuchung von Schweißverbindungen aus Feinkornbaustählen und deren Blechgrundwerkstoffen [Mel+15], wodurch eine bessere Abbildung des zyklischen Werkstoffverhaltens über die gesamte Wöhlerlinie von der Kurzzeit- bis in die Langzeitfestigkeit unter Berücksichtigung der Kompatibilität erzielt werden konnte.

3.3.3 Kompatibilität zwischen zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurve und Dehnungswöhlerlinie

Die Formulierung der Dehnungsamplitude aus elastischem und plastischem Dehnungsanteil führt auf die Abhängigkeit von der Spannungsamplitude in der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach GI. 3.17 und von der Schwingspielzahl in der Dehnungswöhlerlinie nach GI. 3.18. Wird Gleichheit beider Dehnungsanteile in den Gleichungen vorausgesetzt, führt dies auf die Kompatibilitätsbedingungen entsprechend GI. 3.21 und GI. 3.22.

$$n' = \frac{b}{c} \quad \text{bzw.} \quad n' = \frac{b_1}{c} \tag{3.21}$$

$$K' = \frac{\sigma_{\rm f}'}{\left(\varepsilon_{\rm f}'\right)^{n'}} \quad \text{bzw.} \quad K' = \frac{\sigma_{\rm f1}'}{\left(\varepsilon_{\rm f}'\right)^{n'}} \tag{3.22}$$

3.3.4 Verfahren zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte

Seit den 1960er Jahren wurden Verfahren entwickelt, das zyklische Werkstoffverhalten und die in Gl. 3.17 und Gl. 3.18 enthaltenen Kennwerte aus statischen Kenngrößen abzuleiten. Wesentliche Methoden dazu, größtenteils in [Hat+07] zusammengetragen, sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Lediglich das Verfahren *Method of Variable Slopes* (MVS) [Hats04] sowie dessen Erweiterung auf höchstfeste Feinbleche MVSm [Wage05] beinhalten die zu ermittelnde zyklische Dehngrenze $R'_{p0,2}$ als zyklische Werkstoffkenngröße in der Abschätzung.

Aus der Vielzahl der Methoden, die für spezifische Werkstoffgruppen entwickelt wurden, wird das *Uniform Material Law* (UML) [BoSe87, BäSe90] herausgegriffen, da es bis in den Bereich ultrahochfester Stähle Gültigkeit hat. Aus dem konventionellen UML wurden die Erweiterung des *Uniform Material Law* (UML+) [Hat+07], insbesondere die Berücksichtigung des Umformeinflusses bei kaltumgeformten Feinblechen und un-/niederlegierten Stählen, und das Extended UML [Kork08] wiederum für den Anwendungsbereich ultrahochfester Stähle abgeleitet. In [Son+04b] werden weitere Datensätze zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte für Stahlfeinbleche im Automobilbau bereitgestellt. Diese vier Verfahren sind in Bild 3.22 für einen Werkstoff mit R_m = 980 MPa und $R_{p0,2}$ = 960 MPa, wie sie für einen S960 Feinkornbaustahl entsprechend angenommen werden können, anhand der Dehnnungswöhlerlinie und zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve gegenübergestellt. Die Analyse einer großen Datenbasis experimenteller Ergebnisse führte auf eine neue Abschätzungsmethode, die sogenannte FKM-Methode [Wäch16, WäEs17].

Methode	Jahr	Autor(en)
Four-Point-Correlation Method	1965	Manson
Method of Universal Slopes	1965	Manson, Hirschberg
lida's Formula	1977	lida, Fujii
Mitchell's Method	1979	Mitchell, Socie
Modified Universal Slopes Equation	1987	Muradlidharan, Manson
Uniform Material Law (UML)	1987	Bäumel, Boller, Seeger
Modified Four-Point-Correlation Method	1993	Ong
Modified Mitchell's Method	1996	Song, Park
Material Law of Steel Sheet (MLSS)	2000	Masendorf
Hardness Method	2000	Roessle, Fatemi
Method of Variable Slopes (MVS)	2004	Hatscher
Median method	2004	Meggiolaro
Method of Variable Slopes modified (MVSm)	2004	Wagener, Schatz
Method of Variable Slopes 2006	2006	Hatscher, Seeger, Zenner
Uniform Material Law, erweitert (UML+)	2006	Hatscher, Seeger, Zenner
Extended Uniform Material Law	2008	Korkmaz, Bergmann
FKM-Methode	2016	Wächter, Esderts
Modified Park-Song's method	2018	Li, Zhang, Li

Tabelle 3.1: Übersicht einiger Verfahren zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte (Weiterführung von [Hat+07], nach [WäEs18])

Inwiefern die beschriebenen zyklischen Werkstoffkennwerte auf die dieser Arbeit zugrunde liegenden höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustähle anwendbar sind, ist zu untersuchen.



Bild 3.22: Unterschiede der a) Dehnungswöhlerlinien und b) zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven aus abgeschätzten Werkstoffkennwerten nach 3 Varianten des Uniform Material Law (UML) sowie für Kennwerte höherfester Stähle aus [Son+04b]

3.3.5 Transientes Werkstoffverhalten

Transiente Effekte des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens unter zyklischer Belastung, wie eine zyklische Verfestigung oder Entfestigung, eine Mittelspannungsrelaxation oder zyklisches Kriechen (engl. Ratcheting), haben einen Einfluss auf die Lebensdauer. Durch die Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes erfolgt eine Schwingfestigkeitsbewertung unter Berücksichtigung der zyklischen Entfestigung und Mittelspannungsrelaxation anhand zweier Schädigungs- und einem Energieparameter [Toma16]. Die zyklische Entfestigung der Spannungsamplitude σ_a und die Relaxation der Mittelspannung σ_m werden auf Basis experimenteller Daten der zyklischen Spannungsverläufe simuliert. Ausgehend vom Grundgedanken, dass beide Kenngrößen getrennt voneinander (lineare Abhängigkeit) durch funktionale Zusammenhänge mit der Spannungsamplitude und der Schwingspielzahl beschrieben werden können, wird eine Abhängigkeit der Höhe der zyklischen Entfestigung von der Dehnungsamplitude und der Schwingspielzahl für den stabilisierten Zustand beobachtet. Dieser Zusammenhang wird durch Exponentialfunktionen beschrieben.



Bild 3.23: Abschätzung und experimentelle Ergebnisse für den Zusammenhang des Betrages der Entfestigung mit der Dehnungsamplitude bei Optimierung der Parameter k_0 und ε_0 [Toma16]

Für die Höhe der Entfestigung $\Delta \sigma_a$, definiert als Differenz zwischen der maximalen Entfestigung $\Delta \sigma_{\infty,max}$, die bei der maximalen Dehnungsamplitude auftritt, und der Spannungsamplitude des stabilisierten Zustands, wird der funktionale Zusammenhang am Beispiel von Flachproben aus dünnem Stahlblech des Werkstoffs HC340LA in Bild 3.23 gezeigt. Der Verlauf beschreibt die Differenz zwischen den Spannungs-Dehnungs-Kurven aus der Erstbelastung und dem zyklisch stabilisierten Zustand für den jeweils entsprechenden Wert der Dehnungsamplitude. Eine Exponentialfunktion mit den zu optimierenden Variablen k_0 und ε_0 wird zur Abschätzung der Entfestigungshöhe formuliert. Darüber hinaus wird die Abhängigkeit von der logarithmierten Schwingspielzahl $\log(N)$ durch einen weiteren exponentiellen Zusammenhang mit den Variablen b_0 und b_1 ausgedrückt, sodass die zyklische Entfestigung der Spannungsamplitude durch Gl. 3.23 abgeschätzt werden kann.

$$\sigma_{a} = f(\varepsilon_{a}, N) = \sigma_{a, \text{cvc}}(\varepsilon_{a}) + \Delta \sigma_{\infty, \text{max}} \cdot \left(1 - e^{k_{0}(\varepsilon_{a} - \varepsilon_{0})}\right) \cdot e^{b_{0} \cdot \log(N)^{b_{1}}}$$
(3.23)

Entsprechend der beiden Exponentialterme aus GI. 3.23 werden zwei unabhängige Regressionen durchgeführt, um eine Abschätzung der Spannungsamplitude und somit der Wechselverformungskurven, beispielhaft in Bild 3.24 für den Stahlblechwerkstoff HC340LA im Anlieferungszustand dargestellt, zu erhalten. Die Abweichung zwischen abgeschätzten und experimentell ermittelten Spannungsamplituden begründet sich maßgeblich dadurch, dass die Abschätzung auf einer Regression beruht, während die der dargestellten, experimentellen Verläufe aufgrund der Streuung für jeden Einzelversuch variieren können. Für hohe Dehnungsamplituden werden die Versuchsergebnisse gut abgeschätzt. Vergleichbare Ergebnisse wurden für spaltprofilierte Flachproben erzielt [Toma16].



Bild 3.24: Beispiel für die Abschätzung der Wechselverformungskurven (Spannungsamplituden) gegenüber den experimentellen Ergebnissen für den Stahlblechwerkstoff HC340LA im Lieferzustand [Toma16]

Ein Datensatz von vier zu optimierenden Größen ergibt sich aus den beiden Regressionen. Einen Eindruck über die Größenordnung dieser Optimierungsgrößen enthält Tabelle 3.2. Darin sind die Werte der abgeschätzten Optimierungsgrößen für Flachproben des Stahlblechwerkstoffes HC340LA und für spaltprofilierte Flachproben angegeben.

Optimierungsgröße	k_0	$\boldsymbol{\varepsilon}_{0}$	b ₀	b ₁
Stahlblech aus HC340LA	-1084	0,0015	-0,5883	1,2125
Spaltprofil aus HC340LA	-171,7	0,0016	-0,3367	2,2650

Tabelle 3.2: Optimierungsgrößen für die Abschätzung der zyklischen Entfestigung von Flachproben aus Stahlblechwerkstoff und spaltprofiliertem Werkstoff HC340LA [Toma16]

In gleicher Weise wird die Mittelspannungsrelaxation durch weitere vier Optimierungsgrößen in einer analytischen Funktion genähert. Die Gleichung basiert auf der sich infolge der Erstbelastung einstellenden Mittelspannung. Es werden wiederum zwei Exponentialfunktionen verwendet, um den Verlauf der Mittelspannungen zu beschreiben. Für weiterführende Informationen zur Mittelspannungsrelaxation wird auf einschlägige Literatur, z.B. [Coff54, Toma16], verwiesen.

3.4 Schädigungsmechanik und nichtlineare Schadensakkumulation

Um den Einfluss zeitlich veränderlicher Betriebsbelastungen zu berücksichtigen, wurde bis heute eine Vielzahl von Methoden zur Lebensdauerabschätzung und Verfahren der Schadensakkumulation entwickelt. Als Grundlage dient die Beanspruchung aus dem Beanspruchungskollektiv oder aus der Abfolge der Beanspruchungshysteresen. Dieser wird häufig eine Schädigung je Beanspruchungshorizont oder Schwingspiel zugeordnet. Ein Überblick über Schädigungsmodelle der Betriebsfestigkeit und Methoden der Lebensdauerabschätzung bis 1998 wird in [FaYa98] gegeben. Es existieren weitere Ansätze und Theorien der Schadensakkumulation für unterschiedliche Anwendungsfälle, die in [FaYa98, Hän+03] beschrieben sind.

In einer der frühen Arbeiten zur Bestimmung der Lebensdauer unter variablen Lastamplituden in Abhängigkeit von der Maximalspannung und "Dauerfestigkeit" des Werkstoffs wird in [Lang37] die Unterteilung in Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsphase beschrieben, in welcher jeweils die Schwingspielzahl in funktionalem Zusammenhang mit einer Größe $0 \ge A \ge$ 1 steht. Wird die Schädigung als stetiger Vorgang betrachtet und diesem funktionalen Zusammenhang (Schädigungsfunktionen, häufig in differentieller Form) eine Schädigungsrate dD/dN zugeordnet, so folgt aus der schwingspielbezogenen Integration der Schädigungsverlauf [RaVo07]. Die Schädigung im Sinne der *nichtlinearen Schadensakkumulation* kann in Abhängigkeit von der bezogenen Schwingspielzahl nach [RiNe48, MaSt54, Subr76] mit Hilfe der von der Beanspruchungsamplitude abhängigen Werkstoffkonstanten *p* als Potenzgesetzt entsprechend GI. 3.24 formuliert werden. Verläufe der Schädigung für ausgewählte Exponenten ist für die Variation von α aus GI. 3.25 in Bild 3.25a dargestellt.

$$D = \left(\frac{N}{N_{\rm B}}\right)^p \tag{3.24}$$

$$D = \left(\frac{N}{N_{\rm B}}\right)^{1/(1-\alpha)} \tag{3.25}$$

Inspiriert durch [Grov60], der aus der bereits in [Lang37] beschriebenen Differenzierung zwischen Rissinitiierung und -fortschritt die Forderung nach einer zwischen diesen Phasen separierenden Schadensakkumulation mit Hilfe von Schwingspielzahlverhältnissen formuliert, untersuchten [Man+65, Mans66, Man+67] Reihenfolgeeffekte und quantifizieren die Schädigung anhand der *doppeltlinearen Schadenshypothese* (engl. *Double Linear Damage Rule*, DLDR). In der Folge wurden drei nichtlineare Schädigungsansätze entwickelt: *Damage Curve Approach* (DCA) [MaHa81], *Refined Double Linear Damage Rule* und den *Double-Damage Curve Approach* (DDCA), Bild 3.25b.



Bild 3.25: Schädigung nichtlinearer Schadensakkumulation a) nach Gl. 3.24 bzw. 3.25 und b) des Damage Curve Approach, Refined Double Linear Damage Rule und des Double-Damage Curve Approach (DDCA) [Toma16], nach [MaHa86]

Die in Bezug auf die Ermüdungsbeanspruchung mit [Chab74, Chab81, Chab88a, Chab88b] und [Lema92] verknüpfte Schädigungsmechanik (Kontinuumstheorie der Schädigung, Continuum Damage Mechanics, CDM), terminologisch 1972 eingeführt in [Hult79], hat ihre Ursprünge in der makroskopischen Beschreibung der Kriechschädigung nach [Kach58, Kach86] und [Rabo69]. Entsprechend [Kach58, Kach86] wird in einem Konzept effektiver Spannungen bereits eine (skalare) makroskopische Schädigungsvariable verwendet, wie in [Chab81] näher beschrieben wird. In [Chab81] wird die Unterscheidung in Rissinitierung und -fortschritt insofern aufgegriffen, dass er die Schädigungsmechanik ausgehend von Versetzungen bis zur Makrorisseinleitung (charakteristische Länge ≈ 1 mm) als finales Kriterium von der Bruchmechanik abgrenzt, Bild 3.26. Dabei weist der sich aus mikroskopischen Heterogenitäten ausbildende Makroriss eine makroskopisch homogene Ausprägung in Größe, Geometrie und Richtung auf, wodurch eine nachfolgende Betrachtung infolge der Bruchmechanik möglich ist [Chab81]. Dadurch ist es möglich, die Schädigung, z.B. einer uniaxial belasteten Probe bis zum Probenbruch, durch eine makroskopische, interne Zustandsvariable zu beschreiben. Diese ingenieursmäßige Definition der Rissstadien und die damit zusammenhängende Betrachtung der Schädigung wird durch die Vorstellung eines

Festigkeitsverlusts unterstützt, ausgedrückt in Form von bspw. Dehnungen oder Restlebensdauern, worauf sich das Konzept nichtlinearer kontinuierlicher Schädigung (*Non-Linear-Continuous-Damage*, NLCD) bezieht [Chab74, ChLe88].



Bild 3.26: Abgrenzung von Schädigungs- und Bruchmechanik sowie Beschreibung der Makrorisseinleitung mit zugehörigen charakteristischen Längen, nach [Chab81]

Die Schädigungsfunktionen der drei Ansätze aus [RiNe48, MaSt54, Subr76, MaHa81, MaHa86, Chab74, Chab81, Chab88a, Chab88b, ChLe88] sind in Tabelle 3.3 aufgeführt. Ergänzt werden die Formulierungen u.a. durch die Schädigungsfunktionen von [Fong82, Pee+00, Paa+93, Paa+00].

Die Ausführungen hier sind auf die Ermüdungsschädigung beschränkt. Der auf die verallgemeinerte Schadensakkumulationshypothese ($D_{\text{Ermüdung}} + D_{\text{Kriech}}$) = 1 [RaVo07] führende Schädigungsbeitrag aus der Kriechschädigung bleibt in Übereinstimmung mit der Anwendung unberücksichtigt. Obwohl diese Ansätze physikalisch begründet sind, sei zudem darauf hingewiesen, dass die Anwendung ohne experimentelle Erfahrungen, analog der Palmgren-Miner-Hypothese, zu nicht zutreffenden Lebensdaueraussagen führen kann.

Zusätzlich zu linearen Theorien der Schadensakkumulation wird in [FaYa98] u.a. zwischen hybriden Theorien, Theorien, die das Rissfortschrittskonzept berücksichtigen, energiebasierte Theorien und kontinuumsmechanischen Ansätzen unterschieden. Unter den energiebasierten Ansätzen wurde in [KuEl84] die plastische Formänderungsenergie als Grundlage der Schädigungsvariablen verwendet. Aufgrund der Unzulänglichkeit Mittelspannungen zu berücksichtigen und die Schädigung bei vernachlässigbarer plastischer Verformung zu beschreiben, wird in [LeEl84, GoEl87, GoEl88, GoEl89] der Zusammenhang der gesamten Formänderungsenergie mit der Lebensdauer hergestellt und daraus ein energiebasierter

Schädigungsparameter nach Golos und Ellyin, auch als Energieparameter nach Ellyin bezeichnet, abgeleitet. In [Toma16] hat sich dieser als sehr konservativ für eine Lebendaueraschätzung mit dem transienten Werkstoffverhalten herausgestellt, kann jedoch Schädigung verschiedener Beanspruchungskollektive berücksichtigen.

Schädigungsfunktion ¹	Anmerkung	Quelle
$D = \left(\begin{array}{c} N \end{array} \right)^p$	Werkstoffkonstante p	[RiNe48], [MaSt54],
$D = \left(\frac{1}{N_B}\right)$	(abhängig von Beanspruchungs-	[Subr76]
	amplitude)	
$(N)^{fN_{\rm B}^g}$	Ausgehend von einem kombinierten	[MaHa81, MaHa86]
$D = \left(\frac{1}{N_B}\right)$	Risseinleitungs- und Rissfort-	
D	schrittsansatz	
$\sum_{n=1}^{\infty} (N)^{1/(1-\alpha)}$	Werkstoffkonstante α (abhängig vom	[Chab74, Chab81,
$D = \left(\frac{1}{N_B}\right)$	Verhältnis der Oberspannung zu Zug-	Chab88a, Chab88b,
	festigkeit und Neigung der Wöhlerlinie	ChLe88] und
	mit $R = 0$)	[LeCh85, Lema86,
		Lema92, LePI79]
$D = \frac{\exp\left(h\frac{N}{N_{\rm B}}\right) - 1}{\exp(h) - 1}$	Annahme einer Proportionalität zwi-	[Fong82]
	schen Schädigungsrate dD/dN und	
	Schädigung D, Werkstoffkonstante h	
	(abhängig von Beanspruchungs-	
	amplitude)	
$D = -\frac{1}{2} \ln \left\{ 1 - [1 - \exp(-\alpha)] \frac{N}{2} \right\}$		[Pee+00]
$\nu = \alpha^{\mathrm{m}} \left(1 - [1 - \exp(-\alpha)] \frac{1}{N_{\mathrm{B}}} \right)$		[Paa+93, Paa+00]

¹Versagenskriterium der Hypothesen für $D = D_{th} = 1,0$

Tabelle 3.3: Chronologische Zusammenstellung nichtlinearer Schädigungsansätze, Zusammenfassung aus [RaVo07]

Modifizierte Bezugswöhlerlinien aufgrund zyklischer Vorbelastung stellen eine weitere Möglichkeit der Berücksichtigung der Schädigung dar. Hervorzuheben ist das in [Scho88, Scho89] vorgeschlagene *Folge-Wöhler-Kurven-Konzept*, welches die Ermittlung von Teilschädigungen infolge Drehung der Ausgangswöhlerlinie und Absenkung der sogenannte "Dauerfestigkeit" entsprechend der jeweils erreichten linear akkumulierten Gesamtschädigung [RaVo07] ähnlich der zugrundeliegenden Wöhlerlinie der konsequenten Modifikation der Palmgren-Miner-Regel [Gnil80] vornimmt. Dieses Konzept wurde anschließend auch auf die Berechnung in der Kurzzeitfestigkeit angewandt [Scho91].

3.5 Bewertungskonzepte für Schweißverbindungen

Bemessungskonzepte der Betriebsfestigkeit, die zu großen Teilen auch für Schweißverbindungen angewandt werden, sind wie in Bild 3.27 dargestellt: das Nennspannungskonzept, das Strukturspannungskonzept, das örtliche Konzept, das Bruchmechanikkonzept und deren Varianten [Rad+06]. Für die Bemessung von Schweißverbindungen kommen neben dem Nenn- und Strukturspannungskonzept vermehrt lokale Konzepte [Seeg96, Rad+06, Son+06, Sons08, Sons09b] zum Einsatz. Zuletzt genanntes Bruchmechanikkonzept, welches im Rahmen von Grundlagenuntersuchungen von Schweißnähten eingesetzt wird, sei an dieser Stelle der Vollständigkeit halber aufgeführt. Die Bemessungskonzepte werden in den folgenden Abschnitten näher erläutert.

Werden an Proben ermittelte Kennwerte im Rahmen einer Schwingfestigkeitsbewertung auf Bauteile übertragen, so sind in Abhängigkeit des Bemessungskonzepts neben den Größeneinflüssen folgende Kriterien zu beachten:

- Übereinstimmung des Versagenskriteriums (z.B. definierter technischer Anriss, Bruch)
- Übereinstimmende, aus dem Beanspruchungszustand resultierende, Vergleichsspannung (z.B. Strukturspannung, lineare Extrapolation der Hot-Spot-Spannung)

Erst die hinreichend genaue Berücksichtigung dieser Voraussetzungen ermöglicht eine erfolgreiche Übertragung. Aufgrund der komplexen Interaktion von Einflussfaktoren, wie z.B. dem Werkstoffeinfluss, dem Geometrieeinfluss, dem Eigenspannungseinfluss [Son+09], sollte auf einen experimentellen Nachweis der Bauteilfestigkeit, sofern möglich, nicht verzichtet werden.



Bild 3.27: Bemessungskonzepte der Betriebsfestigkeit [Rad+06, Sons01a]

3.5.1 Nennspannungskonzept

Die Anwendbarkeit des Nennspannungskonzepts ist an zwei wesentliche Voraussetzungen geknüpft, nämlich der

- Definition einer Nennspannung und der
- Zuordnung eines Kerbdetails (Kerbfalls).

Sollte eine dieser beiden Voraussetzungen nicht erfüllt sein, ist die Anwendung des Nennspannungskonzepts nicht möglich. Bei Anwendbarkeit des Nennspannungskonzepts wird aus den Lastamplituden des Bauteilbetriebs oder des Schwingfestigkeitsversuchs mit der Definition eines Querschnitts eine Nennspannung ermittelt. Es kommt daher für eine Bemessung unter Annahme linear-elastischen Werkstoffverhaltens zum Einsatz. Für eine Vielzahl von Kerbdetails sind in Regelwerken des Eurocode 3 [DIN1993], der allgemeinen Konstruktionsnorm für Krane aus dem Jahr 2013 [DIN13001], den IIW-Empfehlungen [Hobb16] und der FKM-Richtlinie [Ren+12] für den Zeitfestigkeitsbereich ertragbare Nennspannungsschwingbreiten bei 2·10⁶ Schwingspielen und mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von P_{ij} = 97,7 % (FAT-Klassen) definiert.

Eine Zusammenstellung der FAT-Klassen (Kerbklassen) guerbelasteter Stumpfnähte für Nennspannungen nach den Regelwerken [DIN1993, DIN13001, Hobb16, Ren+12] wird in Tabelle A3.3.1 von Anhang 3.3 gegeben. Die FKM-Richtlinie verwendet die in den IIW-Empfehlung gegebenen FAT-Klassen-Zuordnung. DIN EN 13001-3-1 basiert auf den Kerbfalltabellen der anderen Regelwerke, nimmt jedoch eine Bewertung der ertragbaren Nennspannungsschwingbreite im Wesentlichen in Abhängigkeit der Bewertungsgruppe (BG) für Schweißverbindungen nach DIN EN ISO 5817 [DIN5817] vor. Kerbklassen bewerten somit explizit die jeweilige Schweißverbindung anhand der FAT-Klasse. Ein Bezug zu den in Abschnitt 3.1.3 definierten Kerbwirkungszahlen $K_{f,S}$ bzw. zum reduction factor γ und den spezifischen Schwingfestigkeiten der Grundwerkstoffe wird nicht unmittelbar hergestellt. Vielmehr findet durch die in [Hobb16] entsprechend Bild 3.28 für Stahlwerkstoffe vorgeschlagene FAT 160 (Neigung der Bemessungswöhlerlinie von k = 5) in der Bewertung eine Abgrenzung im Übergang in die Kurzzeitfestigkeit statt, indem die Schwingfestigkeit des Grundwerkstoffs verwendet wird. In [Lai+13] ist zudem dargestellt, dass für Baustähle mit Streckgrenzen $R_{n0.2} \ge 355$ MPa und mechanisch bearbeiteten oder plasma- bzw. lasergeschnittenen Kanten unter Zugschwellbelastung diese FAT 160 deutlich zu konservativ ist. Gegenüber den erhöhten, streckgrenzenabhängigen Anforderungen aus [DIN13001] zeigt sich jedoch, dass mechanisch bearbeitete Proben, teilweise auch thermisch geschnittene, nicht die geforderte Schwingfestigkeit erzielen. Dies gilt insbesondere für die Anforderung von $\Delta \sigma_{\rm C}$ = 315 MPa für mechanisch zugeschnittene höchst- und ultrahochfeste Feinkornbaustähle mit Kantenrauheiten $R_z \leq 20 \ \mu m$.



Bild 3.28: Bemessungswöhlerlinien mit zugehörigen FAT-Klassen für Stahlschweißverbindungen unter konstanter Beanspruchungsamplitude, nach [Hobb16]

In Bild 3.29 sind Schwingfestigkeitsergebnisse für Stumpfstöße unterschiedlicher Ausführungsart (V-, X-, Y-Naht) mit Ergebnissen im Kurzzeitfestigkeitsbereich (Versuchspunkte mit $N_{\rm V} \le 5 \cdot 10^4$) zusammengestellt und den gängigen FAT-Klassen FAT 71, FAT 80 und FAT 90 der Regelwerke für Bewertung von Stumpfstößen im Schweißzustand gegenübergestellt. Darin zeigt sich eine sichere Abschätzung im Zeitfestigkeitsbereich, während die Bewertung hin zur Kurzzeitfestigkeit gegenüber den FAT-Klassen mit P_{U} = 97,7 % zunehmend unsicher erscheint ($N_V \le 3 \cdot 10^4$ bei FAT 90). Die Regelwerke geben zudem keine Empfehlungen für $N_{\rm V} \leq 1.10^4$. Zusätzlich sind die für ein Spannungsverhältnis von R = 0 umgerechneten Zugfestigkeiten von $R_{\rm m}$ = 1000 MPa, $R_{\rm m}$ = 800 MPa und $R_{\rm m}$ = 600 MPa dargestellt. Das Potenzial höchst- und ultrahochfester Stähle (d.h. für Feinkornbaustähle: $R_{p0.2}$ > 690 MPa bzw. 770 MPa < $R_{\rm m} \le 1150$ MPa bei einer Nenndicke $t \le 50$ mm) ist deutlich zu erkennen, wenn in geschweißten Verbindungen annähernd die Festigkeit (guasistatische Festigkeit und Kurzzeitfestigkeit) des Grundwerkstoffs erreicht werden kann. Dazu ist sowohl die Minimierung der metallurgischen wie auch geometrischen Kerbe der Schweißverbindungen erforderlich. Die in Bild 3.29 dargestellten Ergebnisse enthalten Stumpfnähte aus dem höchstfesten Feinkornbaustahl S960 [OIRi79, Lei+12] und dem ultrahochfesten S1100 [BeSt14b, BeSt16]. Die Schwingfestigkeit des geschweißten S1100QL wurde zudem eingehend an MAG-Kreuzstößen mit HV- und K-Nähten [Sona00], an Hybrid-Kreuzstößen kombiniert mit S460M [ScVo05] sowie Quersteifen untersucht.



Bild 3.29: Nennspannungsbewertung von Schwingfestigkeitsergebnissen für Stumpfstöße unterschiedlicher Ausführungsart mit Ergebnissen im Kurzzeitfestigkeitsbereich

3.5.2 Strukturspannungskonzept und Strukturdehnungskonzept

Für die Anwendung des Nennspanungskonzepts ist es erforderlich, der betrachteten kritischen Bauteilstruktur eine Nennspannung und im Falle einer Schweißverbindung eine Kerbfallklasse zuzuordnen [Rad+06, Hobb16]. Sind diese Voraussetzungen nicht gegeben, wie es beispielsweise bei komplexer Geometrie der Fall sein kann, wird auf das Strukturspannungskonzept zurückgegriffen [Fri+04, SoKa05, Rad+06, Hobb16]. Weiterhin wird linearelastisches Werkstoffverhalten angenommen. In seiner Entstehung geht das Strukturspannungskonzept auf Dehnungsmessungen mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) zurück. Nach [Haib68] wurden diese in einem definierten Abstand zur Schweißnaht positioniert, Bild 3.30a. Bei der inzwischen meist verwendeten Variante wird die lokale Spannung am Schweißnahtübergang durch eine linear-elastische Extrapolation, ebenfalls ausgehend von Referenzstellen, bestimmt, Bild 3.30b. Die in Folge der Nahtübergangskerbe tatsächlich vorliegende Spannungsüberhöhung wird genauso wenig erfasst, wie Stützwirkungseffekte in diesem Bereich. Strukturspannungen können experimentell mittels DMS, rechnergestützt mit Hilfe der Finite-Element- (FE) und Boundary-Element-Methode oder analytisch anhand von Schnittgrößen bestimmt werden. Durch die ermittelten Strukturdehnungen und -spannungen liegt ein Beanspruchungskennwert vor, der eine Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen ermöglicht.



Bild 3.30: a) Schematische Darstellung der Definitionen und ein b) Typ "a" Beispiel für zwei Positionen bei der Dehnungsmessung mit zugehöriger Extrapolationsgleichung der Hot-Spot-Dehnung zur die Bestimmung der Strukturspannung durch Extrapolation aus ermittelten Dehnungen einer Schweißprobe [Hobb16]

Das Strukturspannungskonzept bietet im Vergleich zu dem Nennspannungskonzept den Vorteil, unabhängig von der real vorliegenden Verbindungsgeometrie zu sein, wodurch die Definition einer Nennspannung nicht erforderlich ist. In den gängigen Regelwerken [DIN1993, Hobb16, Ren+12] werden für Strukturspannungen von Stahlschweißnähten drei Kerbklassen mit Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ von 90 MPa, 100 MPa und 112 MPa angegeben, wovon zwei entsprechend Tabelle A3.3.2 in Anhang 3.3 für querbelastete Stumpfnähte anzuwenden sind. Für beide Nahtausführungen gilt im Schweißzustand FAT 100, nach Eurocode 3 [DIN1993] ist für blecheben geschliffene Stumpfstöße die FAT 112 anzu-

setzen. Die Anwendung der Bemessungswöhlerlinie ermöglicht eine Lebensdauerabschätzung der Schweißverbindung. In der Strukturspannungsbewertung erfüllen Stumpfnähte und Quersteifen aus S960QL, S960M und S1100QL im Schweißzustand die empfohlene FAT 100 [Hrab19]. Für Hybrid-Kreuzstöße als Kombination der höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustähle S960QL und S1100QL mit dem niederfesteren S460M zeigt sich hingegen eine geminderte Schwingfestigkeit gegenüber den Kreuzstößen aus normal- und höherfesten Stählen, sodass FAT 100 nicht erfüllt wird [ScV005].

3.5.3 Lokale Konzepte / Kerbgrundkonzepte

Einerseits ist der Einsatz von Kerbgrundkonzepten [RaSo98, Rad+06, SoKa05, Hobb16] auf den lokalen Charakter der Ermüdungsvorgänge zurückzuführen. Andererseits hat das Kerbgrundkonzept seine Berechtigung, weil die Kerbwirkung durch das Strukturspannungskonzept [Nie+16, Rad+06] vernachlässigt wird und somit "versteckte" kritische Stellen, wie z.B. Wurzelkerben, von Ausnahmen abgesehen, nicht erfasst werden können. Das Hot-Spot-Spannungskonzept eignet sich vorzugsweise bei querbeanspruchten Schweißnahtübergängen und -enden mit einer potenziellen Rissinitiierung am Nahtübergang oder -ende [Nie+16] entsprechend einiger in Bild 3.31a dargestellten Fälle. Daher sollte die Strukturspannungsbewertung durch Kerbspannungsuntersuchungen ergänzt werden [Rada90], insbesondere dann, wenn für das Strukturspannungskonzept ungeeignete Fälle vorliegen, Bild 3.31b.



Bild 3.31: Beispiele für Anrissorte in Schweißverbindungen nach [Nie+16] sowie Eignung der Bewertung nach dem Hot-Spot-Spannungskonzept [SoKa05]: a) Geeignete Fälle und b) ungeeignete Fälle für die Anwdnungs des Hot-Spot- bzw. Strukturspannungskonzepts

3.5.3.1 Kerbspannungskonzepte

Auf Basis linear-elastischen Werkstoffverhaltens wird im Kerbspannungskonzept eine Schwingfestigkeitsbewertung anhand von Spannungen im Kerbgrund vorgenommen. Dabei haben sich verschiedene Konzeptvarianten entwickelt. Die Grundlage des Konzeptes ist durch die Spannungsüberhöhung in der Kerbe gegeben.

Für scharfe Kerben wird der Kerbradius unendlich klein und führt in kontinuumsmechanischer Betrachtung, welche die Struktur des Werkstoffs (kristallin, molekular) unberücksichtigt lässt, auf Spannungssingularitäten. Die von Neuber begründete *Theorie der Mikrostützwirkung* [Neub68b] beschreibt, dass innerhalb bestimmter, kleiner Werkstoffbereiche infolge dieser Struktur stärkere gegenseitige Bindungen der Werkstoffteilchen und damit größere Verformungswiderstände vorliegen, die sich in erster Näherung durch verhältnismäßig einfache Zusatzrechnungen erfassen lassen. Als versagensrelevante Größe wird vorerst die über eine fiktive Strukturlänge ρ^* [Neub36, Neub58], in der Folge als Ersatz- oder Mikrostrukturlänge bezeichnet, gemittelte maximale Normalspannung σ_1 nach GI. 3.26 in Neubers *Spannungsmittelungsansatz* herangezogen. Dabei ist *y* die Koordinate senkrecht zur Kerboberfläche und y_0 die *y*-Koordinate im Kerbgrund. Hervorgehend aus Vergleichen mit Versuchen unter Wechselbelastung wurde später die Vergleichsspannung σ_v unter Berücksichtigung der stoffbezogenen Festigkeitshypothese für die Mittelwertbildung entsprechend GI. 3.27 herangezogen [Neub68a, Neub68b].

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{1}{\rho^*} \int_{y_0}^{y_0 + \rho^*} \sigma_1(y) \, \mathrm{d}y \tag{3.26}$$

$$\bar{\sigma}_{\rm v} = \frac{1}{\rho^*} \int_{y_0}^{y_0 + \rho^*} \sigma_{\rm v}(y) \, \mathrm{d}y \tag{3.27}$$

Aufgrund der zur Bestimmung der Spannung σ zusätzlich eingeführten Ersatzstrukturlänge ρ^* , die als Konstante aus den Eigenschaften des Werkstoffs und des Fertigungsverfahrens hervorgeht, wird der Kerbradius an der höchstbeanspruchten Stelle ρ zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung nach Gl. 3.28 in einen fiktiven Kerbradius ρ_f vergrößert. Mit *s* wird dabei der dimensionslose Mikrostützwirkungsfaktor bezeichnet, der sich unter Berücksichtigung tigung der Beanspruchungsart und Festigkeitshypothese ergibt.

$$\rho_{\rm f} = \rho + s \,\rho^* \tag{3.28}$$

Hervorgehend aus Neubers Mikrostützwirkung nach der Formulierung in Gl. 3.28 leitete Radaj [Rada90] im Rahmen einer konservativen Abschätzung (Risse in der Schweißnaht mit dem Kerbradius $\rho = 0$ mm) anhand der Ersatzstrukturlänge von $\rho^* = 0.4$ mm für gekerbte Flachstäbe gängige Mikrostützwirkungsfaktoren von s = 2.5 [Neub68b] sowie einen fiktiven Kerbradius von $\rho_f = 1.0$ mm ab. Dieser Radius wird aufgrund der starken Schwächung der Querschnittsfläche dünner Bleche lediglich auf dickere Bleche (t > 5 mm) angewendet. Unabhängig davon ergeben Beobachtungen an geschweißten Verbindungen aus dem Stahlbau reale Kerbradien, die im Bereich um den Mittelwert von $r_{real} = 1.0$ mm streuten [Oli+89, See+90].

Bei der Bewertung von Schweißverbindungen auf Basis von Kerbspannungen hat sich das Referenzradiuskonzept, in dem der reale Kerbradius durch einen fiktiven Radius ersetzt wird, etabliert. Dadurch wird die Detailgestalt der Schweißnaht makroskopisch in der Bewertung berücksichtigt. Im Bereich von Nahtübergängen oder Nahtwurzeln in Schweißverbindungen mit Blechdicken t > 5 mm werden die realen Kerben mit einem Referenzradius von r_{ref} = 1,0 mm modelliert. Im Bereich dünner Blechdicken ($t \le 5$ mm) hat sich für die Bewertung von Schweißverbindungen ein kleinerer Referenzradius von r_{ref} = 0,05 mm als geeignet erwiesen [ZhRi00, Eibl03, Sons09c]. Unter Verwendung der Finite-Element-Methode oder der Boundary-Element-Methode dient die in der Kerbe berechnete linear-elastische Kerbspannung als Beanspruchungskennwert. Auch hierbei muss beachtet werden, ob eine maximale Hauptspannung $\sigma_{1,max}$ (Hauptspannungshypothese, HSH) oder eine maximale Vergleichsspannung, $\sigma_{V,max}$ (Gestaltänderungsenergiehypothese, GEH), z.B. nach von Mises, berechnet wird. Danach richtet sich die Auswahl der zulässigen Spannung [Sons09c, DVS0905]. In Bild 3.32 ist beispielhaft die Anwendung des Referenzradiuskonzepts für der Fall der querbelasteten Stumpfnaht und des Kreuzstoßes mit Kehlnähten für $r_{\rm ref}$ = 1,0 mm dargestellt [Fric12].



Bild 3.32: Anwendung des Referenzradiuskonzepts durch Ausrunden von Nahtübergangsund Nahtwurzelkerben durch fiktive Kerbradien einer Schweißprobe [Fric12]

Im Gegensatz zum Nenn- und Strukturspannungskonzept sind für das Referenzradiuskonzept unter Verwendung effektiver Kerbspannungen keine kerbfallspezifischen Bauteilklassen erforderlich. Die Kerbformzahl und Stützwirkungseffekte sind implizit enthalten. In den IIW-Empfehlungen [Hobb16] bzw. in der FKM-Richtlinie [Ren+12] sind FAT-Klassen differenziert nach dem Referenzradius für Stahlwerkstoffe und Aluminiumlegierungen unter Normal- und Schubbeanspruchung hinterlegt. In Tabelle 3.4 sind FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen abhängig von Referenzradius des Kerbmodells $r_{\rm ref}$ für Stahlwerkstoffe aufgeführt. Aufgrund der Querbelastung und der Dicke der in dieser Arbeit untersuchten Bleche ist die FAT 225 unter Verwendung von $r_{\rm ref} = 1,0$ mm maßgeblich.

Der Wunsch aus der Anwendung, den Modellierungsaufwand gegenüber r_{ref} = 0,05 mm zu reduzieren, führte für geschweißte Bauteile folglich unter Berücksichtigung der radiusabhängigen Spannungskonzentration [Rad+06] auf den Referenzradius von r_{ref} = 0,3 mm [Son+09, BrVo09]. Für diesen Radius werden FAT-Klassen in Abhängigkeit von der verwendeten Spannungshypothese zwischen $r_{ref} = 0.05$ mm und $r_{ref} = 1.0$ mm entsprechend Tabelle 3.4 und Bild 3.33a vorgeschlagen [Son+09, Son+10]. Die dort durchgeführte Bewertung dünner (t < 5 mm) und flexibler Stahlschweißverbindungen führt auf die Empfehlung flacherer Neigungen von k = 5 (anstatt k = 3) für Normalspannungen und k = 7 (anstatt k = 5) für Schubspannungen gegenüber den Regelwerken bei gleichbleibender FAT-Klasse. In [Baum17] werden darüber hinaus (ertragbare) Kerbspannungen und folglich FAT-Klassen für Stahl und Radien von r_{ref} = 1,0 mm, r_{ref} = 0,3 mm und r_{ref} = 0,05 mm unter expliziter Berücksichtigung des Nahtanstiegswinkels ω , welcher eine Unterscheidung des Rissausgangs von einem Nahtübergang oder einer Nahtwurzel zulässt, abgeleitet, Bild 3.33b. Für r_{ref} = 1,0 mm wird, unabhängig von ω , weiterhin FAT 225 empfohlen. Die empirisch abgeleitete Beziehung für die Kerbspannung $\Delta \sigma_e = f(r, \omega, C = 225 \text{ MPa})$ wird durch ein Potenzgesetz aus $\Delta \sigma_{\rm e} = C \cdot r^{w(\omega)}$ mit C = 225 MPa und $w(0^{\circ} \le \omega \le 90^{\circ}) = -0.35$, $w(90^\circ \le \omega \le 150^\circ) = -0.27$ oder $w(150^\circ \le \omega \le 175^\circ) = -0.15$ beschrieben. Für gängige Winkel am Nahtübergang von Stumpfnähten im Bereich von $150^{\circ} \le \omega \le 175^{\circ}$ folgt somit weiterhin FAT 630 für r_{ref} = 0,05 mm (dünne Bleche mit $t \ge 0,5$ mm) und FAT 225 für $r_{\rm ref}$ = 1,0 mm (dicke Bleche mit $t \ge 5$ mm). Unsichere Ergebnisse wurden hingegen für Hybrid-Kreuzstöße aus S960QL/S460M und S1100QL/S460M mit r_{ref} = 1,0 mm gegenüber FAT 225 bzw. FAT 200 als auch für die Bewertung mit r_{ref} = 0,05 mm für FAT 630 (HSH) in [Bau+15] und FAT 560 (GEH) in [Bru+12] erzielt, insbesondere für $N_V \leq 1.10^6$, we shalb dort eine niedrigere FAT-Einstufung oder die Verwendung anderer Bewertungsansätze (z.B. unter Berücksichtigung der Stützwirkung) empfohlen wird. Ausgehend von einem idealisierten Nahtmodell zur Bewertung von Schweißnahtenden von Feinblechen (t < 5 mm) wird für die Anwendung des Referenzradiuskonzepts in [Kaff11, KaVo11] basierend auf Messungen von Nahtübergangsradien der dort untersuchten Verbindungen der Referenzradius von $r_{\rm ref}$ = 0,2 mm erfolgreich eingeführt. Eine Umrechnung auf größere Blechdicken und andere Radien ist möglich, als Versagensausgang bleiben die Nahtenden maßgeblich.

		FAT-Klasse bzw. $\Delta \sigma (N_V = 2 \cdot 10^6)$ [MPa]			
		$r_{\rm ref}$ = 1,00 mm $r_{\rm ref}$ = 0,30 mm		$r_{ m ref}$ = 0,05 mm	
		$t \ge 5 \text{ mm}$	2 mm < <i>t</i> < 10 mm	<i>t</i> < 5 mm	
Normal-	Hauptspannung	225	320	630	
spannung	von Mises	200	280	560	
Schub-span-	Hauptspannung	160	-	250	
nung	von Mises	280	-	450	

Tabelle 3.4: FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen abhängig von Referenzradius des Kerbmodells r_{ref} (für Stahlwerkstoffe) nach [Fric12, Son+09, BrVo09]



Bild 3.33: FAT-Klassen für Stahlschweißverbindungen unter Anwendung des Kerbspannungskonzeptes mit den Referenzradien $r_{ref} = 0,05$ mm, $r_{ref} = 0,3$ mm und $r_{ref} = 1,0$ mm in Abhängigkeit von a) der Festigkeitshypothese [Son+09] und b) des Nahtanstiegswinkels [Baum17, DVS0905]

Eine auf Kerbspannungen basierende Schwingfestigkeitsbewertung unter Berücksichtigung der Werkstofffestigkeit $R_{\rm m}$, des Spannungsverhältnisses R_{σ} , der Eigenspannungen $\sigma_{\rm E}$ (= $\sigma_{\rm res}$) und der geometrischen Ausprägung des Nahtübergangs anhand des Radius $r_{\rm true}$ erfolgt mit der 4R-Methode. In [Bjö+17] wird deren Anwendung erfolgreich für 5 mm dicke Stumpfstöße und Quersteifen aus Duplex-Stählen im Schweißzustand sowie unter Nachbehandlung mittels höherfrequenten Hämmerns gezeigt und eine charakteristische FAT-Klasse für $R_{\rm local,ref}$ = 0 von 327 MPa abgeleitet. Die resultierende Masterkurve dieser Methode stimmt gut mit der großen Anzahl an Ergebnissen aus vorangegangenen Untersuchungen der 3R-Methode aus [NyBj15, NyBj16] überein.

Zusätzlich zur Maximalspannung und der Spannungsüberhöhung in der Kerbe (Kerbformzahl K_t) beeinflusst die Abnahme der Hauptspannung von ihrem Höchstwert in das Bauteilbzw. Probeninnere die Schwingfestigkeit. Aus diesem Grund wurde von Siebel und Stieler [SiSt55] der in Gl. 3.29 definierte bezogene Spannungsgradient χ^* eingeführt. Das Spannungsgefälle wird in x-Richtung (Richtung des größten Spannungsgefälles), i.d.R. normal zum Kerbgrund, betrachtet und auf das Spannungsmaximum bezogen. Der bezogene Spannungsgradient wird als Spannungsgradientenansatz u.a. zur Berücksichtigung von Stützwirkungseffekten in der Oberflächenschicht und bei der Bewertung von Oberflächenverfestigungen verwendet.

$$\chi^* = \frac{1}{\sigma_{1,\max}} \left(\frac{\mathrm{d}\sigma_1}{\mathrm{d}x} \right)_{\max,x=0}$$
(3.29)

Indirekte Berücksichtigung finden das Spannungsmaximum und der Spannungsgradient im Rahmen der Bewertung durch das höchstbeanspruchte Werkstoffvolumen HBV. In der 1961 durch [Kugu61] eingeführten konzeptionellen Beschreibung umfasst dieses ein Volumen, in dem maximal auftretende Beanspruchungen auf einen definierten Wert von beispielsweise 95 % der maximalen Haupt- oder Vergleichsspannung abfallen. Begründet durch Erfahrungen, wird in [Sons93, Son+95] ein höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumen HBV₉₀ für einen Abfall der Haupt- bzw. Vergleichsspannung auf 90 % des Maximalwertes zur Bauteilbemessung mit Hilfe von örtlichen Beanspruchungen vorgeschlagen. Bei großen Werkstoffinhomogenitäten, wie z.B. Fasern in Faserverbundwerkstoffen oder Poren, die sowohl in Schweißnähten als auch in additiv gefertigten Metallen auftreten können, wird sogar ein größeres Volumen für z.B. einen Spannungsabfall auf 80 %, vorgeschlagen [SoMo08]. Die sich in diesen Untersuchungen zeigende Abhängigkeit des HBV von Geometrie (ungekerbt, gekerbt) als auch der Belastungsart (Axialbelastung, Biegung, Torsion) ermöglicht eine Zusammenführung dieser Geometrie- und Lastgrößen durch Näherung mit einem Potenzgesetz zwischen maximaler örtlicher Beanspruchung und HBV₉₀. Diesem Zusammenhang liegt die Vorstellung zugrunde, dass mit größer werdendem Werkstoffvolumen die Wahrscheinlichkeit zunimmt, dass eine versagensauslösende Schwachstelle aktiviert wird. Damit sei auf den Weakest-Link-Ansatz in der Formulierung nach [Weib39] und weiterführende Ausführungen zur Schwingfestigkeitsabschätzung unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses nach [BöHe82] verwiesen.

3.5.3.2 Kerbdehnungskonzept

Im Kerbdehnungskonzept wird gegenüber dem Kerbspannungskonzept zusätzlich zur real vorliegenden Schweißnahtgeometrie auch das lokale, elastisch-plastische Werkstoffverhalten am versagenskritischen Ort berücksichtigt [Law+81]. Die Anwendung des Konzeptes erfordert daher eine Spannungs-Dehnungs-Beziehung des untersuchten Werkstoffbereichs. Im klassischen Kerbdehnungskonzept werden dazu die in Abschnitt 3.3 beschriebene zyklische (stabilisierte) Spannungs-Dehnungs-Kurve sowie die Dehnungswöhlerlinie verwendet. Aus Näherungslösungen nach Neuber oder elastisch-plastischen Finite-Element-Berechnungen folgt bei vorgegebenem Last-Zeit-Verlauf der lokale Spannungs-Dehnungs-Verlauf. Auf Basis der ermittelten Dehnungswöhlerlinie wird eine Schadensakkumulation vorgenommen, wobei der Einfluss von auftretenden Mitteldehnungen und -spannungen über Schädigungsparameter, z.B. nach Smith-Watson-Topper [SWT70], berücksichtigt wird. Für ein bekanntes Beanspruchungskollektiv erfolgt mit der Schadensakkumulation eine Lebensdauerabschätzung der Schweißverbindung. In Bild 3.34 ist, in Anlehnung an die Beschreibung in [Kloo89], der Bewertungsablauf bei der Anwendung des hinsichtlich der Betriebsfestigkeit erweiterten Dehnungskonzepts zur Lebensdauerabschätzung bis zum Versagenskriterium "Anriss" dargestellt [RaVo07].


Bild 3.34: Übersicht des Bewertungsablaufs bei der Anwendung des Dehnungskonzepts zur Lebensdauerberechnung bis Anriss nach [RaVo07] bzw. in Anlehnung an [Kloo89]

Ein gängiger Schädigungsparameter ist der von Smith-Watson-Topper [SWT70] eingeführte P_{SWT} , der häufig in der Form nach Gl. 3.30 Verwendung findet. Dieser impliziert eine Mittelspannungsempfindlichkeit von M = 0,41. In [Berg83] wird dieser Schädigungsparameter um einen Vorfaktor der Mittelspannung ergänzt, sodass unter Zug und Druck unterschiedliche Mittelspannungsempfindlichkeiten berücksichtigt werden können. Im Gegensatz zur Verwendung der maximalen Spannung durch den P_{SWT} in der Beschreibung nach Gl. 3.30 wird durch die Erweiterung um den Faktor m des Schädigungsparameters P_{B} [Berg83], Gl. 3.31, eine differenzierte Bewertung der Mittelspannung möglich. Aufgrund der Beschränkung sowohl des P_{SWT} als auch des P_{B} auf die Berücksichtigung von Mittelspannungen wird in [Wern99] der Schädigungsparameter P_{ε} formuliert, Gl. 3.32, der Mitteldehnungen berücksichtigt. Im Rahmen einer betriebsfesten Auslegung von Aluminiumbauteilen sollten u.a. hohe Mitteldehnungen Berücksichtigung finden, deren Bewertung infolge des P_{ε} am Beispiel kaltumgeformter Fügestellen von Aluminiumgehäusen für Bremsregelsysteme erfolgreich eingesetzt wurde [BHWS01].

In [Best91] wurden dem weiterhin verbreiteten P_{SWT} der auf der elastisch-plastischen Bruchmechanik basierende risslängenunabhängige Z_d -Parameter nach [Heit81], Gl. 3.33, der aus dem P_{SWT} abgeleitete Schädigungsparameter P_{HL} [HaLe75], Gl. 3.34, sowie ein aus der univarianten linearen Regressionsanalyse abgeleiteter Schädigungsparameter P_{Reg} [Best91] für ungekerbte und gekerbte Flachproben des niederfesten Stahls S355 gegenübergestellt. An sieben Lastfällen wird eine verbesserte oder zumindest gleichwertige Betriebsdauerabschätzung mit dem Ziel einer genaueren Zuordnung von Werkstoffreaktion und Teilschädigung mit dem Regressionsparameter P_{Reg} gezeigt.

Zur Anrisslebensdauerabschätzung mit Hilfe der Kurzrissbruchmechanik und unter Verwendung des zyklischen J-Integrals wurde in [Vorm89] der risslängenunabhängige Schädigungsparameter $P_{\rm J}$ entsprechend GI. 3.35 eingeführt. Dieser erfasst im Rahmen der Schädigungsbewertung elastisch-plastischer Beanspruchungshysteresen zusätzlich das Rissöffnungs- und Rissschließverhalten. Dadurch wird diesem Schädigungsparameter, der formelmäßig mit dessen Weiterentwicklung $P_{\rm RAJ}$ übereinstimmt, eine genauere Lebensdauervorhersage, gegenüber z.B. $P_{\rm SWT}$, für belastete Strukturen unter variablen Amplituden zugesprochen [Fie+18]. Unterschiede zwischen $P_{\rm J}$ und $P_{\rm RAJ}$ bestehen u.a. in der Einführung des Mittelspannungsparameters $A_{\rm m}$ für den Fall positiver Mittelspannungen oder in den Sonderfällen zur Anpassung der Rissöffnungsdehnung infolge der Vorgeschichte. Reihenfolgeeffekte sollen zum einen durch Anpassung dieser Rissöffnungsdehnung durch Berücksichtigung der Belastungsvorgeschichte berücksichtigt werden, zum anderen soll ihnen durch Absinken der sogenannten "Dauerfestigkeit" Rechnung getragen werden. Im Gegensatz zu den vorherigen Schädigungsparametern sind $P_{\rm J}$ und $P_{\rm RAJ}$ in einem eigens in [Vorm89] vorgeschlagenen Ablauf zur Lebensdauerabschätzung verankert.

$$P_{\rm SWT} = \sqrt{\sigma_{\rm max} \, \varepsilon_{\rm a} \, E} = \sqrt{(\sigma_{\rm a} + \sigma_{\rm m}) \, \varepsilon_{\rm a} \, E} \tag{3.30}$$

$$P_{\rm B} = \sqrt{(\sigma_{\rm a} + m \,\sigma_{\rm m}) \,\varepsilon_{\rm a} \,E} \tag{3.31}$$

$$P_{\varepsilon} = \sqrt{\varepsilon_{\max} \sigma_{a} E} = \sqrt{(\varepsilon_{a} + \varepsilon_{m})\sigma_{a} E} \quad \text{bzw.} \quad P_{\varepsilon} = \sqrt{(\varepsilon_{a} + k \varepsilon_{m})\sigma_{a} E} \quad (3.32)$$

$$Z_{\rm d} = \frac{Z}{a} = 2.9 \frac{(\Delta \sigma_{\rm eff})^2}{2E} + 2.5 \frac{nC_1}{n+1} (\Delta \sigma)^{n+1}$$
(3.33)

$$P_{\rm HL} = \Delta \sigma_{\rm eff} \Delta \varepsilon_{\rm eff}$$
 bzw. $P_{\rm HL,mod} = \sqrt{\Delta \sigma_{\rm eff} \Delta \varepsilon_{\rm eff} E}$ (3.34)

$$P_{\rm J} = P_{\rm RAJ} = 1,24 \frac{(\Delta\sigma_{\rm eff})^2}{E} + \frac{1,02}{\sqrt{n'}} \Delta\sigma_{\rm eff} \left(\Delta\varepsilon_{\rm eff} - \frac{\Delta\sigma_{\rm eff}}{E}\right)$$
(3.35)

Die Beanspruchbarkeit wird in Form von Schädigungsparameterwöhlerlinien ausgedrückt. Die P_{SWT} -Wöhlerlinie kann entsprechend GI. 3.36 analytisch aus der mittelspannungsfreien Dehnungswöhlerlinie in der Formulierung von Basquin-Coffin-Manson-Morrow, GI. 3.18, ab-

geleitet werden. Die P_{J} - bzw. P_{RAJ} -Wöhlerlinie, Gl. 3.37, basiert hingegen nicht auf der Formulierung von Basquin-Coffin-Manson-Morrow, sondern nähert die ausgewerteten Schädigungsparameter statistisch analog zur Spannungswöhlerlinie mit einem Potenzgesetz.

$$P_{\rm SWT} = \sqrt{\sigma_{\rm f}^{\prime \, 2} \cdot (2N)^{2b} + \sigma_{\rm f}^{\prime} \cdot \varepsilon_{\rm f}^{\prime} \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \tag{3.36}$$

$$P_{\text{RAJ}} = \begin{cases} P_{\text{RAJ,Z}} \cdot N^d & \text{für } N > N_{\text{D}} \\ P_{\text{RAJ,D}} & \text{für } N \le N_{\text{D}} \end{cases}$$
(3.37)

Die Eingangsgrößen für die unterschiedlichen Schädigungsparameter sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst, siehe auch Bild 7.1. Dabei liegt die Annahme zugrunde, dass kein Unterschied zwischen dem statisch und zyklisch bestimmten Elastizitätsmodul vorliegt. Die Beanspruchbarkeit durch Schädigungsparameter wöhlerlinien außen vor gelassen wird ersichtlich, dass der Schädigungsparameter $P_{\rm J}$ bzw. $P_{\rm RAJ}$ die größte Anzahl an Eingangsgrößen aufweist. Das bedeutet, dass abhängig vom Umfang der vorliegenden Kennwerte ggf. weiterführende Annahmen getroffen werden müssen, wie z.B. die Bestimmung der Fließgrenze. Die Kenngrößen des $Z_{\rm d}$ -Parameters für die Beanspruchungshysterese beinhalten keine schädigungsrelevanten Dehnungen, was die Anwendbarkeit dieses Schädigungsparameters einschränkt. Der $P_{\rm SWT}$ kann bei Vorliegen von Druckmittelspannungen zu einer unsicheren Bewertung führen [Greu05]. In experimentellen Untersuchungen werden Schweißverbindungen allerdings häufig einer wechselnden oder zugschwellenden Belastung ausgesetzt.

Schädigungsparameter	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm B}$	Pε	$Z_{\rm d}$	P _{HL,mod}	P _J bzw. P _{RAJ}
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]
Statische Kennwerte	(<i>E</i>)	(E)	(<i>E</i>)	(E)	(<i>E</i>)	$R_{\rm m}~(E)$
Zyklische Kennwerte	Ε	Ε	Ε	Ε	Ε	E, $R'_{ m p0,2}, M_{\sigma}$
Beanspruchungs-	$\sigma_{\rm a},\varepsilon_{\rm a},$	$\sigma_{\rm a},\varepsilon_{\rm a},$	$\sigma_{\rm a}, \varepsilon_{\rm a},$	$\Delta \sigma_{\mathrm{eff}}, n,$	$\Delta \sigma_{ m eff}$,	$\sigma_{\rm a}, \varepsilon_{\rm a},$
hysterese	$\sigma_{ m m}$	$\sigma_{ m m}$, m	$\varepsilon_{ m m}$	C_1 , σ_a	$\Delta \varepsilon_{ m eff}$	$\sigma_{ m m}, arepsilon_{ m m}$
Beanspruchbarkeit	$N, \sigma_{\rm f}',$	_	_	_	_	N, d,
(Wöhlerlinie)	$\varepsilon_{\rm f}',b,c$	-	-	-	-	$N_{\rm D}, P_{\rm J,Z}$

Tabelle 3.5: Eingangsgrößen der Schädigungsparameter

In [SoGr86] werden aus dehnungsgeregelten Versuchen bei einer Belastungsfrequenz von f = 1 Hz für den Grundwerkstoff des austenitischen Stahls X 10 CrNiTi 18 9 und für unbearbeitete sowie eben geschliffene WIG-geschweißte X-Schweißnähte aus diesem Werkstoff Schädigungsparameterwöhlerlinien des P_{SWT} abgeleitet. Deren Gegenüberstellung zeigt eine Minderung der Lebensdauer um den Faktor 10 für die unbearbeitete Stumpfnaht verglichen mit dem ungeschweißten Zustand. Infolge einbrandfreien ebenen Schleifens erhöht sich die Anrisslebensdauer gegenüber der unbearbeiteten Schweißnaht wiederum um den Faktor 4. Voraussetzung dafür sei eine hohe Schweißnahtqualität. Die metallurgische Kerbe zeigt sich durch die überwiegende Rissinitiierung im Schweißgut der abgearbeiteten

Schweißnähte. Eine stichprobenartige Variation der Versuchsfrequenz auf f = 0,1 Hz zeigt einen potenziellen lebensdauermindernden Frequenzeinfluss, der nach [Bec+86] auf eine Umwandlung in hartes, martensitisches Gefüge zurückgeführt wird.

Aus dem Kerbdehnungskonzept mit $r_{ref} = 1,00$ mm wird in [Saip12, Sai+12a, Sai+12b, Saip13] eine analytische Näherung zur Beschreibung der effektiven Kerbdehnung $\Delta \varepsilon_{eff}$ mit Hilfe der Nenndehnung $\Delta \varepsilon_n$ am Beispiel nicht durchgeschweißter Kreuzstöße abgeleitet. Die effektive Kerbdehnung wird demnach über die in den Gleichungen 3.38, 3.39 und 3.40 angegebenen Beziehungen ermittelt.

$$\Delta \varepsilon_{\rm eff} = K_{\rm e} \times K_{\rm p} \times \Delta \varepsilon_{\rm n} = \Delta \bar{\varepsilon}_{\rm t} = \frac{\Delta \bar{\sigma}}{E} + \Delta \bar{\varepsilon}_{\rm pl}$$
(3.38)

$$K_{\rm e} = \frac{\Delta \varepsilon_{\rm el}}{\Delta \varepsilon_{\rm n}} = \frac{\sigma_{\rm max}}{\sigma} \tag{3.39}$$

$$K_{\rm p} = \frac{\Delta \varepsilon_{\rm eff}}{\Delta \varepsilon_{\rm el}} = \alpha + \beta (\Delta \varepsilon_{\rm el})^{\gamma} - 1$$
(3.40)

Es wird eine Aufteilung in die Faktoren K_e und K_p vorgenommen. In der Gegenüberstellung von numerisch und analytisch genäherten Ergebnissen für $\Delta \varepsilon_{eff}$ zeigt sich eine gute Übereinstimmung. In Bild 3.35 sind die mit Hilfe des Elastizitätsmoduls nach linear-elastischer umgerechneten Spannungsschwingbreiten und Versagensschwingspielzahlen (Versagenskriterien im Versuch: LCF-Versagen bei 20 %-igem Lastabfall, HCF-Versagen bei Bruch) sowie die für die Gestaltänderungsenergiehypothese zutreffende, umgerechnete FAT 200 dargestellt. Diese führt auf eine konservative Abschätzung mit der Bemessungswöhlerlinie der FAT 200 für den Kurzzeit- und Zeitfestigkeitsbereich ($10^1 < N_V < 5.10^6$) [Saip12, Sai+12a, Saip13].



Bild 3.35: Kerbdehnungsbewertung von nicht durchgeschweißten Kreuzstößen mit $r_{ref} = 1,00 \text{ mm}$, nach [Sai+12a, Sai+12b]

3.5.4 Bruchmechanische Konzepte

Die Anwendungsbereiche bruchmechanischer Konzepte können grundlegend anhand der Rissstadien vom Mikrorisswachstum bis zum Restbruch unterschieden werden. Bild 3.36 zeigt Rissstadien und dazugehörige Bewertungskonzepte.



Bild 3.36: Anwendungsbereiche der Bewertungskonzepte anhand der Rissstadien [Baum13] (in Anlehnung an [Rad+06])

Mit den Methoden der linear-elastischen Bruchmechanik kann die Restlebensdauer einer Schweißverbindung, ausgehend von einem Startriss bzw. Anriss der Länge a, abgeschätzt werden. Als Beanspruchungsparameter an der Rissspitze wird der Spannungsintensitätsfaktor K_{SIF} verwendet. Mit dem Spannungsintensitätsfaktor und den werkstoffabhängigen Konstanten m und C kann nach [PaEr63] eine Rissfortschrittsrate da/dn ermittelt und durch deren Integration eine Restlebensdauer bis zum Versagen der Verbindung berechnet werden.

Ebenso wird das Rissfortschrittskonzept bei Naht- und in bestimmten technischen Sparten bei Punktschweißverbindungen verwendet. Als Herausforderung sei hierbei erwähnt, dass alle lokalen Konzepte eine Vielfalt von Modellierungsmöglichkeiten aufweisen, was eine Vereinheitlichung in der Anwendung erschwert. Aufgrund des kombinierten Ermüdungsverhaltens von Schweißnähten haben sich Mehrphasenmodelle entwickelt. Ein Überblick wird in [Baum13] gegeben. Ein Beispiel für den bruchmechanischen Festigkeitsnachweis von geschweißten Offshore-Rohrknoten ist in [SoVo04] zusammengefassend dargestellt. Für bruchmechanische Ausführungen zu Schweißverbindungen mit Anwendungsbeispielen sei an dieser Stelle auf [Rad+06] verwiesen. Allerdings liegen die Schwierigkeiten in der Anwendung der Bruchmechanik bei Schweißverbindungen in der Definition der zutreffenden Spannungsintensitätsfaktoren, in der Unkenntnis der örtlichen Werkstoffkennwerte sowie in der Berücksichtigung des Verhaltens der meist vorliegenden Eigenspannungen in Abhängigkeit des Rissfortschrittes.

3.6 Zusammenfassung des Standes der Wissenschaft und Technik

In der industriellen Anwendung, wie z.B. im Mobilkranbau, werden Konstruktionen aus höchst- und ultrahochfesten Stählen eingesetzt, die Betriebslasten bei teils sehr hohen Beanspruchungen ausgesetzt sind. Zulässige Beanspruchungen erreichen im Betrieb Beanspruchungen von 2/3 der Streckgrenze des Werkstoffs und unter Prüfbeanspruchung ca. 3/4 der Streckgrenze, sodass Lebensdauern versagenskritischer Schweißnähte in der Kurzzeitfestigkeit bei deutlich weniger als 5·10⁴ Schwingspielen liegen können. Der Ausnutzung hoher Werkstofffestigkeit steht der Eingriff in den "ungestörten" Grundwerkstoff durch geometrische und metallurgische Kerben infolge Schweißverbindungen gegenüber. Stumpfnähte stellen dabei ein gängiges Kerbdetail dar, welches beispielsweise zukünftig auch in höchstbeanspruchten Bereichen eines Teleskopauslegers eingesetzt werden soll. Dazu ist neben dem Einsatz ultrahochfester Werkstoffe notwendig. Aus diesem Grund werden in dieser Arbeit klassische Bewertungskonzepte auf die untersuchten Stumpfnähte angewandt und deren Grenzen aufgezeigt.

Die Schwingfestigkeitsbewertung unter elastisch-plastischen Betriebsbeanspruchungen erfordert zudem die Betrachtung des zyklischen Werkstoffverhaltens. Dieses wird nicht nur zur Beschreibung des Grundwerkstoffzustands der Stahlbleche angewendet, sondern dient auch der Charakterisierung einzelner Schweißnahtzonen. Die Beschreibung des für den lokalen Versagensbereich von Schweißnähten (kerbnaher Bereich: voraussichtlich Nahtübergang oder Nahwurzel) relevanten Werkstoffverhaltens stellt eine Herausforderung dar und ist aktuell Gegenstand einiger Untersuchungen [P1203, ALLEGRO]. In der Folge sind zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven und Dehnungswöhlerlinien der Ausgangspunkt für die Bewertung unter elastisch-plastischer Beanspruchung. Vorrangig transiente Effekte, aber auch Reihenfolgeeffekte, sind für eine zuverlässige Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen, finden in den derzeit eingesetzten Bemessungskonzepten jedoch selten Berücksichtigung und sind in Regelwerken als Einflussgrößen kaum hinterlegt. Es besteht daher ein erhöhter Bedarf an vereinfachten Methoden der Lebensdauerabschätzung für elastischplastische Beanspruchungen unter Berücksichtigung des Werkstoffverhaltens und transienter Effekte bei Schweißnähten.

Aufgrund der einfachen Anwendbarkeit ist die lineare Schadensakkumulation zur Bewertung variabler Beanspruchungsamplituden noch immer ein häufig eingesetztes Verfahren. Nichtlineare Ansätze sind ebenfalls physikalisch begründet und ihr Einsatz durchaus gegeben. Sie lösen allerdings keinesfalls die Fragestellung nach der tatsächlich anzuwendenden Schadenssumme. Aufgrund der Breite an Erfahrung ist die Basis der Bewertung häufig durch das Nennspannungskonzept gegeben. Inwiefern dieses, aber auch verschiedene Varianten des Kerbspannungskonzepts, eine Lebensdauerbewertung von Stumpfnähten im Kurzzeitfestigkeitsbereich erlauben, ist bislang unklar. Die Berücksichtigung von transienten Effekten ist prinzipiell im Rahmen dehnungsbasierter Konzepte möglich, jedoch nicht umfassend geklärt. Dadurch begründet wird angestrebt, unter hoher elastisch-plastischer Betriebsbeanspruchung im Kurzzeitfestigkeitsbereich und für gewisse Rahmenbedingungen (Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens) ein integrales Verfahren zur vereinfachten Lebensdauerabschätzung für den spezifischen Anwendungsfall der manuell oder teilautomatisiert MAG-geschweißten Stumpfnaht durchführen zu können.

4 Experimentelle Untersuchungen für die Schwingfestigkeitsbewertung

4.1 Untersuchte Werkstoffe und Versuchskörper

4.1.1 Werkstoffe

Ausgehend von unlegierten Baustählen [DIN10025-2] und normalisierend gewalzten Feinkornbaustählen (N, NL) [DIN10025-3] mit Streckgrenzen R_{eH} bzw. R_{p0.2} von 235 MPa bis 460 MPa orientiert sich die Stahlbezeichnung hochfester Feinkornbaustähle nach [DIN10027] ebenfalls an der Mindeststreckgrenze. Bei einer weiterführenden Unterteilung zwischen hochoder höherfesten kann $(R_{p0,2} \le 690 \text{ MPa}),$ höchstfesten (690 MPa < $R_{p0.2} \le$ 960 MPa) und ultrahochfesten ($R_{p0.2} >$ 960 MPa) Feinkornbaustählen unterschieden werden [Mel+15]. An die Angabe zur Streckgrenze schließt sich in der Bezeichnung eine Information über den Herstellungsprozess. Grundsätzlich wird zwischen wasservergüteten (Q, QL) [DIN10025-6] und thermomechanisch behandelten (M, TM) [DIN10025-4] Stählen unterschieden. Im Rahmen dieser Arbeit wurden mit dem im vergüteten Zustand hergestellten S960QL (Werkstoff-Nr.: 1.8933; ThyssenKrupp Steel Europe AG; Markenbezeichnung: XABO[®] 960), zwei thermomechanisch gewalzten Produkten der Güte S960M (Variante 1: Rautaruukki Oyj, seit 2013 Teil der SSAB-Gruppe; Markenbezeichnung: Optim 960 QC – Variante 2: voestalpine AG; Markenbezeichnung: alform plate 960M x-treme) und einem ultrahochfesten S1100QL (Werkstoff-Nr.: 1.8942; SSAB AB; Markenbezeichnung: Weldox[®] 1100) schweißgeeignete Feinkornbaustähle untersucht. Ausgehend von einem konventionellen Warmwalzen oberhalb der Rekristallisationstemperatur des Austenits, gefolgt von Normalglühen bei normalisierten Stählen, erfolgt bei wasservergüteten Stählen ein rasches Abkühlen in Wasser, wodurch sich infolge bainitischer und martinsitischer Gefügestruktur sehr gute Festigkeitseigenschaften ausbilden [Schr03]. Gefügeumwandlungen durch anschließendes Anlassen können vor allem deren Zähigkeitseigenschaften verbessern. Thermomechanisches Walzen, d.h. ein kombinierter mechanisch-thermischer Walzprozess, welcher teilweise unterhalb der Rekristallisationstemperatur durchgeführt wird, umfasst eine Vielzahl von Verfahrensvarianten (z.B. beschleunigtes Abkühlen), die gemeinsam mit dem Legierungskonzept (Mikrolegierung) eine hohe Zähigkeit und Festigkeit zur Folge haben [Schr03].

Nach DIN EN 10025-6 [DIN10025-6] besitzen diese niedriglegierten Feinkornbaustähle, wie sie im Kranbau eingesetzt werden, einen niedrigen Kohlenstoffgehalt von maximal 0,20 % und ein Kohlenstoffäquivalent in Abhängigkeit von der Werkstoffgüte und der Blechdicke von $CEV \le 0.83$ %, hervorgehend aus der Schmelzanalyse. Thermomechanisch gewalzte Stähle zeichnen sich durch einen weiter herabgesetzten Kohlenstoffgehalt aus, der für die untersuchten S960M-Stähle 0,10 % (*Variante 1*) bzw. 0,08 % (*Variante 2*) entsprechend der chemischen Zusammensetzung in Tabelle 4.1 nicht überschreitet. Der verringerte Kohlen-

stoffgehalt ist der wichtigste Schritt zur Verbesserung der Schweißeignung und des Umformverhaltens dieser Stähle [GeWe04]. Legierungselemente wasservergüteter und thermomechanisch gewalzter Stähle sind zusätzlich zu Mangan und Silizium im Wesentlichen Chrom, Molybdän, Nickel und Vanadium sowie eine Mikrolegierung, deren Gehalte unter Berücksichtigung der Herstellung (Wärmebehandlung und Walzprozess) von den angestrebten mechanischen Eigenschaften, u.a. der Mindeststreckgrenze, und der Blechdicke abhängen. Zu den positiven Eigenschaften tragen geringe Phosphor- und Schwefelgehalte bei. Dem Festigkeitsabfall infolge des abgesenkten Kohlenstoffgehalts der thermomechanisch gewalzten Stähle wird durch den Walzprozess und die abgestimmte Mikrolegierung entgegengewirkt [GeWe04]. Die TM-Feinkornbaustähle erzielen somit eine sehr gute Kaltumformbarkeit bei einer kostengünstigen Herstellung, erfordern jedoch eine besondere Sorgfalt während des Schweißens hinsichtlich des Abkühlkonzeptes $t_{8/5}$ und gegenüber zu hoher Streckenenergie, um einer Festigkeitsminderung vorzubeugen [GuHa15].

Für Feinkornbaustähle mit einer Mindeststreckgrenze oberhalb von 960 MPa fehlt derzeit noch eine normative Regelung, sodass ein erhöhter Bedarf an wissenschaftlichen, praxisbezogenen Ergebnissen besteht, damit diese durch den Anwender verantwortungsbewusst eingesetzt werden können [GuHa15]. Aufgrund der Vielfalt dieser modernen Stähle liegen bislang kaum Erkenntnisse über das zyklische Werkstoffverhalten vor.

Werkstoff	С	Si	Mn	Р	Alges	Cu	Ν	Nb	V	Ti	Cr	Ni	Мо
S960QL ²	0,18	0,50	1,55	0,01	0,05	0,10	0,01	0,03	0,04	0,01	0,70	0,12	0,50
S960M Hersteller 1	0,10	0,22	1,06	0,01	0,03	0,03	0,01	k.A.	k.A.	k.A.	1,11	0,08	0,13
S960M Hersteller 2	0,08	0,32	1,61	0,01	0,04	0,02	0,01	0,03	0,08	0,01	0,62	0,02	0,49
S1100QL	0,15	0,24	1,08	0,01	0,06	0,01	0,00	0,02	0,03	0,00	0,49	0,61	0,45
	-					-		-					

Tabelle 4.1: Chemische Zusammensetzung der Stahlwerkstoffe in Gew. %³

Die Stahlwerkstoffe dieser Untersuchung werden durch die in Tabelle 4.2 aufgeführten mechanischen Eigenschaften – Streckgrenze $R_{p0,2}$, Zugfestigkeit R_m , Bruchdehnung A_5 und Kerbschlagarbeit KV – charakterisiert. Die Kennwerte erfüllen die Vorgaben entsprechend [DIN10025-6]:

- Mindeststreckgrenze: $R_{p0,2;S960} \ge 960$ MPa und $R_{p0,2;S1100} \ge 1100$ MPa
- Zugfestigkeit: 980 MPa $\leq R_{m;S960} \leq 1150$ MPa und 1250 MPa $\leq R_{m;S1100} \leq 1550$ MPa
- Mindestbruchdehnung: $A_{5;S960} \ge 10 \%$
- Kerbschlagarbeit: $KV_{S960}(-20 \text{ °C}) \ge 40 \text{ J und } KV_{S960}(-40 \text{ °C}) \ge 30 \text{ J}$

Die Angaben zur Kerbschlagarbeit sind temperaturabhängig und entsprechend der durch die Stahlhersteller durchgeführten Prüfung angegeben.

² Maximalwerte entsprechend der Herstellerangaben aus dem Werkstoffdatenblatt

³ Massenanteile der wesentlichen Legierungselemente auf 0,01 % gerundet; übrige Legierungselemente < 0,01% bzw. ohne Angabe (k.A.)

Morkstoff	R [MPa]		A [0/]		<i>KV</i> [J]	
VVEIKSIOII		Λ _m [IVIF a]	A5 [70]	-20°C	-40°C	-60°C
S960QL	1042	1069	11	k. A.	43±8	k. A.
S960M Hersteller 1	1032	1121	12	k. A.	60±5	k. A.
S960M Hersteller 2	993	1041	11	114±24	≥ 30	36±32
S1100QL	1224	1418	12	41±1	37±1	28±4

Tabelle 4.2: Mechanische Eigenschaften der untersuchten Stahlwerkstoffe

4.1.2 Versuchskörper

Zur Werkstoffcharakterisierung werden kleinskalige Flachproben aus bereitgestelltem Blechgrundmaterial (Abschnitt 4.1.1) längs zur Walzrichtung mit Walzoberfläche mittels Wasserstrahlschnitt und zusätzliche Mikrostrukturproben quer zur Walzrichtung mittels Drahterosion entnommen. Beide Probentypen sind in Bild 4.1 abgebildet und dienen der Ermittlung des zyklischen Werkstoffverhaltens.

Ein wesentlicher Eingriff in den Werkstoff und auf dessen mechanische sowie zyklische Eigenschaften erfolgt durch deren fügetechnische Verarbeitung, insbesondere infolge einer schweißtechnischen Fertigung. Zusätzlich zu neuartigen Fügeverfahren, wie z.B. Laserschweißen und Plasma- bzw. Plasma-MSG-Schweißen, werden hochfeste Feinkornbaustähle konventionell durch MSG-Schweißen (Metall-Aktivgas-Schweißen MAG) oder seltener Unterpulver- und Lichtbogenhandschweißen verarbeitet [GeWe04]. In der industriellen Praxis des Kranbaus umfasst das manuelle oder teilmechanisierte MAG-Schweißverfahren einen großen Anteil aller Schweißverbindungen. Ein maßgebliches Kriterium für die Festigkeit einer Schweißverbindung ist durch den Härteverlauf über die unterschiedlich ausgeprägten Schweißzonen gegeben. Um Festigkeitseinbußen beim Schweißen hochfester Stähle zu minimieren, ist man bestrebt, die Härte über die Nahtbereiche möglichst konstant und einen Härteabfall in der Wärmeeinflusszone möglichst gering zu halten. Dies wird im Rahmen des t_{8/5}-Abkühlkonzeptes durch eine gezielte Wärmeführung und eine nicht zu hohe Streckenenergie erzielt, wobei gerade thermomechanisch gewalzte Feinkornbaustähle sehr sensitiv gegenüber übermäßig hoher Wärmeeinbringung sind [GuHa15]. Zusätzlich zu den Schweißprozessparametern wird die Metallurgie und Festigkeit der Schweißverbindung durch die Wahl des Schweißzusatzwerkstoffes beeinflusst. Da Schweißzusätze bislang nur bis zu einer Festigkeit von ca. 960 MPa verfügbar sind, werden die Stähle S1100 und S1300 mit niederfestem Schweißzusatz geschweißt (engl. undermatching). Für die Anwendungsbereiche werden häufig die Schweißzusätze G 89 5 M Mn4Ni2,5CrMo und G 89 6 M Mn4Ni2CrMo nach DIN EN ISO 16834-A [DIN16834] verwendet [GuHa15, Möl+15d]. Der schwingfestigkeitsmindernde Einfluss des niederfesten Schweißzusatzes auf die Schwingfestigkeit des S1100QL Werkstoffes wurde in [Möl+15a] gezeigt und ist weiterführend Gegenstand dieser Untersuchung.

Experimentelle Schwingfestigkeitsuntersuchungen wurden ausgehend vom Kerbdetail ,Stumpfstoß' über kleinskalige Flachproben aus dem Grundblechwerkstoff und mit Stumpfnahtschweißung (querbelastet) bis zu Mikrostrukturproben, welche zur Charakterisierung der Nahtbereiche Grundwerkstoff (GW), Wärmeeinflusszone (WEZ) und Schweißgut (SG) dienen, durchgeführt. Mikrostrukturproben wurden zu diesem Zweck längs in der Naht anhand des durch Ätzung sichtbaren Gefüges positioniert und mittels Drahterodieren entnommen. Die Vorgehensweise der umfassenden experimentellen Schwingfestigkeitsuntersuchung und eine Übersicht der untersuchten Probenformen sind Bild 4.1 dargestellt.



Bild 4.1: Unterteilung der Versuchskörper in Kerbdetails, kleinskalige Flachproben und Mikrostrukturproben

Die Stumpfstoßverbindungen werden unter Verwendung der in Abschnitt 4.1.1 beschriebenen S960QL, S960M und S1100QL Stahlbleche mit 8 mm Dicke und der in Tabelle 4.3 vorgegebenen Prozessparameter praxisnah gefügt. Die Einhaltung der $t_{8/5}$ -Abkühlzeit von 5 s bis 10 s stellt dabei eine wesentliche Vorgabe dar. Die Verwendung des Schweißzusatzes G 89 6 M Mn4Ni2CrMo (Markenname: Union X 90) mit einer Mindeststreckgrenze von $R_{p0,2}$ = 890 MPa führt für den ultrahochfesten Feinkornbaustahl S1100QL zu einer Schweißverbindung mit niederfesten Nahtbereichen. Stumpfnähte wurden in einer Mehrlagenschweißung mit einer Schweißwurzel, einer Gegenlage und Decklagen ausgeführt, vgl. Bild 4.4. Abgesehen von S960QL-Blechschweißungen wurde für alle Schweißnähte eine manuelle Metallaktivgasschweißung MAG (135) verwendet. Diese wurden von qualifizierten Schweißern der Unternehmen im Kranbau (S960QL: Sennebogen Maschinenfabrik GmbH; S960M und S1100QL: Terex Cranes Germany GmbH) durchgeführt. Der S960QL dient als Referenzwerkstoff, für den dem manuellen Schweißprozess ein teilautomatisiertes Fügen stumpfgestoßener Bleche (durchgeführt bei der Gothaer Fahrzeugtechnik GmbH) gegenübergestellt wird.

Prozessparameter	Wert
Schweißverfahren	MAG (135)
Werkstoffe	S960QL, S960M, S1100QL
Schweißzusatzwerkstoff	G 89 6 M Mn4Ni2CrMo (Union X 90)
Vorwärmtemperatur	80°C
Arbeitstemperatur	80°C
Abkühlzeit t _{8/5}	5 bis 10 s
Schutzgas	M21

Tabelle 4.3: Wesentliche Schweißprozessparameter in dieser Untersuchung

4.1.2.1 Versuchskörperabmessungen

Für die in Bild 4.1 dargestellte Vorgehensweise wurden aus den geschweißten Blechen Versuchskörper mit ihren wesentlichen Abmessungen entsprechend Tabelle 4.4 entnommen. Technische Zeichnungen der Versuchskörper sind in Anhang 3.4 enthalten.

Aus Stumpfnähten wurden als Kerbdetail Stumpfstoßproben mit einer Länge von 500 mm quer zur Naht entlang der Walzrichtung des Bleches gefertigt. Für dehnungsgeregelte Versuche wurden in gleicher Weise (ebenfalls in Walzrichtung) "Querproben" und zusätzlich Flachproben aus dem Grundblech mit L = 160 mm entnommen. Bei diesen Proben wurde die Walzoberfläche ($R_Z < 55 \mu$ m) im Fertigungszustand und die Seitenflächen entsprechend des Wasserstrahlzuschnitts ($R_Z < 40 \mu$ m) belassen. Für einen Teil der Querproben wurde die oberflächige Nahtgeometrie auf eine Probendicke von t = 4 mm abgearbeitet, um den Einfluss der geometrischen Kerbe zu untersuchen. Mikrostrukturproben mit einer Gesamtlänge von L = 60 mm wurden zur Charakterisierung in den Nahtbereichen des Grundwerkstoffs, der WEZ und des Schweißguts stehend in Schweißnahtlängsrichtung positioniert. Proben des Kerbdetails "Quersteife" wurden durch einen geraden Sägeschnitt getrennt und Seitenflächen anschließend überfräst, um eine adäquate Oberflächengüte zu erzielen. Bei der Fertigung aller Schwingproben wurde darauf geachtet, dass sich keine Nahtanfänge, Nahtenden oder Nahtunterbrechungen im Prüfbereich befinden. Es ist keine weitere Nachbearbeitung der Proben, z.B. der Seitenflächen, erfolgt.

	Proben-	Proben-	Gleich-	Gleich-	Dicke	Prüfquer-
	länge	breite	maß-	maß-		schnitt
			länge	breite		
	L	В	l	b	t	Α
	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm²]
	500	80	50	60	8	480
25 10 25 21 25 10 160	160	25	27	10	8	80
25 10 25 10 25 10 160	160	25	27	10	8	80
25, 10, x 25, 10, x 4 1,60	160	25	27	10	4	40
25 10 4 160 160	160	25	27	10	4	40
22/ 12 5 1 1 60	60	5	12	2	1	2

Tabelle 4.4: Versuchskörperübersicht mit den wesentlichen Abmessungen

4.1.2.2 Makroskopische Beschreibung der Schweißnähte

Aus Abweichungen von einer idealen Schweißausführung resultieren häufig Unregelmäßigkeiten, wie z.B. Einbrandkerben, Schweißspritzer, Nahtüberhöhungen, innere Unregelmäßigkeiten und Kanten- bzw. Winkelversatz, die es hinsichtlich ihrer Qualität und folglich einer festigkeitsmindernden Wirkung zu bewerten gilt. Die sich infolge der Stumpfnaht einstellende Geometrie der Schweißnaht sowie deren Unregelmäßigkeiten, welche entsprechend DIN EN ISO 5817:2014-6 [DIN5817] anhand der Einordnung durch die Bewertungsgruppen von ,D' (niedrige Anforderungen) bis ,B' (hohe) und dessen Anhang C durch die spezifischen Bewertungsgruppen ,C63', ,B90' sowie ,B125' (zusätzliche Anforderungen) für die Ausführung von Schmelzschweißverbindungen beurteilt werden können, wurden vereinfacht anhand der in Bild 4.2 dargestellten Größen dokumentiert. Einzelwerte der Proben sind dem Anhang zu [Mel+15] zu entnehmen. Die Abweichung infolge von Unregelmäßigkeiten vom Idealzustand findet in der Schwingfestigkeitsbewertung z.B. auf Basis der FAT-Klassen Berücksichtigung. In DIN EN 13001-3-1 [DIN13001] werden Bewertungsgruppen unmittelbar auf FAT-Klassen zur Schwingfestigkeitsbewertung angewandt und eine zusätzliche Bewertungsgruppe ,B*' eingeführt.



Bild 4.2: Auswahl relevanter, dokumentierter Nahtgeometriegrößen für Stumpfstöße: a) Nahtbreiten B bzw. b und Nahtüberhöhungen H bzw. h, b) Verzugswinkel α_1 bzw. α_2 sowie c) Exzentrizität (axialer Verzug) e

Messwerte für die Nahtgeometrie wurden unter Verwendung einer Abtastung, Messuhren und -schieber sowie Schweißnahtlehren ermittelt. Die Schweißnahtbreiten *B* und *b* sowie die Nahtüberhöhungen *H* und *h* (Bild 4.2a) werden über eine Probe gemittelt gemessen. Der Winkelverzug $\alpha = \alpha_1 + \alpha_2$ ergibt sich durch eine Messung längs der Probenmitte (Bild 4.2b), während sich der Kantenversatz *e* (Exzentrizität) in unmittelbarer Nähe zum Nahtübergang bestimmen lässt (Bild 4.2c). Für den Winkelverzug stellten sich größere Abweichungen von -1° ≤ α ≤ 7° ein.

Die nach [DIN5817] zugehörigen Bewertungsgruppen (BG) für angegebene Mittelwerte sind in Tabelle 4.5 hochgestellt angegeben. Der Winkelverzug ist lediglich im informativen Anhang C [DIN5817] enthalten. Für $\alpha \le 2^{\circ}$ gilt dort BG ,C63' und für $\alpha \le 1^{\circ}$ zumindest BG ,B90' oder sogar ,B125'. Nach [DIN13001] gilt allgemein für BG ,C' bis BG ,B*' die Anforderung von $\alpha \le 1^{\circ}$. Nicht zuletzt aufgrund dieser Einordnung ist der Winkelverzug auch im Rahmen der weiterführenden Schwingfestigkeitsbewertung und Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen.

Versuchsreihe	Winkel- verzug	Kanten- versatz	Nahtl	höhe	Nahtl	oreite
	ā [°]	<i>ē</i> [mm]	\overline{H} [mm]	$ar{h}$ [mm]	\overline{B} [mm]	\overline{b} [mm]
S960QL (manuell)	3,9 ^{ohne}	-0,1 ^B	1,1 ^B	1,1 ^B	12,0	6,4
S960QL (autom.)	0,5 ^{B90}	0,0 ^B	2,0 ^B	1,5 ^B	12,0	10,9
S960M Hersteller 1	1,6 ^{C63}	-0,1 ^B	2,1 ^B	1,7 ^B	14,3	10,0
S960M Hersteller 2	1,0 ^{B90}	0,0 ^B	2,0 ^B	2,0 ^B	14,7	10,6
S1100QL	1,9 ^{C63}	0,1 ^B	1,7 ^B	1,7 ^B	14,2	9,6

Tabelle 4.5: Mittelwerte ausgewählter Nahtgeometrieparameter der Versuchsreihen für Stumpfstoßproben inkl. Bewertungsgruppen nach [DIN5817] (hochgestellt)

Aus dem geringen Kantenversatz der Stumpfnähte folgt durchgängig BG ,B' ($e \le 0, 1 \cdot t$; max. 3 mm [DIN5817]) bzw. sogar BG ,B*' ("Exzentrizität der Verbindungsplatten < 5 % der Dicke der größeren der beiden Platten" [DIN13001]), sodass dieser in der weiteren Bewertung vernachlässigt werden kann. Die Nahtüberhöhung von Stumpfnähten wird in Zusammenhang mit der Nahtbreite bewertet. Der hier für Mittelwerte der Deck- und Gegenlage vorliegende Grenzwert der BG ,B' entspricht $h \le 1,0$ mm + 0,1 b. Bewertungsgruppe ,B*' aus [DIN13001] setzt hingegen beidseitig maschinell bearbeitete bzw. glatt geschliffene Blechoberflächen (Schleifen in Belastungsrichtung) oder nachbehandelte Nahtübergänge voraus, was auf die hier untersuchten Nähte nicht zutrifft. Es lässt sich also zusammenfassen, dass im automatisierten Schweißprozess (S960QL) Winkelabweichungen gering gehalten werden konnten und sich somit durchgängig die BG ,B' einstellt. Für die manuell geschweißten Verbindungen ist dies nicht immer der Fall, sodass der manuell geschweißte S960QL aufgrund des hohen, mittleren Winkelverzugs nicht mehr durch die Bewertungsgruppen aus [DIN5817] erfasst wird. Für die noch folgende Bewertung und numerische Modellierung werden manuell geschweißte S960M und teilweise S1100QL-Stumpfnähte daher zusammengefasst. Winkelverzüge werden nach Möglichkeit probenspezifisch berücksichtigt.

4.1.2.3 Mikroskopische Beschreibung der Schweißnaht

Die als Mehrlagenschweißung aufgebauten Stumpfnähte bestehen aus einer Wurzellage, einer Gegenlage und einer (S960QL hand- und automatisiert geschweißt) bzw. zwei Decklagen (S960M und S1100QL handgeschweißt). Aufgrund der Schweißung ergeben sich geometrische und metallurgische Kerben. Den Übergang zur mikroskopischen Beschreibung stellt die Ermittlung von Kerbradien und Nahtanstiegswinkeln dar. Diese können aus der Nahtgeometrie von Querschliffen bildanalytisch ermittelt werden. In diesem Bereich liegt nicht nur eine metallurgische Kerbe vor, sondern an der Oberfläche im Übergangsbereich von WEZ zum Schweißgut auch der geometrische Nahtübergang. In Bild 4.3 sind beispielhaft zwei Nahtübergänge dargestellt, die eine deutlich unterschiedliche Nahtübergangsgeometrie aufweisen. In Bild 4.3a ist ein moderater Übergang im Bereich des Schweißgutes zu erkennen, während Bild 4.3b im Übergang zwischen Schweißgut und WEZ eine scharfe Kerbe (hier: r = 0.05 mm) vorliegt. Über die Länge der gesamten Naht kann eine Vielzahl von Übergangsradien und Anstiegswinkeln gemessen werden, weshalb diese lediglich näherungsweise bestimmt werden können. Im Rahmen der numerischen Modellierung für eine lokale Bewertung (Abschnitt 5.2.1) werden daher Annahmen auf Basis der Querschliffe getroffen.



Bild 4.3: Exemplarische Aufnahmen der Nahtübergänge mit gemessenen Radien für Stumpfnähte aus a) S1100QL und b) S960QL

Metallurgische Kerben lassen sich als mikrostrukturelle Unterschiede in verschiedene Werkstoffzonen unterteilen, die häufig durch die drei bereits genannten Nahtbereiche (GW, WEZ, SG) beschrieben werden. Wie sich die makroskopischen Nahteigenschaften in der Gefügeausbildung und in Härteverteilungen (HV1) entlang der Mittellinie der geschweißten Bleche darstellen, zeigt Bild 4.4. Für höchst- und ultrahochfeste Feinkornbaustähle kann es im Bereich der WEZ zu einem Härteabfall ("Härtesack") kommen, der unterschiedlich stark ausgeprägt ist. Ausgehend von der hohen Grundwerkstoffhärte des S1100QL von mehr als 400 HV1, ist der Härteabfall in der Stumpfnaht dieses Werkstoffs am stärksten ausgeprägt, sodass dort die Härte auf das Niveau der übrigen Werkstoffe abfällt.

Mikrohärtemessungen HV0,1 über den gesamten Stumpfnahtbereich (Bild 4.5) zeigen nicht nur lokal niedrige Härtewerte im Bereich der WEZ (Abfall lokaler Härte auf ca. 310 HV0,1 im Falle des handgeschweißten S960QL, 280 HV0,1 für den automatisiert geschweißten S960QL, 220 HV0,1 für den S960M und 270 HV0,1 für den S1100QL; hellgelb in Bild 4.5), sondern auch teils starke Aufhärtungen (> 400 HV0,1 bzw. > 450 HV0,1 für S960 bzw. S1100QL Werkstoffe; rot bis dunkelrot in Bild 4.5), insbesondere im Bereich des Schweißgutes, sodass sich gerade im kritischen Übergang von Schweißnaht zu WEZ sehr große lokale Härtegradienten ausbilden. Repräsentative Härtewerte für die Nahtbereiche wurden aus den Mikrohärtefeldmessungen für handgeschweißten S960QL [Möl+17b] sowie S960M [Möl+13, Möl+15a, Möl+17a] bestimmt und in Anhang zu [Mel+15] zusammengeführt. Die Grundwerkstoffhärte liegt im Bereich 340 < HV0,1 < 380 für S960 Werkstoffe und deutlich über 400 HV0,1 für S1100QL, wodurch die HV1 Ergebnisse bestätigt werden. Die Gegenüberstellung in Tabelle A4.2 (Anhang 4.2) zeigt Minima, Maxima, Mittelwerte und Standardabweichungen aus Härtemessungen an Mikrostrukturproben (Härtefelder 0 mm bis 5 mm und Einzelmessungen) sowie aus den Querschliffen in Bild 4.5 für die Zuordnung der Schweißzonen in Grundwerkstoff, Schweißgut und WEZ. Abgesehen vom Grundwerkstoff treten Standardabweichungen von HV0,1 > 20 auf, sodass die Messergebnisse im schweißnahtnahen Bereich die recht großen Härteschwankungen bestätigen.



Bild 4.4: Stumpfnähte im Querschliff für a) S960QL (manuell geschweißt), b) S960QL (automat. geschweißt), c) S960M (H. 1, man. geschweißt) und d) S1100QL (man. geschweißt)

a)						<mark>341</mark>	351	322 33	3 <mark>6</mark> 354					b)							11 10 10 1	e 24 <mark>20</mark> et 1	• • • • • • •	** ** ***							
	352 3	870 352	352	335 3	3 <mark>41</mark> 36	69 368	359	366 36	62 360	355	407 <mark>3</mark>	43 33	<mark>4</mark> 347	115 MT 12	****		****	- 18 - 18 - 18 - 19 - 19 - 19 - 19 - 19	19 20 20 20 20 20 20 20 20 20 20 20 20 20	a ur <mark>en</mark> so s	• •• •• <mark>•</mark> • •	a 75 <mark>12</mark> 12 a	-	10 <mark>20</mark> 20 20 0		• ** ** ** *	. an an an ar	18 18 18 18 18	****	0 (9 (9 (9 (9	
357	375	342 342	352	369 3	365 35	55 345	351	368 36	6 <mark>6</mark> 390	337	318 <mark>3</mark>	93 36	2 379	25. 36 20 257 25 26	10 90 90 90 91 90 90 90	ж 256 26 27 ж м 262 26 ал <mark>м</mark>	e ne ne ne ce c	1 000 200 200 200 200	n n se se s n n se se s	5 24 25 48 ¥ 9 <mark>25 5 8</mark> 85 ¥	n 20 an an an a Ne an an a	n 245 m 245 b a 247 m 249 m	: 20 20 34 3 : 20 34 30 3	86 716 <mark>215 215 21</mark> 81 216 206 301 32	<mark></mark>	1 24 22 25 2 24 25 28 28	1 24 26 26 26 5 26 28 26 36	36 26 25 38		4 <mark>29 29 29 2</mark> 6 27 29 29 29 2	
356	366 3	858 347	345	316	3 <mark>65</mark> 41	1 <mark>2</mark> 358	340	394 <mark>3</mark> 7	'5 <mark>331</mark>	316	354 3	68 37	<mark>0</mark> 381	- <mark></mark> -	11. SP 38. 38	54 21 4 20 54 2	****		• • • • •	5 29 29 29 29	e 20 50 54 5	- <mark></mark>		K 32 25 25 2	1 DE DE DE			ai aa aa aa	• • • • •	*****	
<mark>338</mark>	356 3	846 362	380	333 3	<mark>331</mark> 31	1 <mark>9</mark> 401	384	369 <mark>3</mark> 3	30 333	318	366 <mark>4</mark>	06 <mark>34</mark>	9 371	10, 30, 30 10, 31, 32	****	54 754 77 18 94 36 754 75 18 94	e see one one one e e see one one e	98 89 89 39 39 19 89 89 39 39	n n at at a	a an an an an an an an an an	n an an an a n an an an a	8 20 22 28 3 9 26 36 28 38 3	· 20 34 36 1	x <mark>20</mark> 20 25 20	а на <mark>са на</mark> на 1 на <mark>са н</mark> а на	4 29 29 31 37 3 4 29 29 31 32	5 20 20 20 20 5 20 20 20 20	50 50 50 50 50 50 50 50 50	e e e e e	n as ar an ar	****
357	354 3	878 359	<mark>343</mark>	318 3	372 <mark>3</mark> 3	30 339	410	363 35	58 359	339	349 3	53 35	2 377	(1) (2) an	****	7 (1) X X X	: ** ** 54 56 :	192 <mark>(4</mark> - 202 (2)	NC 25 30 35 3	e <mark>en es</mark> nº se	*****	a (14 00 00 X	• • • • •	*****	5 68 <mark>98</mark> 98 9	e os es es e	****	55 05 × 83	ko x x	8 09 03 09 X	
377	363 3	870 <mark>343</mark>	349	313 <mark>3</mark>	340 33	<mark>82</mark> 382	456	394 <mark>34</mark>	I <mark>3</mark>		3	44 33	4 338	<u></u>						* *****	9 28 28 28 2 9 28 28 28 2		· •• •• ••	2 (B) (T							
C)					364	330	361	336	350	318	337			d)								384	404	292							
200	0.10	044	240	264	220	220	2001	200	245	257	220	280	246	۵)						200	0.40	045	204	232	055	0.07	240				
366	310	5 311	318	361	339	339	322	328	345	357	338	389	340	_						328	342	345	364	347	355	367	340				_
373	3 35 ⁻	340	310	333	326	346	343	331	326	352	349	341	335	43	1 429	9 421	408	377	308	359	340	350	359	350	310	322	344	405	335	347	385
351	1 332	2 334	307	275	298	345	370	366	319	352	298	247	303	43	8 426	6 401	390	351	311	282	301	335	369	318	318	330	400	296	345	359 <mark>(</mark>	385
387	7 348	331	318	289	272	397	374	381	354	387	273	273	331	40	6 404	4 380	369	351	326	274	350	387	414	385	349	305	294	299	334	365 3	372
385	5 359	322	317	274	362	342	384	366	391	336	380	258	315	43	4 41:	3 426	381	389	326	461	438	396	388	415	371	303	315	319	352	357 3	372
296	5 26	274	233	226	347	385	385	407	375	361	322	237	300	44	4 41:	2 413	386	361	464	385	400	377	418	395	385	348	283	291	<mark>335</mark>	354 <mark>(</mark>	398
							326	407	334													361	385								

Bild 4.5: Mikrohärtefeldmessergebnisse in HV0,1 über die Querschliffe der Stumpfnähte für a) S960QL (manuell geschweißt), b) S960QL (automatisiert geschweißt), c) S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt) und d) S1100QL (manuell geschweißt)

Die Gefügeanalyse in Bild 4.6 zeigt am Beispiel der automatisiert geschweißten S960QL-Stumpfnaht, dass nicht nur lokale Härtegradienten im geschweißten Werkstoff vorliegen, sondern sich auch deutlich unterschiedliche Gefügeausprägungen einstellen. Ausgehend vom sich im Schweißgut einstellenden feinnadligen Zwischenstufengefüge (Bild 4.6b) bilden sich insbesondere im Übergang zur WEZ und in der WEZ vielfältige Gefüge aus:

- Position 2 (Bild 4.6c): Grobkörniges Gefüge (nadelige Zwischenstufe mit Karbidausscheidungen entlang bainitischer Nadeln)
- Position 3 (Bild 4.6d): Feinkörniges Gefüge (Ferrit, Zwischenstufengefüge)
- Position 4 (Bild 4.6e): Sehr feinkörniges Gefüge (Zwischenstufengefüge, ggf. Troostit)
- Position 5 (Bild 4.6f): Gefügeübergang in den bainitischen Grundwerkstoff (feine Karbidausscheidungen)

Infolge der unterschiedlichen Gefügeausbildung stellt die Differenzierung in die drei genannten Zonen nur eine Näherung und Vereinfachung dar. Tatsächlich treten stark unterschiedliche Werkstoffzustände auf, die nicht durch die Härte als alleinige Größe, sondern z.B. auch durch die Kornausprägung (Größe, Rundheit, Orientierung etc.) beschrieben werden sollten. Die unterschiedliche Gefügeausbildung und die ausgeprägten lokalen Härtegradienten stellen hohe Anforderungen an eine realitätsnahe, detailgetreue Abbildung von Schweißnähten für die nachfolgende Schwingfestigkeitsbewertung, was die Komplexität und den Rechenaufwand der FEM beeinflusst. Aus diesem Grund werden in der FE-Modellierung zur Schwingfestigkeitsbewertung und der vorgeschlagenen Methode zur Lebensdauerabschätzung vereinfachende Annahmen hinsichtlich der Werkstoffmodellierung getroffen.



Bild 4.6: Gefüge automatisiert geschweißter S960QL-Stumpfnähte ausgehend vom Schweißgut (SG) über die Wärmeeinflusszone (WEZ) bis in den Grundwerkstoff (GW): a) Übersicht im Nahtquerschliff, b) Position 1 (SG), c) Position 2 (SG/WEZ), d) Position 3 (WEZ), e) Position 4 (WEZ) und f) Position 5 (GW)

4.2 Prüfaufbau, Betriebsbelastung und Prüfprogramm

4.2.1 Prüfaufbau und -bedingungen

Schwingfestigkeitsversuche an den in der ersten Zeile von Tabelle 4.4 dargestellen Stumpfstoßproben wurden auf Resonanzprüfmaschinen und servohydraulischen Prüfmaschinen, beispielhaft dargestellt in Bild 4.7a, mit einer maximalen Kraft von F = 1.000 kN unter Kraftregelung bei einem Lastverhältnis von $R_F = 0,1$ durchgeführt [Mel+15, Möl+15d]. Das für Schweißnahtuntersuchungen typische Lastverhältnis für eine Zugschwellbelastung, siehe auch Wöhlerdiagramm in Bild 3.29, wurde mit Blick auf eine Gegenüberstellung der Ergebnisse mit vorangegangenen Untersuchungen [Put+06, Umm+13], möglicherweise vorliegender schweißbedingter Zugeigenspannungen und um eine unbehinderte Versuchsführung (Vermeiden des Ausknickens von Proben unter Druckbelastung und einer Knickstütze bei teilweise hohen Prüflasten und Probenverzügen) sicherzustellen, gewählt. Infolge der Probenklemmung stellt sich in den Versuchen eine freie Länge von 250 mm ein. In Anlehnung an SEP1240 [SEP06] wurden niedrige Prüffrequenzen im Bereich 0,1 Hz $\leq f \leq$ 7,0 Hz für Versuche im Kurzzeitfestigkeitsbereich festgelegt. Mit steigender Kraftamplitude wurde die Prüffrequenz verringert, während sie im Zeitfestigkeitsbereich bis auf 35 Hz erhöht wurde. Die Versuche wurden mit dem finalen Versagenskriterium "Bruch" beendet.

Für dehnungsgeregelte Schwingfestigkeitsversuche der kleinskaligen Flachproben (Zeilen zwei bis fünf in Tabelle 4.4) wurde eine servohydraulische Prüfmaschine mit einer Maximallast von 100 kN eingesetzt (Bild 4.7b). Obwohl die größere Blechdicke von 8 mm nicht in den Bereich der Feinbleche fällt, wurden die Versuche entsprechend der Spezifikationen des SEP1240 [SEP06] durchgeführt. Infolge des Dehnungsverhältnisses von $R_{\varepsilon} = -1$ kommt eine Stütze gegen das Ausknicken unter Druckbelastung zum Einsatz. Die Prüffrequenzen wurden entsprechend in Abhängigkeit des Dehnungshorizontes zu 0,1 Hz ($\varepsilon_{a,t} > 0,4 \%$), 0,5 Hz (0,4 % $\geq \varepsilon_{a,t} > 0,2 \%$) und 4,0 Hz ($\varepsilon_{a,t} \leq 0,2 \%$) gewählt. Aus den Versuchsergebnissen werden nachfolgend Dehnungswöhlerlinien und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven abgeleitet, die das zyklische Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs bzw. das zyklische Verhalten der Stumpfnaht beschreiben. Dazu wurde in den dehnungsgeregelten Versuchen ein Extensometer mit 25 mm Messlänge eingesetzt, der im Falle der Stumpfnaht den gesamten Nahtbereich (Schweißgut, WEZ und beidseitig Grundwerkstoff) beinhaltet.

Das zyklische Werkstoffverhalten einzelner Schweißnahtbereiche wurde anhand der Mikrostrukturproben (sechste Zeile in Tabelle 4.4) mittels piezobasierter Prüftechnik [Wag+11, Lan+14] in dehnungsgeregelten Versuchen mit R_{ε} = -1 charakterisiert (Bild 4.7c). Die Prüfbedingungen, bspw. Prüffrequenzen, entsprechen denen der kleinskaligen Flachproben, abgesehen von der Verwendung eines Extensometers mit einer Messbereichslänge von 10 mm aufgrund der verringerten Probendimensionen.



Bild 4.7: Prüfaufbauten zur Durchführung Schwingfestigkeitsversuchen: a) Servohydraulische Prüfmaschine für kraftgeregelte Versuche an Stumpfnähten, b) servohyraulische Prüfmaschine für dehnungsgeregelte Versuche an kleinskaligen Flachproben und c) piezobasierte Prüfmaschine für dehnungsgeregelte Versuche an Mikrostrukturproben

4.2.2 Beanspruchungs-Zeit-Funktion

Im Gegensatz zu nieder- und höherfesten Stählen verspricht man sich unter Beanspruchung mit variablen Lastamplituden durch den Einsatz von hochfesten Stählen Leichtbaupotenziale, insbesondere dann, wenn sehr hohe Belastungen oder Sonderereignisse vorliegen [Dem+01], die in der Konstruktionsphase berücksichtig werden sollen. Ergänzend zu konstanten Lastamplituden wird durch die Berücksichtigung von Betriebsbelastungen geschweißter Strukturen eine Erhöhung der Lebensdauer und ökonomischere Auslegung ermöglicht. Zusätzlich zu Informationen über das Werkstoffverhalten, Eigenspannungszustände, Umgebungseinflüsse und korrosive Einflüsse sind für eine sichere Lebensdauerbewertung unter variablen Beanspruchungen grundlegende Kenntnisse über Einflüsse der Betriebsbelastungen, inklusive Kollektivform, Art der Last-Zeit-Folge und Schadensakkumulation, erforderlich [Sons10].



Bild 4.8: Charakterisierung der variablen Beanspruchung durch a) normierte Last-Zeit-Folge, b) Rainflow-Zählung, c) Klassengrenzenüberschreitungszählung und d) Gegenüberstellung der Klassengrenzen- und Bereichspaarzählung

Um das Schwingfestigkeitsverhalten höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle im geschweißten Zustand infolge variabler Lastamplituden aufzuzeigen, zu bewerten und in der Lebensdauerabschätzung zu berücksichtigen, wurde ein kranbautypisches Sonderlastkollektiv aus gemessenen Betriebslastdaten an ausgewählten Positionen des Teleskopauslegers eines Mobilkrans [Mel+15, Möl+15a, Möl+15b] abgeleitet. Diese Lastsituationen liegen deutlich oberhalb derer des normalen Einsatzes. Die Analyse und Aufbereitung der Lastdaten ergeben ein gaußähnlich verteiltes Kollektiv, für welches eine zufällig verteilte Umkehrpunktfolge der Länge $L_{\rm S}$ = 200 mit einem Lastmaximum im 113. Schwingspiel (Bild 4.8b für $\bar{R}_{\rm F}$ = 0,1) erzeugt wurde. Die Gegenüberstellung der Klassengrenzenüberschreitungszählung (Bild 4.8a) mit der Bereichspaarzählung zeigt, dass beide Zählverfahren mit einem Schwingspielzahlverhältnis kleiner 1:3 ähnliche Ergebnisse liefern (Bild 4.8c), sodass eine zusätzliche Berücksichtigung von Mittelspannungsfluktuationen in der Schadenssumme nicht erforderlich ist [Sons07a]. Zusätzlich sind die Ergebnisse der Rainflow-Zählung in Bild 4.8d dargestellt. In kraftgeregelten Versuchen wird diese Last-Zeit-Folge mit einem Lastverhältnis von $\bar{R}_{\rm F}$ = 0,1 verwendet (in dehnungsgeregelten Versuchen von \bar{R}_{ε} = -1), woraus sich ein Unregelmäßigkeitsfaktor von I = 0,96 ergibt.

4.2.3 Prüfprogramm

In Tabelle 4.6 ist das dieser Arbeit zugrundeliegende Prüfprogramm dargestellt. Das Kerbdetail ,Stumpfnaht' wurde im kraftgeregelten Schwingfestigkeitsversuch unter konstanten und variablen Lastamplituden untersucht. Flach- und Mikrostrukturproben wurden unter Dehnungsregelung mit dem Fokus auf konstanten Beanspruchungsamplituden untersucht, um durch Spannungs-Dehnungs-Kurven und Dehnungswöhlerlinien das zyklische Verhalten zu charakterisieren.

			Kerbdetail		Flachprobe	n (kleinskali	g)	Mikr	ostrukturpr	oben
			Stumpfnaht	Grund	werkstoff	Stum	pfnaht	O mun al		Calvus in
Delecture	• \\/or	kotoff	Schweißzustand	t = 4 mm,	<i>t</i> = 8 mm,	t = 4 mm,	<i>t</i> = 8 mm,	Gruna-	WEZ ¹	Schwells-
Belastung	y vver	KSION	(SZ)	überschl.	Blech	überschl.	SZ	werkston		gut
	506001	auto ²	F: 7 (1)	-	-	-	-	-	-	-
konstante Lastamplitude	5960QL	manuell ²	F: 9 (0)	ɛ: 5 (0)	ε: 12 (0)	ε: <mark>5 (0)</mark>	ε: 12 (1) F: 1 (0)	ε: 12 (0)	ε: 12 (2)	ε: 12 (4)
	SOCOM	Herst. 1 ³	E: 15 (0)	ε: <mark>5 (</mark> 0)	ε: 12 (1) F: 3 (0)	ε: 5 <mark>(</mark> 0)	ε: 13 (0) F: 2 (0)	ε: 6 (1)	ε: <mark>6 (1)</mark>	ε: 6 (1)
	3900101	Herst. 2 ³	F. 13 (0)	ε: <mark>5 (</mark> 0)	ε: 10 (0)	ε: 5 <mark>(</mark> 0)	ε: 13 (0) F: 2 (0)	-	-	-
	S1100QL	-manuell ²	F: 13 (0)	ε: <mark>5 (</mark> 0)	ε: 12 (0) F: 4 (0)	ε: 5 <mark>(</mark> 0)	ε: 12 (1) F: 2 (0)	ε: 6 (1)	ε: 6 (0)	ε: 6 (1)
~	596001	auto ²	F: 9 (1)	-	-	-	-	-	-	-
le itude ^{00 Ssp}	COURCE	hand ²	F: 9 (2)	-	ε: <mark>9 (</mark> 3)	-	-	-	-	-
ariabl amplit 4 s = 20	S960M	Herst. 1 ³ F: 10 (3)		-	ε: 13 (0)	-	-	-	-	-
v Las Gauß,	0000111	Herst. 2 ³	F: 7 (0)	-	ε: 1 (0)	-	-	-	-	-
Ŭ	S1100QI	-manuell ²	F: 14 (4)	-	ε: 9 (0) F: 1 (0)	-	-	-	-	-

() Werte in Klammern entsprechen Versuchen, die nicht in der Wöhler- bzw. Gaßnerlinienauswertung berücksichtigt werden

F = kraftgeregelte Versuche; ϵ = dehnungsgeregelte Versuche

¹ WEZ = Wärmeeinflusszone

² auto = automatisiert: Schweißung mittels Roboterführung; hand = handgeschweißt

³ H1 = Hersteller 1 = Rautaruukki; H2 = Hersteller 2 = Voestalpine

Tabelle 4.6: Prüfprogramm für Kerbdetails unter Kraftregelung sowie Flach- und Mikrostrukturproben unter Dehnungsregelung

4.3 Schwingfestigkeitsergebnisse des Kerbdetails ,Stumpfnaht'

Die Auswertung der Schwingfestigkeitsversuche im Zeitfestigkeitsbereich, sowohl unter konstanten (Wöhlerlinien) als auch variablen Lastamplituden mit der in Abschnitt 4.2.2 beschriebenen Last-Zeit-Folge (Gaßnerlinien), wird nach der Maximum-Likelihood-Methode [SpHa78] vorgenommen. Darin wird auch der Unterschied einer versuchsreihenübergreifenden Auswertung der Schwingfestigkeitsergebnisse und einer Auswertung zusammengehöriger Versuchspunkte zur Auswertung mit einer vorab bestimmten Wöhlerlinienneigung beschrieben. Im Rahmen dieser Arbeit wird grundsätzlich eine versuchsreihenübergreifende Auswertung und somit Ableitung einer Neigung aus den Versuchspunkten nach erster Variante vorgenommen. Da sich der Fokus dieser Untersuchung auf den Kurzzeitfestigkeitsbereich bezieht, lediglich ein Durchläuferergebnis Berücksichtigung findet und keine explizite Bestimmung des Abknickpunktes der Wöhlerlinien angestrebt wird, unterscheidet sich die Auswertung kraftgeregelter Versuche nach der hier durchgeführten Maximum-Likelihood-Methode nur unwesentlich von einer Auswertung mit Hilfe kleinster Fehlerguadrate ohne die explizite Berücksichtigung von Durchläufern. Für die Mehrheit der Schwingfestigkeitsversuche wurden Lebensdauern von $N < 1.10^5$ bei hohen Lastamplituden ermittelt. Versuchsergebnisse, die im Bereich sehr hoher Lastamplituden mit niedrigen Lebensdauern eindeutig nicht mehr durch den Verlauf der Zeitfestigkeitsgeraden beschrieben werden können, bleiben für die Auswertung von Neigungen und Streuungen unberücksichtigt. Zur Abgrenzung der Kurzzeit- von der Zeitfestigkeit wird häufig $N < 5 \cdot 10^4$ (siehe Bild 3.1 [SoGr95]) angegeben, während Bemessungswöhlerlinien bspw. des IIW [Hobb16] Zeitfestigkeitsgeraden ab 1.10⁴ Schwingspielen vorgeben. In der hier vorgenommenen Auswertung werden die Zeitfestigkeitsgeraden bis zum höchsten in der Auswertung enthaltenen Spannungshorizont ($N < 1.10^4$) dargestellt. Eine Gegenüberstellung mit den Regelwerken, welche die Schwingfestigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ als Referenz (FAT-Klasse) verwenden, erfolgt in Kapitel 5. Das Versagen der Stumpfnähte erfolgt in der Mehrzahl der Versuche in typischer Weise von einer Rissinitierung vom Nahtübergang der Deck- oder Gegenlage ausgehend, in seltenen Fällen – durch Bindefehler bedingt – infolge eines Risses durch das Schweißgut. Bei sehr hohen Lastamplituden, z.B. Versagen im Gaßnerversuch bei der ersten Maximallast, wird der Probenbruch (unter 45° in der Lastebene) im Grundwerksstoff beobachtet. Bei erhöhtem, schweißbedingtem Winkelverzug ($\alpha \ge 0.7^{\circ}$) stellt sich fast durchgängig ein Versagen an der Gegenlage ein, Bild 4.9. Die untersuchte Probe (S1100QL, manuell geschweißt, Nr. 7) wies einen Verzug von $\alpha = 2,2^{\circ}$ auf und wurde unter variablen Lastamplituden mit $\bar{\sigma}_{a,n}$ = 360 MPa bis zu einer Schwingspielzahl von \bar{N} = 5.050 belastet, die ca. 10 % der Bruchschwingspielzahl einer vergleichbaren Probe mit geringerem Verzug entspricht, wodurch sich ein 0,1 mm tiefer Riss ausbildete, der jedoch keine Auswirkungen auf die während des Versuchs gemessene Steifigkeit hatte. Es zeigt sich eine frühzeitige Rissinitierung, die jedoch keinen Einfluss auf die globale Nahtsteifigkeit ausübt. Die Schwingspielzahl der vergleichbaren Probe (50d-8-11Q-AW-TD-21) mit α = 1,3° beträgt \overline{N} = 52.400.



Bild 4.9: Typischer Rissfortschritt mit Rissinitiierung ausgehend vom Schweißnahtübergang am Beispiel eines Querschliffs der Stumpfnaht aus S1100QL (manuell geschweißt)

4.3.1 Werkstoff- und Stumpfnahtausführung übergreifende Auswertung

Die gemeinsam für geschweißten S960QL, S960M und S1100QL ausgewerteten Wöhlerund Gaßnerlinien in Bild 4.10 sind mit Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_{\bar{U}} = 10 \%$, 50 % und 90 % angegeben. Die Wöhlerlinie wird entsprechend Tabelle 4.7 durch die Neigung k = 3,1, die Nennspannungsamplitude $\sigma_{a,n}(N_B = 1 \cdot 10^6, P_{\bar{U}} = 50\%) = 60$ MPa und die Streuspanne $T_{\sigma} = 1:1,98$ – die Gaßnerlinie analog anhand der Kennwerte $\bar{k} = 4,2$, $\bar{\sigma}_{a,n}(\bar{N}_B = 1 \cdot 10^6, P_{\bar{U}} = 50\%) = 184$ MPa und $\bar{T}_{\sigma} = 1:1,56$ – beschrieben. Wöhler- und Gaßnerlinien sind in guter Übereinstimmung mit denen anderer Auswerteverfahren aus [Mel+15] und [Möl+15d]. Dies liegt darin begründet, dass die Auswertung auf die Zeitfestigkeit beschränkt ist und sich für die Methode der kleinsten Fehlerquadrate sowie der Maximum-Likelihood-Methode bei einem Durchläufer keine Unterschiede zeigen. Gleichermaßen ist im Kurzzeitfestigkeitsbereich die Versuchsführung im kraftgeregelten Schwingfestigkeitsversuch bezüglich Fließen empfindlich, da geringe Laständerungen einen erheblichen Einfluss auf die Lebensdauer der Schweißverbindung haben können [Möl15a]. Dieser Einschränkung kann durch eine dehnungsgeregelte Versuchsdurchführung (Abschnitte 4.4 und 4.5) entgegengewirkt werden.

-		k	$\sigma_{\rm a,n}(N_{\rm B}=1\cdot 10^{6},P_{\ddot{\rm U}}=50\%)$	T_{σ}
	bzw.	\overline{k}	$ar{\sigma}_{ m a,n}(ar{N}_{ m B}=1\cdot10^6$, $P_{\ddot{ m U}}=50\%)$	\overline{T}_{σ}
		[-]	[MPa]	[-]
_	Wöhlerlinie	3,1	60	1:1,98
	Gaßnerlinie	4,2	184	1:1,56

Tabelle 4.7: Kennwerte der Wöhler- und Gaßnerlinien für eine den Werkstoff und Fertigungsprozess übergreifende Auswertung der Stumpfstoßproben



Bild 4.10: Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an Stumpfnähten unter konstanten und variablen Lastamplituden im Nennspannungssystem

Die Vermessung von Schwingbruchflächen der unter variablen Beanspruchungsamplituden geprüften Stumpfstoßproben zeigt erwartungsgemäß einen ausgeprägten Zusammenhang mit der Beanspruchungshöhe. Aus der Auftragung gegenüber der Nennspannungsamplitude in Bild 4.11 wird der große Anteil der Schwingbruchfläche von bis 70 % des Prüfquerschnitts bei niedrigen Spannungsamplituden von $\sigma_{a,n} = 200$ MPa bis $\sigma_{a,n} = 300$ MPa deutlich, während sich das Versagen bei hohen Belastungen dem des quasistatischen Versagens ohne Schwingbruch nähert.



Bild 4.11: Schwingbruchfläche und -anteil in Abhängigkeit der Nennspannungsamplitude sowie exemplarische Bruchbilder

4.3.2 Stumpfnahtausführung spezifische Auswertung

In den verhältnismäßig großen Streuungen von $T_{\sigma} = 1:1,98$ (Wöhlerversuche) bzw. $\overline{T}_{\sigma} = 1:1,56$ (Gaßnerversuche) sind systematische fertigungsbedingte Schwankungen enthalten. Eine differenzierte Auswertung von Zeitfestigkeitsgeraden mit $P_{U} = 50$ % nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung, die Unterschiede in der Fertigung bezüglich Winkelverzug und Schweißnahtaufbau aus Abschnitt 4.1.2 beinhalten, zeigt Bild 4.12. Es ergeben sich teils deutliche Schwingfestigkeitsunterschiede, die mit den Ergebnissen aus [Mel+15, Möl+15d] übereinstimmen.



Bild 4.12: Wöhlerlinien für Stumpfnähte mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{ij} = 50 \%$ differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung

Automatisiert geschweißte Proben des S960QL Grundwerkstoffs erzielen mit $\sigma_{a,n}$ = 127 MPa bei $N_{\rm B} = 1.10^6$ die höchste Schwingfestigkeit unter konstanten Beanspruchungsamplituden (Tabelle 4.8). Dies wird in Ergebnissen unter variablen Lastamplituden bestätigt (Tabelle 4.9). Diese Stumpfstoßproben zeichnen sich durch eine einfache Decklage und einen geringen Winkelverzug von $0.0^{\circ} \le \alpha \le 1.0^{\circ}$ aus. In gleicher Weise manuell geschweißte S960M und S1100QL Grundwerkstoffe weisen zwei überlappende Decknähte, einen leicht erhöhten Winkelverzug von $0,4^{\circ} \le \alpha \le 2,8^{\circ}$ und eine geringere Schwingfestigkeit von $\sigma_{a,n}$ = 64 MPa bei N_B = 1.10⁶ der gemeinsam ausgewertete Wöhlerlinie auf. Die geringste Schwingfestigkeit von $\sigma_{a,n}$ = 42 MPa bei N_B = 1.10⁶ erzielen manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960QL, die eine einfache Decklage und einen deutlich erhöhten Winkelverzug von 2,4° $\leq \alpha \leq$ 5,2° aufweisen. Mit erhöhter Schweißnahtqualität flacht die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden ab, sodass sich die Wöhlerlinien mit steigender Belastung nähern. In [Kau+08, Son+11] wurde für beidseitig geschweißte Stumpfnähte (t = 30 mm) aus S355M, S690Q und S960Q unter Zugschwellbelastung durchgängig eine Neigung von k = 3.5 ermittelt, die in guter Übereinstimmung mit den hier ermittelten Neigungen für manuell geschweißte Stumpfnähte ist. Für experimentelle Gaßnerlinien für ein gaußverteiltes

Lastkollektiv (ohne/mit Überlasten) wurde ebenfalls eine Neigung von $\bar{k} = 3,5$ bestimmt [Kau+08, Son+11], die somit einen steileren Verlauf gegenüber den hier ermittelten Neigungen für manuelle Schweißungen von $\bar{k} = 4,3$ bzw. $\bar{k} = 4,4$ beschreibt. Der dort unter variablen Lastamplituden untersuchte Schwingspielzahlbereich erstreckte sich allerdings über den Bereich $5 \cdot 10^5 \le N_{\rm B} \le 1 \cdot 10^7$.

Wöhlerlinien		Zeitfestigkeitsge	erade	Startpunkt Zeitfestigkeit				
	k	$\sigma_{\rm a,n}$ bei $N_{\rm B}$ = 1·10 ⁶ und $P_{\rm U}$ = 50 %	T_{σ}	$\sigma_{a,n,\max}$ $P_{\ddot{U}} = 50 \%$	$N_{\rm B}(\sigma_{\rm a,n,max})$ $P_{\rm U} = 50~\%$			
	[-]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]			
S960QL (manuell)	3,0	42	1:1,51	247	4.917			
S960QL (autom.)	5,0	127	1:1,23	368	4.612			
S960M/S1100QL (man.)	3,3	64	1:1,41	303	5.911			

Tabelle 4.8: Kennwerte der Wöhlerlinien für eine bezüglich Werkstoff und Fertigungsprozess differenzierte Auswertung der Stumpfstoßproben

Gaßnerlinien		Zeitfestigkeitsge	erade	Sta Zeitfe	rtpunkt estigkeit
	k	$\overline{\sigma}_{\mathrm{a,n}}$ bei \overline{N}_B = 1·10 ⁶ und P_{U} = 50 %	$ar{T}_{\sigma}$	$\overline{\sigma}_{a,n,\max}$ $P_{\ddot{U}} = 50 \%$	$\overline{N}_{\rm B}(\overline{\sigma}_{\rm a,n,max})$ $P_{\ddot{U}} = 50 \%$
	[-]	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]
S960QL (manuell)	4,4	167	1:1,24	482	9.431
S960QL (autom.)	5,6	272	1:1,17	468	48.468
S960M/S1100QL (man.)	4,3	174	1:1,27	468	14.469

Tabelle 4.9: Kennwerte der Gaßnerlinien für eine bezüglich Werkstoff und Fertigungsprozess differenzierte Auswertung der Stumpfstoßproben

4.4 Schwingfestigkeitsergebnisse kleinskaliger Flachproben

Zur Beschreibung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens wurden dehnungsgeregelte Versuche an kleinskaligen Flachproben entsprechend Tabelle 4.6 bei einem Dehnungsverhältnis von R_{ε} = -1 durchgeführt. Wie in Abschnitt 4.3 beschrieben, bietet eine dehnungsgeregelte Versuchsführung den Vorteil, dass das Schwingfestigkeitsverhalten bei hohen Beanspruchungen beschrieben werden kann und die großen Lebensdauerunterschiede bei kleinen Änderungen der Spannungsamplitude unter Kraftregelung aufgelöst werden können. Daher wird in diesem Kapitel über das an Flachproben aus Grundwerkstoff (GWP) ermittelte zyklische Werkstoffverhalten hinaus auch das zyklische Verhalten querbelasteter Stumpfnähte (QSN) beschrieben. Im Rahmen dieser Arbeit wurden die manuell MAG-geschweißten Stumpfnähte experimentell untersucht, automatisiert geschweißte wurden nicht geprüft. Aus den Versuchen lassen sich Kennwerte für den untersuchten, 'integralen' Nahtabschnitt (im Messbereich des Aufnehmers) ableiten. Die Beschreibung erfolgt in Form von Wechselverformungskurven, Spannungs-Dehnungs-Hysteresen, Dehnungswöhler- bzw. Dehnungsgaßnerlinien und zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven unter Ableitung zugehöriger Werkstoffkennwerte. Weiterführende Kenntnisse werden durch eine Gegenüberstellung von Grundwerkstoff und querbelasteter Stumpfnaht unter Berücksichtigung der geometrischen und metallurgischen Kerbe erzielt. Bei zuletzt genanntem wurden Stumpfnähte auf eine Probendicke von 4 mm abgearbeitet.

4.4.1 Wechselverformungskurven und Versagensverhalten

Die Darstellung von Wechselverformungskurven (Spannungsamplitude über Schwingspielzahl) für Versuche unter konstanter Dehnungsamplitude (Bild 4.13 für S1100QL Grundwerkstoff und unterschiedliche Dehnungshorizonte) geben unmittelbar Aufschluss über die Stabilisierung des Werkstoffs oder untersuchten Bereichs, d.h. des integralen Schweißnahtbereichs für querbelastete Stumpfnähte, sowie das Ver- oder Entfestigungsverhalten. Bei einer Dehnungsamplitude von $\varepsilon_{a,t} = 0,2$ % tritt für die GWP kein Versagen ein und die Spannungsamplitude stabilisiert bis zur Grenzschwingspielzahl von $N_G = 1 \cdot 10^6$ (Bild 4.13a und Bild 4.13b). Unter ähnlichem Verhalten bei $\varepsilon_{a,t} = 0,3$ % und $\varepsilon_{a,t} = 0,4$ % kommt es zum Versagen. Für $\varepsilon_{a,t} > 0,4$ % zeigt sich ein kontinuierlicher Abfall der Spannungsamplitude und somit eine deutliche Entfestigung des Grundwerkstoffs mit Übergang in die Rissinitiierung. Diese Entfestigung ist durchgängig in unterschiedlicher Ausprägung für alle untersuchten Werkstoffe und auch für die überarbeiteten GWP mit 4 mm Probendicke zu erkennen. Es kann aus den Wechselverformungskurven für 8 mm dicke Proben mit Walzoberfläche und den 4 mm dicken abgearbeiteten Proben geschlossen werden, dass der Einfluss der Walzoberfläche auf die Spannungsentwicklung des Grundwerkstoffs zu vernachlässigen ist.

Aus den Wechselverformungskurven in Bild 4.13c und Bild 4.13d geht hervor, dass querbelastete Stumpfnähte (QSN) bei $\varepsilon_{a,t} = 0,2 \%$ nach Stabilisierung versagen, während für höhere Dehnungsamplituden ($\varepsilon_{a,t} \ge 0,3 \%$) geringere initiale Spannungsamplituden vorliegen und eine Entfestigung über den mit Hilfe des Messbereichs des Extensometers von 25 mm integral betrachteten Schweißnahtbereich stattfindet. Dieses Verhalten (initiale Spannungsamplituden und Entfestigung) gilt werkstoffübergreifend auch für die Stumpfnähte der S960QL- und S960M-Stumpfnähte und ist gegenüber QSN aus S1100QL kaum verändert. Im Vergleich mit Grundwerkstoffproben tritt die Entfestigung bei deutlich niedrigeren Dehnungsamplituden ein. Gegenüber dem Grundwerkstoff inhomogene Gefüge- und Härteverteilungen über den Nahtbereich dienen zur Erklärung dieses Verhaltens. In der durch einen Härteabfall gekennzeichneten WEZ konzentrieren sich höhere Dehnungen, während das harte Schweißgut geringe Verformungen aufweist. Die Rissinitiierung für QSN mit Nahtprofil geht frühzeitig von der Nahtübergangskerbe aus. Anschließend schreitet der Riss durch die weiche WEZ fort (Bild 4.14a) oder verläuft vorerst entlang des Übergangs von der WEZ zum Schweißgut, um in die WEZ fortzuschreiten (Bild 4.14b).



Bild 4.13: Wechselverformungskurven mit zyklischer Entfestigung ermittelt an S1100QL-Flachproben für den Grundwerkstoff der Dicke von a) 8 mm sowie b) 4 mm und für die querbelastete Stumpfnaht der Dicke von c) 8 mm sowie b) 4 mm (abgearbeitet)



Bild 4.14: Rissverlauf im integralen Schweißnahtbereich für geätzte, unbearbeitete (Walzoberfläche/Nahtprofil), querbelastete Stumpfnähte (QSN): a) Rissfortschritt überwiegend durch WEZ und b) Rissfortschritt ausgeprägt im Übergang von der WEZ zum Schweißgut

Auch die Rissinitiierung und der Rissfortschritt abgearbeiteter QSN liegt überwiegend im Nahtbereich der WEZ (Bild 4.15a) oder im Übergang von der WEZ zum Schweißgut (Bild 4.15b). Da auch für abgearbeitete QSN bei $\varepsilon_{a,t} = 0,2$ % Versagen und bei höheren Dehnungsamplituden eine ausgeprägte Entfestigung und reduzierte initiale Spannungsamplituden beobachtet werden, werden die Auswirkungen der metallurgischen Kerbe bereits in den Wechselverformungskurven deutlich. In [Möl+15a] wird die Entfestigung in Folge

initialer Spannungsamplituden und denen des als zyklisch stabilisiert angenommenen Zustands für 0,5 % $\leq \varepsilon_{a,t} \leq 0.8$ % auf 5 % bis > 20 % (GWP) und 5 % bis 15 % (QSN) beziffert.



Bild 4.15: Rissverlauf geätzter querbelasteter Stumpfnähte (QSN) mit abgearbeiteter Oberfläche: a) Rissfortschritt überwiegend durch WEZ und b) Rissfortschritt ausgeprägt im Übergang von der WEZ zum Schweißgut

4.4.2 Spannungs-Dehnungs-Hysteresen

Für die Schädigung sind die Beanspruchungsgrößen der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen relevant. In Bild 4.16 sind die Spannungs-Dehnungs-Hysteresen des ersten Schwingspiels, des entsprechend Abschnitt 3.3.1 als stabilisiert angenommenen Zustands und bei Anriss exemplarisch aus einem dehnungsgeregelten Versuch mit $\varepsilon_{a,t} = 0,7$ % dargestellt. Die Hysteresen des S1100QL (t = 8 mm) in Bild 4.16a sind denen der S1100QL-QSN in Bild 4.16b gegenübergestellt. In beiden Fällen lässt sich eine vernachlässigbare Mittelspannungsverschiebung erkennen. Dem gegenüber steht eine Entfestigung (sowohl GW als auch QSN) von der Erstbelastung in den als zyklisch stabilisiert angenommenen Zustand. Die Hysteresen bei Anriss zeigen keine Deformationen, beinhalten aber das relevante Versagenskriterium eines 10%igen Spannungsabfalls gegenüber dem ,stabilisierten Zustand'.



Bild 4.16: Spannungs-Dehnungs-Hysteresen für a) S1100QL Grundwerkstoff und b) querbelastete Stumpfnähte aus S1100QL

4.4.3 Dehnungswöhlerlinien

Zur Beschreibung des Verlaufs der Dehnungswöhlerlinie werden zwei Ansätze verwendet: Die klassische Beschreibung der Dehnungswöhlerlinie nach Basquin-Coffin-Manson-Morrow (BCMM, siehe Abschnitt 3.3.2.1) und die Beschreibung durch die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie (siehe Abschnitt 3.3.2.2). Bei letztgenannter Beschreibung wird die Variante mit Fortführung der Neigung der elastischen Geraden aus Bereich 2 in 3 ($b_2 = b_3$) gewählt, da keine Ergebnisse für $N > 1 \cdot 10^6$ vorliegen. Die Gegenüberstellung der Dehnungswöhlerlinien nach BCMM mit der tri-linearen Dehnungswöhlerlinie für die untersuchten Grundwerkstoffe mit einer Blechdicke von t = 8 mm, Bild 4.17, zeigt geringfügige Unterschiede der beiden Abschätzungsmethoden mit einer zutreffenderen Beschreibung durch die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie. Die zutreffendere tri-lineare Abschätzung bestätigen die in Bild 4.18 gegenübergestellten Dehnungswöhlerlinien für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN, t = 8 mm), deren Versuchsergebnisse einer erhöhten Streuung unterliegen.



Bild 4.17: Dehnungswöhlerlinien nach BCMM und tri-linear für die Grundwerkstoffe (t = 8 mm): a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

Zur Beschreibung der Dehnungswöhlerlinien – sowohl der Grundwerkstoffe wie auch querbelasteter Stumpfnähte – wird daher die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie bevorzugt und für die Lebensdauerabschätzung in Kapitel 6 verwendet. In Bild 4.19 sind daher die tri-linearen Dehnungswöhlerlinien für die untersuchten Grundwerkstoffe (GW) und die daraus manuell geschweißten, querbelasteten Stumpfnähte (QSN) werkstoffspezifisch in der Achsenskalierung entsprechend [SEP06] gegenübergestellt. Es zeigt sich einheitlich eine Verschiebung zu niedrigen Anrissschwingspielzahlen für die QSN um ca. ein bis zwei Dekaden. Die abgeleiteten zyklischen Kennwerte der einzelnen Versuchsreihen sind gemeinsam mit denen der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abschnitt 4.4.5 dokumentiert.



Bild 4.18: Dehnungswöhlerlinien nach BCMM und tri-linear für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN, t = 8 mm) aus: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

Eine Einordnung des Einflusses der Walzoberfläche sowie der metallurgischen und geometrischen Kerben wird aus den Ergebnissen für abgearbeitete, 4 mm dicke Flachproben der gleichen Grundgeometrie ermöglicht. In Bild 4.20a sind die Dehnungswöhlerlinien für alle Grundwerkstoffe der Dicken von 8 mm (gewalzt) und 4 mm (abgearbeitet) als Kurvenschar dargestellt. Es zeigt sich ein recht einheitliches Bild mit wenigen Ausreißern. Trotz steiler Neigung der Dehnungswöhlerlinien für hohe Dehnungsamplituden lassen sich die Versuchsergebnisse der 4 mm abgearbeiteten Proben gut in die Ergebnisse der 8 mm dicken Proben einordnen. Dieses Bild ändert sich für den Fall der guerbelasteten Stumpfnaht, Bild 4.20b. Die Kombination von geometrischer und metallurgischer Kerbe der 8 mm dicken Proben führt hier zu verringerten Anrissschwingspielzahlen gegenüber den auf 4 mm abgearbeiteten Proben mit deutlich geminderter geometrischer Kerbe. In [Möl+15a] wurde anhand der 4 mm dicken abgearbeiteten Flachproben bereits veranschaulicht, dass im Bereich von ein bis zwei Dekaden reduzierte Anrissschwingspielzahlen aus der metallurgischen Kerbwirkung der Stumpfnaht gegenüber dem Grundwerkstoff folgen. Es zeigt sich somit, dass die an Grundwerkstoffproben ermittelten Dehnungswöhlerlinien nicht unmittelbar auf andere Werkstoffzustände, wie sie beispielsweise bei Schweißnähten auftreten,



übertragen werden können. Bei der Lebensdauerabschätzung sollte daher im besten Falle eine dem Versagensbereich zuzuordnende Dehnungswöhlerlinie verwendet werden.

Bild 4.19: Gegenüberstellung der tri-linearen Dehnungswöhlerlinien für Grundwerkstoff (GW) und manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit t = 8 mm für: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)



Bild 4.20: Gegenüberstellung der Dehnungswöhlerlinien für a) den Grundwerkstoff (GW) und b) die querbelastete Stumpfnaht (QSN) mit 8 mm (gewalzt) und 4 mm (abgearbeitet) Probendicke

4.4.4 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven

Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven werden nach Ramberg-Osgood [RaOs43] entsprechend GI. 3.17 beschrieben. Zusätzlich zur direkten Regression der Versuchsergebnisse findet die Kompatibilität zur Dehnungswöhlerlinie (DWL), in der Form von BasquinCoffin-Manson-Morrow (BCMM) [Basq10, Coff54, Mans65, Morr65] und der tri-linearen DWL [Wage07], Anwendung. Die drei Beschreibungsformen sind für die Grundwerkstoffe in Bild 4.21 gegenübergestellt. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven aus der Kompatibilität mit der Dehnungswöhlerlinie nach BCMM haben die Tendenz die Ergebnisse bei niedrigen plastischen Anteilen ($0,2 \% < \varepsilon_{a,pl} < 0,5 \%$) zu unterschätzen und bei großen plastischen Anteilen ($\varepsilon_{a,pl} < 0,6 \%$) zu überschätzen. Dem gegenüber beschreiben die direkte Regression und die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve aus der Kompatibilität mit der tri-linearen DWL die Versuchsergebnisse zutreffender. Das gilt in ähnlicher Weise auch für die in Bild 4.22 dargestellten Kurven der querbelasteten Stumpfnähte (QSN).

Alle S960 Grundwerkstoffe, sowohl der wasservergütete als auch beide thermomechanisch gewalzten, haben einen ähnlichen Verlauf, während der S1100QL Grundwerkstoff eine ausgeprägte linear-elastische Gerade und eine erhöhte Spannungsamplitude aufweist, Bild 4.21b. Dieser Unterschied zeigt sich für den Fall der querbelasteten Stumpfnaht nicht mehr. Der geschweißte S1100QL wird auf das Niveau der S960 Stumpfnähte gesenkt, was auf die kombinierte metallurgische und geometrische Kerbe – insbesondere die MAG-Schweißung mit Schweißzusatz der Festigkeit von 900 MPa und Nahtübergangskerben – zurückzuführen ist. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven der QSN haben somit ähnliche Verläufe, die genäherten Kennwerte unterscheiden sich dennoch versuchsreihenspezifisch (siehe Abschnitt 4.4.5).



Bild 4.21: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven ausgewertet nach Ramberg-Osgood (direkt), Kompatibilität aus BCMM und Kompatibilität aus der tri-linearen DWL für die Grundwerkstoffe (t = 8 mm): a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (H. 1) und d) S960M (H. 2)



Bild 4.22: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven ausgewertet mittels Ramberg-Osgood (direkt), Kompatibilität aus BCMM und Kompatibilität aus der tri-linearen DWL für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN, t = 8 mm) aus: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

In Bild 4.23 sind die mittels direkter Regression ausgewerteten zyklischen Spanungs-Dehnungs-Kurven für den Grundwerkstoff und die querbelastete Stumpfnaht für die verschiedenen Versuchsreihen gegenübergestellt. Sie nehmen für S960 Grundwerkstoffe und Stumpfnähte ähnliche Verläufe an. Für den S1100QL, Bild 4.23b, wird die Änderung von GW zu QSN deutlich. Alle ausgewerteten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven basieren auf den Ergebnissen für den als zyklisch stabilisiert angenommenen Zustand und spiegeln somit keine transienten Effekte wider. Einen Eindruck über die Änderung des zyklischen Verhaltens (von GW und QSN) wird durch die exemplarischen Erstbelastungskurven gegeben. Für alle Grundwerkstoffe lässt sich eine starke Entfestigung von der Erstbelastung zur zyklischen Stabilisierung feststellen. Eine zumindest leichte Entfestigung ist auch für die QSN zu erkennen.



Bild 4.23: Gegenüberstellung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven für Grundwerkstoff (GW) und manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit t = 8 mm für: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

Das transiente Verhalten zeigt sich deutlicher in der Auswertung der zyklischen Streckgrenze $R'_{p0,2}$. In Tabelle 4.10 sind ausgewertete zyklische Streckgrenzen für 10% ige Änderungen der normierten Anrissschwingspielzahl N/N_A zusammengefasst. Die zugehörigen Verläufe von $R'_{p0,2}$ über N/N_A sind für Grundwerkstoffe in Bild 4.24a und für querbelastete Stumpfnähte (QSN) in Bild 4.24b dargestellt. Sie verlaufen in ähnlicher Weise wie die Wechselverformungskurven mit einem stärkeren Abfall zu Beginn, der der Entfestigung zugeschrieben werden kann, einem flacheren Verlauf um 50 % ("Stabilisierung") und einem stärkeren Abfall am Ende, der die Rissinitiierung beinhaltet. Es wird deutlich, dass der S1100QL Grundwerstoff eine deutlich höhere zyklische Streckgrenze aufweist als die S960 Werkstoffe. Im geschweißten Zustand kommt dieser Unterschied aufgrund des eingesetzten niederfesten Schweißguts nicht zum Tragen. Analog zur zyklischen Streckgrenze werden die Verläufe des zyklischen Verfestigungskoeffizienten K' und des zyklischen Verfestigungsexponenten n' mit N/N_A in Kapitel 7 nicht nur für eine Lebensdauerabschätzung mit zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven verwendet, sondern auch zur Beschreibung der transienten Änderung der Spannungs-Dehnungs-Kurven. Somit wird in der Lebensdauerabschätzung die Anwendung von transienten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den zyklischen Versuchen möglich.

<i>R</i> ′ _{р0,2} [MPa]	<i>N/N</i> _A [%]	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
	S960QL	832	802	784	770	770	747	738	727	716	685
od- stoff	S1100QL	1115	1081	1063	1048	1040	1035	1029	1024	1017	1013
Grur verks	S960M (H1)	834	802	783	772	764	757	758	753	746	706
- >	S960M (H2)	871	830	802	782	777	767	756	745	731	721
t te	S960QL	851	836	809	798	791	779	769	760	749	732
aste	S1100QL	878	846	826	809	793	779	774	760	742	715
erbel	S960M (H1)	800	772	751	741	727	714	710	698	686	672
St St	S960M (H2)	877	855	831	816	801	788	773	758	742	725

Tabelle 4.10: Ausgewertete zyklische Streckgrenzen $R'_{p0,2}$ für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven



Bild 4.24: Verlauf zyklischer Streckgrenzen $R'_{p0,2}$ über normierte Anrissschwingspielzahlen N/N_A für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven der a) Grundwerkstoffe und b) querbelasteten Stumpfnähte (QSN)

		$R'_{\rm p0,2,10\%}$	$R'_{\rm p0,2,100\%}$
	<i>N/N</i> _A [%]	$R'_{\rm p0,2,50\%}$	$R'_{\rm p0,2,50\%}$
Grund- werkstoff	S960QL	1,08	0,89
	S1100QL	1,07	0,97
	S960M (H1)	1,09	0,92
	S960M (H2)	1,12	0,93
Querbelastete Stumpfnaht	S960QL	1,08	0,93
	S1100QL	1,11	0,90
	S960M (H1)	1,10	0,92
	S960M (H2)	1,10	0,91

Tabelle 4.11: Zyklische Streckgrenzenverhältnisse für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven
Von besonderem Interesse sind die Quotienten der zyklischen Streckgrenzen mit dem als "zyklisch stabilisiert" angenommenen Zustand bei $N/N_A = 50$ %. Die Verhältnisse für 10 % zu 50 % und für 100 % (definierter Anriss) zu 50 % sind in Tabelle 4.11 aufgeführt. Werkstoffübergreifend äußert sich die Entfestigung durch eine für den Zustand bei $N/N_A = 10$ % um 7 % bis 12 % höhere zyklische Streckgrenze gegenüber $N/N_A = 50$ %. Ähnliche Ergebnisse zeigen sich für die Zustände der querbelasteten Stumpfnaht mit $1,08 \le R'_{p0,2,10\%}/R'_{p0,2,50\%} \le 1,11$.

Abschließend bleibt noch der Abgleich zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven für Grundwerkstoff (GW) und querbelastete Stumpfnähte (QSN) zwischen 8 mm (gewalzt) und 4 mm (abgearbeitet) Probendicke, Bild 4.25. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für S960 Grundwerkstoffe und querbelastete Stumpfnähte liegen nahe beieinander, sodass für eine einfache Abschätzung, wie z.B. durch das UML vorgenommen, eine einheitliche Formulierung denkbar ist. Es wird deutlich, dass Spannungs-Dehnungs-Kurven für 4 mm Probendicke weniger einheitlich verlaufen als für 8 mm Dicke. Der Verlauf des S1100QL Grundwerkstoffs wird bestätigt. Die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven geschweißter, 4 mm dicker Stumpfnähte verlaufen bei Vorhandensein plastischer Dehnungsanteile tendenziell unter denen der Grundwerkstoffe.



Bild 4.25: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für Grundwerkstoffe (GW) und querbelastete Stumpfnähte (QSN) für a) 8 mm (gewalzt) und b) 4 mm (abgearbeitet) Probendicke

4.4.5 Zyklische Werkstoffkennwerte

Eine Übersicht der zyklischen Werkstoffkennwerte hervorgehend aus dehnungsgeregelten Versuchen, d.h. im Falle der Grundwerkstoffuntersuchung das zyklische Werkstoffverhalten, nach werkstoffspezifischer BCMM-Auswertung für Grundwerkstoffe (GW) und manuell geschweißter und querbelasteter Stumpfnähte (QSN) ist in Tabelle 4.12 dargestellt. Im Gegensatz zu den Kennwerten für die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve nach der Formulierung in Gl. 3.17 von Ramberg und Osgood [RaOs43] in Tabelle 4.13 berücksichtigen die Kennwerte aus Tabelle 4.12 die Kompatibilität zwischen Dehnungswöhlerlinie und zyk-

xial, einstufic

inus, R =-1 ehnungsge uft, RT =0.1-4 Hz lischer Spannungs-Dehnungs-Kurve entsprechend Gl. 3.21 und Gl. 3.22. Zyklische Werkstoffkennwerte für die Auswertung der tri-lineare Dehnungswöhlerlinie entsprechend Gl. 3.20 unter Berücksichtigung der Kompatibilität sind in Tabelle 4.14 dokumentiert.

	S960QL (r	manuell)	S1100Q (manuell)		S960M (ma	n., Her. 1)	S960M (ma	S960M (man., Her. 2)	
	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN	
Anzahl Versuche	12	12	12	12	12	12	10	13	
E [GPa]	205	205	205	205	205	205	205	205	
$\sigma_{ m f}^\prime$ [MPa]	1.414	1.323	2.948	1.647	2.002	1.451	1.832	1.999	
$arepsilon_{ m f}'$ [m/m]	0,54	0,01	0,58	0,05	0,07	0,11	1,67	0,13	
b	-0,09	-0,13	-0,15	-0,15	-0,13	-0,15	-0,12	-0,19	
С	-0,81	-0,52	-0,87	-0,67	-0,50	-0,87	-0,97	-0,86	
<i>K</i> ' [MPa]	1.513	3.967	3.242	3.249	3.974	2.115	1.718	3.120	
n'	0,11	0,25	0,17	0,23	0,26	0,17	0,12	0,22	
<i>R</i> ′ _{p0,2} [MPa]	765	845	1,094	794	770	738	793	798	

Tabelle 4.12: Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen nach werkstoffspezifischer Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung unter Berücksichtigung der Kompatibilität

	S960QL (r	nanuell)	S1100Q (manuell)		S960M (mar	n., Her. 1)	S960M (man., Her. 2)	
	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN
Anzahl Versuche	12	12	12	12	12	12	10	13
E [GPa]	205	205	205	205	205	205	205	205
K' [MPa]	1.133	1.530	2.025	2.372	1.330	1.347	1.145	2.035
nʻ	0,06	0,11	0,11	0,18	0,09	0,10	0,06	0,15
<i>R</i> ′ _{p0,2} [MPa]	770	796	1,040	793	764	727	777	801

Tabelle 4.13: Kennwerte der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach werkstoffspezifischer Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung ohne Berücksichtigung der Kompatibilität

	S960QL (r	manuell)	S1100Q (I	S1100Q (manuell) S960M (man., Her. 1)		S960M (man., Her. 2)		
	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN	GW	QSN
Anzahl Versuche	12	12	12	12	12	12	10	13
<i>E</i> [GPa]	205	205	205	205	205	205	205	205
$\sigma_{ m f1}^\prime$ [MPa]	1.099	952	2.175	1.086	1.310	1.141	1.124	1.570
$arepsilon_{ m f}'$ [m/m]	0,931	0,017	1,904	0,056	1,766	0,106	3,704	0,138
b_1	-0,049	-0,037	-0,099	-0,051	-0,067	-0,082	-0,048	-0,121
С	-0,805	-0,430	-0,922	-0,609	-0,854	-0,750	-0,991	-0,761
$\sigma_{ m f2}^\prime$ [MPa]	1.873	1.717	3.562	15.362	2.942	2.360	2.631	6.936
<i>b</i> ₂	-0,105	-0,157	-0,157	-0,386	-0,153	-0,182	-0,145	-0,319
<i>K</i> ' [MPa]	1.103	1.355	2.030	1.384	1.254	1.458	1.055	2.152
nʻ	0,060	0,086	0,107	0,084	0,078	0,109	0,049	0,159
<i>R</i> ′ _{p0,2} [MPa]	759	793	1,041	820	772	740	781	800

Tabelle 4.14: Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen nach werkstoffspezifischer tri-linearer Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung unter Berücksichtigung der Kompatibilität [Möl+15a]

4.4.6 Ergebnisse kraftgeregelter Versuche mit Dehnungsaufzeichnung

Zusätzlich zu dehnungsgeregelten Versuchen für die Ermittlung des zyklischen Verhaltens des Grundwerkstoffs und der Stumpfnaht wurden kraftgeregelte Versuche auf ausgewählten, hohen Horizonten an kleinskaligen Grundwerkstoff- und Stumpfstoßproben durchgeführt. Die Versuchsergebnisse der Stumpfnähte dienen der Validierung der Lebensdauerabschätzung mit der integralen Methode in Kapitel 6.6.

Werkstoff	Probe	Belastungsart	$R_{ m F}$ bzw. $\overline{R}_{ m F}$	f bzw. $ar{f}$	$\sigma_{ m a}$ bzw. $ar{\sigma}_{ m a}$	$N_{ m B}$ bzw. $\overline{N}_{ m B}$
			[-]	[Hz]	[MPa]	[-]
S1100QL	GW 25	konstant	-1	0,1	1.200	233
S1100QL	GW 26	konstant	0	0,1	500	18.403
S1100QL	GW 30	konstant	-1	0,1	900	4.532
S1100QL	GW 31	konstant	-1	0,1	900	4.513
S960M-H1	GW 36	konstant	-1	0,1	900	363
S960M-H1	GW 37	konstant	0,1	0,1	360	96.777
S960M-H1	GW 38	konstant	0,1	0,1	405	30.952
S1100QL	GW 28	variabel	0,1	0,1	540	153.113

Tabelle 4.15: Ergebnisübersicht kraftgeregelter Versuche an Grundwerkstoffproben

In Tabelle 4.15 sind die Ergebnisse der einzelnen Versuche an Grundwerkstoffproben unter Kraftregelung zusammengefasst. Der Fokus wurde dort auf hohe, konstante Lastamplituden und das Lastverhältnis von $R_{\rm F}$ = -1 gesetzt. Der Vergleich zwischen S1100QL und S960M (Hersteller 1) bei $\sigma_{\rm a}$ = 900 MPa zeigt eine geringere Lebensdauer für den niederfesten Werkstoff. Für den S1100QL kann die Spannungsamplitude über die Zugfestigkeit des S960 hinaus auf $\sigma_{\rm a}$ = 1.200 MPa mit einer Bruchschwingspielzahl von $N_{\rm B}$ = 233 gesteigert werden. Versuche bei $R_{\rm F}$ = 0,1 wurden bei verhältnismäßig niedrigen Lasthorizonten durchgeführt, die nicht mehr der Kurzzeitfestigkeit zugeordnet werden.

Werkstoff	Probe	Belastungsart	$R_{ m F}$ bzw. $\overline{R}_{ m F}$	f bzw. \bar{f}	$\sigma_{ m a}$ bzw. $ar{\sigma}_{ m a}$	$N_{ m B}$ bzw. $\overline{N}_{ m B}$
			[-]	[Hz]	[MPa]	[-]
S960QL	QSN 15*	konstant	0,1	0,1	360	6.111
S1100QL	QSN 14	konstant	-1	0,1	900	29
S1100QL	QSN 15	konstant	0,1	0,1	405	2.304
S960M1	QSN 01	konstant	0,1	0,1	405	40
S960M2	QSN 14	konstant	0,1	0,1	360	4.390
S960M1	QSN 02	variabel	0,1	0,1	405	13.313
S960M2	QSN 15	variabel	0,1	0,1	360	39.113

* Versuchsdaten nicht vollständig vorhanden

Tabelle 4.16: Ergebnisübersicht kraftgeregelter Versuche an Stumpfstoßproben



Bild 4.26: Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit folgender Bezeichnung nach Tabelle 4.16: a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN 01), d) S960M2 (QSN 14), e) S960M1 (QSN 02) und f) S960M2 (QSN 15)

Die kraftgeregelten Versuche der kleinskaligen Stumpfnähte wurden weitestgehend bei dem Lastverhältnis der größeren Stumpfstoßproben von $R_F = 0,1$ und einer Prüffrequenz f = 0,1 Hz durchgeführt, Tabelle 4.16. Die resultierenden Bruchschwingspielzahlen können

i.d.R. dem Kurzzeitfestigkeitsbereich zugeordnet werden. Auch im geschweißten Zustand zeigt sich eine höhere Lebensdauer des S1100QL gegenüber dem S960M (Hersteller 1) bei $\sigma_a = 405$ MPa. Schließlich sollen die Ergebnisse der Validierung der integralen Abschätzungsmethode dienen. Dazu werden nicht nur die Ergebnisse in Form der aufgebrachten Lastamplitude und des Lastverhältnisses dargestellt, sondern auch die Spannungs-Dehnungs-Entwicklung während des Versuchs mit einer Prüffrequenz von f = 0,1 Hz betrachtet, Bild 4.26. Das transiente Verhalten zeigt sich sowohl für $R_F = -1$ als auch $R_F = 0,1$. Bei $R_F = -1$ ist eine Kombination aus zyklischem Kriechen und Entfestigung zu erkennen. Unter $R_F = 0,1$ dominiert das zyklische Kriechen. Zusätzlich kann eine geringe Entfestigung vermutet werden. Durch die niedrige Versuchsfrequenz wird insbesondere ein ausgeprägtes zyklisches Kriechen provoziert, deren Ausprägung sich durch Erhöhen der Versuchsfrequenz reduzieren würde.

4.5 Schwingfestigkeitsergebnisse der Mikrostrukturproben

Durch Untersuchung von Mikrostrukturproben aus GW, WEZ und SG (Abschnitt 4.1) wird der Einfluss unterschiedlicher Gefügeausbildung infolge der Schweißung auf die Schwingfestigkeit im Besonderen unter elastisch-plastischer Beanspruchung einbezogen. Als Grundlage dient das zyklische Werkstoffverhalten, welches durch Dehnungswöhlerlinien und zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven beschrieben wird.

4.5.1 Dehnungswöhlerlinien

Tri-lineare Dehnungswöhlerlinien der drei Schweißzonen (GW, WEZ, SG) unter Fortführung der Neigung der elastischen Geraden aus Bereich 2 in 3 ($b_2 = b_3$) sind in Bild 4.27 dargestellt. Die Dehnungswöhlerlinien liegen in der dargestellten Form nahe zusammen. Bei näherer Betrachtung zeigt sich, dass Proben aus dem Grundwerkstoff für $\varepsilon_{a,t} \ge 0.3$ % niedrigere Anrissschwingspielzahlen erzielen. Folglich zeigen WEZ und SG gegenüber GW leicht erhöhte Lebensdauern.



Bild 4.27: Dehnungswöhlerlinien für die drei Schweißzonen Grundwerkstoff (GW), Wärmeeinflusszone (WEZ) und Schweißgut (SG)

4.5.2 Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven

Die sich im Versuch einstellenden zyklisch stabilisierten Spannungsamplituden für GW und SG zeigen keine signifikanten Unterschiede, sodass die daraus folgenden zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven im untersuchten Bereich (Kompatibilität aus tri-linearer DWL) einen sehr ähnlichen Verlauf beschreiben, Bild 4.28. Die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve der WEZ weist deutlich geringere Spannungsamplituden auf, sobald sich plastische Dehnungen einstellen, insbesondere im Bereich von 0,4 % $\leq \varepsilon_{a,t} \leq$ 0,6 %. Übertragen auf den Versagensbereich der Schweißnähte im Übergang von WEZ zu SG (Kerbgrund) werden bei dehnungsgeregelter Beanspruchung in den beiden angrenzenden Zonen unterschiedlich hohe Spannungen aufgenommen – es liegt ein Gradient bzw. Sprung vor. Übereinstimmend hatten abgearbeitete QSN gezeigt (Abschnitt 4.4.1), dass das Versagen maßgeblich im Bereich der WEZ oder dessen Übergang zum SG eingeleitet wird. Dieses Ergebnis stellt die Komplexität einer lokalen Modellierung unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens heraus, da für eine korrekte Ermittlung der Beanspruchungsgröße der exakte Versagensort mit der zugehörigen lokalen Geometrie und dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten bekannt sein müsste. Die starken Gradienten im Bereich des Nahtübergangs in den Härtefeldern aus Bild 4.4 untermauern die Schwierigkeit einer solch detaillierten Betrachtungsweise, zumal keine Korrelation zwischen der in Abschnitt 4.1.2.3 ermittelten Härte der Mikrostrukturproben und dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Schweißzone, z.B. anhand zyklisch stabilisierter Spannungsamplituden, ermittelt werden konnte.



Bild 4.28: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für die drei Schweißzonen Grundwerkstoff (GW), Wärmeeinflusszone (WEZ) und Schweißgut (SG)

4.5.5 Zyklische Werkstoffkennwerte

In Tabelle 4.17 sind die Kennwerte der tri-linearen Dehnungswöhlerlinien und der aus der Kompatibilität abgeleiteten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven für die drei Schweißzonen (GW, WEZ, SG) dokumentiert.

	S960QL (manuell)						
	GW	WEZ	SG				
Anzahl Versuche	12	10	8				
E [GPa]	205	205	205				
$\sigma_{\rm f1}^{\prime}$ [MPa]	1.295	1.409	1.426				
$arepsilon_{ m f}'$ [m/m]	0,232	0,209	0,092				
b_1	-0,079	-0,095	-0,087				
С	-0,626	-0,548	-0,474				
$\sigma_{ m f2}^\prime$ [MPa]	5.025	3.230	9.259				
<i>b</i> ₂	-0,199	-0,163	-0,258				
K' [MPa]	1.557	1.846	2.207				
nʻ	0,126	0,173	0,183				
<i>R</i> ′ _{p0,2} [MPa]	711	632	709				

Tabelle 4.17: Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen für die drei Schweißzonen (GW, WEZ, SG) unter Berücksichtigung der Kompatibilität

4.6 Zusammenfassung der experimentellen Untersuchungen für die Schwingfestigkeitsbewertung

Für einige der in der zukünftigen Anwendung im Mobilkranbau und angegliederten Branchen relevanten Werkstoffe S960QL, S960M und S1100QL wurden Schweißverbindungen am repräsentativen Detail einer mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel MAG-geschweißten Stumpfnaht untersucht. Aufgrund der hohen Anforderungen wurde eine Klassifizierung der Stumpfnähte bezüglich Winkelverzug, Axialversatz, Nahthöhe und Nahtbreite vorgenommen. Der erhöhte Winkelverzug entspricht nicht den Vorgaben der geforderten Bewertungsgruppe "B" mit $\alpha \leq 1^{\circ}$ und muss daher in der Bewertung gesondert berücksichtigt werden. Es zeigt sich ein charakteristischer Härteabfall im Bereich der WEZ, deren Ausprägung abhängig von der Werkstoff-Schweißausführung-Kombination ist.

Durch die Auswahl unterschiedlicher Probentypen und kraft- sowie dehnungsgeregelter Versuchsführung ergibt sich ein umfassendes Bild über das zyklische Verhalten dieser Stumpfnähte sowie der Grundwerkstoffe. Die Schwingfestigkeitsversuche an Stumpfstoßproben unter konstanten und variablen Lastamplituden führten für eine werkstoffübergreifende Auswertung auf selbst für geschweißte Verbindungen erhöhte Streuungen von $T_{\sigma} = 1:1,98$ (konstant) bzw. $\overline{T}_{\sigma} = 1:1,56$ (variabel). Eine differenzierte Auswertung nach der Schweißausführung (unterschiedlich für einige Werkstoffe) ergibt eine deutlich reduzierte Streuung und lässt einen Vergleich zu, bei dem der manuell mit einer abschließenden Deck-

lage und höchstem Winkelverzug (durchschnittlich BG "D") geschweißte S960QL die geringste Schwingfestigkeit und der automatisiert geschweißte mit geringem Winkelverzug (durchschnittlich BG "B") die höchste Schwingfestigkeit erzielen. In gleicher Ausführung manuell geschweißte S960M- und S1100QL-Werkstoffe liegen dazwischen. Weiter konnte festgestellt werden, dass eine Fortführung der Wöhlerlinie für dieses Detail zu Schwingspielzahlen von $N_{\rm B} < 1.10^4$, zumindest bis $N_{\rm B} = 5.10^3$, gegeben ist. Jedoch ist die Beschreibung der Wöhler- bzw. Gaßnerlinie, wenn makroskopisch ein Plastifizieren des versagenskritischen Nahtquerschnitts eintritt, im lastbezogenen System nicht mehr gegeben.

Das elastisch-plastische Verhalten kleinskaliger Flachproben wurde daher werkstoffspezifisch in dehnungsgeregelten Versuchen ausgewertet und die Ergebnisse für guerbelastete Stumpfnähte (QSN) denen des Grundwerkstoffs (GW) gegenübergestellt. Eine direkte Regression der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und der Dehnungswöhlerlinie ist geeignet, um das zyklische Verhalten zu beschreiben. Wird Kompatibilität vorausgesetzt, ist von der klassischen Beschreibung nach Basquin-Coffin-Manson-Morrow auf die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie überzugehen, sowohl für den GW wie auch die QSN. Die Unterteilung in Bereiche der elastischen Wöhlerlinien für die hier vorliegenden entfestigenden Werkstoffe in Analogie zu verfestigenden ist zukünftig zu untersuchen. Abgesehen von den zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven für den 1300QL (GW verläuft bei höheren Spannungsamplituden) ist das Spannungs-Dehnungs-Verhalten zwischen QSN und GW sehr ähnlich. Die transiente Änderung der zyklischen Streckgrenze mit der normierten Anrissschwingspielzahl dient zur Quantifizierung der zyklischen Entfestigung, die für alle Grundwerkstoffe und QSN auftritt. In den Dehnungswöhlerlinien zeigt sich erwartungsgemäß ein frühzeitiger Anriss für die QSN. In der angestrebten Methode zur Lebensdauerabschätzung sollen über diese Ergebnisse hinaus auch transiente Effekte in Form transienter, zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven berücksichtigt werden.

Die Auswertung der Versuchsergebnisse längs der Schweißnaht entnommener Mikrostrukturproben führt auf Kennwerte für das zyklische Verhalten der drei Schweißzonen Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve der WEZ verläuft, insbesondere bei 0,4 % $\leq \varepsilon_{a,t} \leq 0,6$ %, unter denen des GW und des Schweißgutes. Insgesamt ist hier, aufgrund der Komplexität der Probenentnahme, eine genaue Zuordnung einer "Schweißzone" kaum möglich und den hohen Anforderungen an die Versuchsdurchführung entsprechend – präzise Lasteinleitung und -aufnahme über kleinen Prüfbereich – die Verwendung dieser zyklischen Kennwerte in einer Berechnungsmethode nicht zielführend. Für eine realitätsnahe Abbildung der Schweißnaht und dessen Spannungs-Dehnungs-Verhalten wäre ein mehr als nur drei Zonen umfassendes Modell, welches lokal den Anrissort explizit beinhaltet, erforderlich. Daraus ergäbe sich ein deutlich erhöhter experimenteller und rechnerischer Aufwand.

Dieses Ergebnis stellt zudem die Komplexität einer lokalen Modellierung unter Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens heraus, da für eine korrekte Ermittlung der Beanspruchungsgröße der exakte Versagensort mit der zugehörigen lokalen Geometrie und dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten bekannt sein müsste. Die starken Gradienten im Bereich des Nahtübergangs in den Härtefeldern aus Bild 4.4 untermauern die Schwierigkeit einer solch detaillierten Betrachtungsweise, zumal keine Korrelation zwischen der in Abschnitt 4.1.2.3 ermittelten Härte der Mikrostrukturproben und dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten der Schweißzone, z.B. anhand zyklisch stabilisierter Spannungsamplituden, ermittelt werden konnte.

Aus diesem Grund werden in der hier erarbeiteten Berechnungsmethode die Kennwerte der kleinskaligen, querbelasteten Stumpfnähte (QSN) zugrunde gelegt und somit eine "integrale Nahtbetrachtung" vorgenommen.

5 Bewertung der Schwingfestigkeit

Die Bewertung der Schwingfestigkeit von geschweißten Strukturen wird für die untersuchten Stumpfnähte im Nennspannungskonzept durchgeführt. Zusätzlich zur Auswertung von Wöhlerlinien werden Gaßnerlinien aus Schwingfestigkeitsversuchen unter der in Abschnitt 4.1 beschriebenen Beanspruchungs-Zeit-Funktion diskutiert und Schadenssummen nach Palmgren-Miner abgeleitet. Mit Hilfe von FE-Belastungssimulationen wird eine Bewertung durch Kerbspannungen vorgenommen und wesentliche Einflussfaktoren identifiziert. Durch die Berücksichtigung des zyklischen Werkstoffverhaltens erfolgt die Schwingfestigkeitsbewertung schließlich im Rahmen des Kerbdehnungskonzepts anhand von Schädigungsparametern.

5.1 Nennspannungskonzept

5.1.1 Nennspannungsbewertung anhand der experimentellen Ergebnisse

Für eine Bewertung nach dem Nennspannungskonzept muss zusätzlich zur Definition einer Nennspannung für verschiedene Schweißnahtausführungen, entsprechend der Unterteilung in Abschnitt 4.3.2, differenziert werden. Für die untersuchten Stumpfstöße wird hinsichtlich manuell und automatisiert geschweißtem S960QL sowie der gemeinsamen Auswertung von manuell geschweißtem S960M und S1100QL unterschieden. Das Versagen erfolgt jeweils vom Nahtübergang. Zur Abgrenzung der Kurzzeit- von der Zeitfestigkeit wird häufig $N < 5 \cdot 10^4$, Bild 3.1 [SoGr95], angegeben, während Bemessungswöhlerlinien bspw. des IIW [Hobb16] Zeitfestigkeitsgeraden ab 1.10⁴ Schwingspielen vorgeben. In der hier vorgenommenen Auswertung werden die Zeitfestigkeitsgeraden bis zum höchsten in der Auswertung enthaltenen Spannungshorizont und somit Lebensdauern von $N < 1.10^4$ dargestellt. Daraus ergeben sich die in Bild 5.1 jeweils blau dargestellten Wöhlerlinien für P_{ii} = 90, 50 und 10 %. Bei der Bewertung wird durch statistische Auswertung die FAT-Klasse mit einer Referenzschwingfestigkeit bei $N = 2 \cdot 10^6$ für die Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{ij} = 97,7$ % bei einem Spannungsverhältnis von R = 0,5 so bestimmt, dass die der Überlebenswahrscheinlichkeit entsprechende Anzahl an Schwingfestigkeitsergebnissen einer Versuchsreihe mit bspw. R = 0,1 im Wöhlerdiagramm rechts davon liegen. Analog zum Regelwerk sind die Bemessungswöhlerlinien der jeweiligen FAT-Klasse für $N \ge 10^4$ durchgezogen dargestellt. Für niedrigere Schwingspielzahlen werden sie bis zum höchsten Lasthorizont gestrichelt fortgeführt. Als obere Grenze der Beanspruchbarkeit ist die Streckgrenze des Grundwerkstoffs, umgerechnet auf die Amplitude des zugrundeliegenden Spannungsverhältnisses von R = 0,1, als schwarze Horizontale eingezeichnet. Die Versuchsergebnisse für automatisiert geschweißten S960QL, Bild 5.1b, liegen demnach durchgängig bis zur Grundwerkstofffestigkeit konservativ gegenüber der höchsten Kerbklasse für Stahlgrundwerkstoffe, für welche FAT 160 mit der Neigung von k = 5 nach [Hobb16] gilt.



Bild 5.1: Bewertung für Stumpfnähte anhand FAT-Klassen differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung für a) manuell geschweißten S960QL, b) automatisiert geschweißten S960QL sowie c) manuell geschweißten S960M und S1100QL

In [Lai+13] wurde bereits gezeigt, dass FAT 160 Baustähle höherer Festigkeit zu konservativ bewertet und auch hier für automatisiert geschweißte Stumpfnähte zu einer sehr sicheren Bewertung führt. Die lokale Nahtgeometrie und der Probenverzug manueller Schweißungen führen auf niedrigere FAT-Klassen mit der Neigung von k = 3. Für Stumpfnähte aus S960M und S1100QL ergibt die gemeinsame Auswertung FAT 71, Bild 5.1c, und für manuell geschweißte S960QL-Stumpfnähte FAT 50, Bild 5.1a. Auch die vereinzelten Ergebnisse bei niedrigen Beanspruchungshorizonten werden durch diese Bewertung erfasst.

Stumpfetoß	FAT-	Neigung	σ	$N_{ m B}$	Obergrenze
Vereuebereibe	Klassa	k $\sigma_{a,n,\max}$ für $\sigma_{a,n,\max}$		$\sigma_{\rm a,n,max}$	
versuchsteine	NId55E	[-]	[MPa]	$P_{\ddot{U}} = 50 \%$	$\sigma_{a,n}(R = 0,1; R_{p0,2})$
S960QL (manuell)	50	3,0	247	4.917	0,57
S960QL (automatisiert)	160	5,0	368	4.895	0,85
S960M (man., Herst. 1+2)	71	3,0	295	6.456	0,68
S1100QL (manuell)	71	3,0	303	5.911	0,61

Tabelle 5.1: Bewertung für Stumpfnähte anhand FAT-Klassen differenziert nach Grundwerkstoffen und Schweißnahtausführungen

In Tabelle 5.1 ist die nennspannungsbezogene Bewertung mittels FAT-Klassen und zugehörigen Neigungen als Übersicht getrennt nach Grundwerkstoffen und Schweißvarianten dargestellt. Zur Beantwortung der Frage nach den größtmöglichen Spannungsamplituden für den Zeitfestigkeitsbereich und dessen Verhältnis zur Streckgrenze des Grundwerkstoffs werden die Spannungsamplituden $\sigma_{a.n.max}$ der jeweils höchsten Lasthorizonte im Versuch betrachtet und Bruchschwingspielzahl für P_{ij} = 50% angegeben. Letztere liegt im Bereich $4.895 \le N_{\rm B} \le 6.456$ deutlich unterhalb von $1 \cdot 10^4$ Schwingspielen, sodass eine Fortführung der Zeitfestigkeitsgeraden für Stumpfnähte aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen und ebenso deren Grundwerkstoffe mit $N < 1 \cdot 10^4$ möglich ist. Der Gültigkeitsbereich der IIW-Richtlinie [Hobb16] ist durch das Verhältnis aus Nennspannungsschwingbreite zu Streckgrenze von maximal 1,5 beschränkt, welches für die hier untersuchten Schweißverbindungen höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle jedoch nicht erreicht wird und somit keine Einschränkung der Anwendbarkeit darstellt. Der in [DIN13001] zugrunde gelegte Grenzwert der Bemessungsspannung berechnet sich für Normalspannungen zu 104,5 % der Streckgrenze und kommt so den tatsächlichen Gegebenheiten für diese Werkstoffe näher. Die Streckgrenze des Grundwerkstoffs wird als Referenz für die Belastungshöhe unter Berücksichtigung der Lebensdauer herangezogen. Dazu wird die maximale Nennspannungsamplitude aus dem Versuch je Versuchsreihe als Obergrenze eingesetzt. Für die Angabe dieser Obergrenze werden die maximalen Spannungsamplituden auf die Amplituden der auf R = 0.1 transformierten Streckgrenze der Grundwerkstoffe entsprechend GI. 5.1 bezogen.

$$\sigma_{a,n}(R; R_{p0,2}) = (1-R) \cdot R_{p0,2}/2$$
(5.1)

Es zeigt sich ein Verhältnis von 0,57 $\leq \sigma_{a,n,max}/\sigma_{a,n}$ ($R = 0,1; R_{p0,2}$) $\leq 0,85$. Die Zeitfestigkeitsgerade bei Zugschwellbelastung mit konstanten Amplituden für Stumpfnähte aus höchstund ultrahochfesten Feinkornbaustählen kann somit auf mindestens ca. 60 % der Streckgrenze des Grundwerkstoffes verlängert werden. Die im Betrieb von Mobilkranen zulässige maximale Nenntraglast führt zu Zugspannungen die im Bereich von ca. 2/3 der Streckgrenze des eingesetzten Werkstoffs liegen.

5.1.2 Lineare Schadensakkumulation

Die lineare Schadensakkumulation [Palm24, Lang37, Mine45] in der elementaren Form [Palm24], d.h. k' = k, führt mit \overline{N}_{rech} , Gl. 3.6, auf rechnerische Gaßnerlinien mit der theoretischen Schadenssumme von $D_{th} = 1,0$ und mit der entsprechend der IIW-Richtlinie zulässigen Schadenssumme von $D_{zul} = 0,5$, die parallel zur zugrundeliegenden Wöhlerlinie ($P_{U} = 50$ %) verlaufen, Bild 5.2. Es wird die elementare Form der Palmgren-Miner-Regel verwendet, da der Fokus auf der Lebensdauerabschätzung bei hohen Amplituden bis in die Kurzzeitfestigkeit liegt und in den zugrundeliegenden Wöhlerlinien keine Abknickpunkte ermittelt wurden. Bei hohen Lastamplituden sind die Unterschiede in den rechnerischen Lebensdauern für die verschiedenen Modifikationen abgesehen von der Modifikation nach Liu-Zenner [ZeLi92] vernachlässigbar.

Die experimentell ermittelten Gaßnerlinien mit P_{ij} = 50 % sind den rechnerischen Gaßnerlinien gegenübergestellt. Es zeigt sich durchgängig, dass die Abschätzung mit $D_{\rm th}$ = 1,0 im Schwingspielzahlbereich bis $N < 10^5$ die experimentellen Ergebnisse gut annähert und bei höheren Schwingspielzahlen zu einer zunehmend konservativen Abschätzung tendiert. Lediglich für den manuell geschweißten S960QL werden durchweg deutlich geringere Lebensdauern abgeschätzt als experimentell bestimmt. Für eine sichere Bemessung der in dieser Arbeit untersuchten Stumpfnähte unter dem kranbautypischen Sonderlastkollektiv eignet sich die Lebensdauerabschätzung nach Palmgren-Miner elementar mit $D_{\rm th}$ = 1,0 in der Zeitfestigkeit bei entsprechender Sicherheitsbetrachtung. Die Abschätzung mit der zulässigen Schadenssumme $D_{zul} = 0.5$ ist dementsprechend deutlich konservativ, insbesondere wenn Neigungen von k = 5,0 antatt von k = 3,0 vorliegen, und erhöht die Sicherheit zusätzlich. Die in Bild 3.7b aufgeführten Schadenssummen für Schweißverbindungen weisen demgegenüber lediglich einen Mittelwert von $D_{tat,50\%}$ = 0,43, d.h. $D_{tat,50\%}$ < 0,50, auf [Eul+05]. In [Bau+09] wurde für geschweißte Proben und Bauteile mit einem Mittelwert von $D_{tat.50\%} = 0,73$ ebenfalls eine mittlere Schadenssumme kleiner eins ermittelt. Dies zeigt deutlich die Schwierigkeit der Vorgabe einer Schadenssumme für eine zutreffende Lebensdauerabschätzung.



Bild 5.2: Bewertung für Stumpfnähte anhand der linearen Schadensakkumulation (k' = k) differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung für a) manuell geschweißten S960QL, b) automatisiert geschweißten S960QL sowie c) manuell geschweißten S960M und S1100QL

Unter hohen, variablen Lastamplituden zeigt sich ein Übergang in die quasistatische Festigkeit, der sich in Bezug zur Spannungsamplitude für die transformierte Streckgrenze der Grundwerkstoffe – schwarze Horizontalen in Bild 5.2 – setzen lässt. Die Neigungen der rechnerischen Gaßnerlinien sind aufgrund der Übereinstimmung mit der Wöhlerlinienneigung steiler als die der experimentell bestimmten Neigungen.

In Tabelle 5.2 sind die rechnerischen Nennspannungsamplituden $\bar{\sigma}_{a,n,rech}$ bei $\bar{N} = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen für $D_{th} = 1,0$ und $D_{zul} = 0,5$ entsprechend der rechnerischen Gaßnerlinien aus Bild 5.2 aufgeführt. Die Neigungen der rechnerischen Gaßnerlinien entsprechen denen der zugrundeliegenden Wöhlerlinien. Analog zu den Ergebnissen unter konstanten Lastamplituden sind die Nennspannungsamplituden $\bar{\sigma}_{a,n,max}$ der höchsten Lasthorizonte der Zeitfestigkeitsgeraden unter variabler Beanspruchung ins Verhältnis zu den Spannungsamplituden der transformierten Streckgrenze der Grundwerkstoffe gesetzt. Dabei zeigt sich ein Verhältnis von $0,96 \le \sigma_{a,n,max}/\sigma_{a,n}$ ($R = 0,1; R_{p0,2}$) $\le 1,12$, sodass für Bemessungsgaßnerlinien von einem geraden Verlauf bis zu 95 % der Streckgrenze der Grundwerkstoffe ausgegangen werden kann. Dieser Wert liegt deutlich über der im Mobilkranbau zulässigen Nenntraglast von ca. 2/3 der Streckgrenze.

Stumpfato	$\bar{\sigma}_{a,n,rech}$	$\overline{\sigma}_{a,n,rech}$	$\bar{\sigma}_{\mathrm{a,n,max}}$	$\overline{N}_{ m B}$	Obergrenze
Sumpisiois	$N = 2 \cdot 10^{\circ}$	$N = 2 \cdot 10^{\circ}$		für $\bar{\sigma}_{\mathrm{a,n,max}}$	$\bar{\sigma}_{\mathrm{a,n,max}}$
Versuchsreihe	$D_{\rm th} = 1,0$ [MPa]	$D_{\rm zul} = 0.5$ [MPa]	[MPa]	$P_{\ddot{\mathrm{U}}} = 50 \%$	$\sigma_{a,n}(R = 0,1; R_{p0,2})$
S960QL (manuell)	71	56	482	8.121	1,12
S960QL (automatisiert)	206	180	468	48.468	1,08
S960M (H. 1+2, manuell)	109	00	468	13.824	1,08
S1100QL (manuell)	100	00	473	14.469	0,96

Tabelle 5.2: Bewertung für Stumpfnähte anhand der linearen Schadensakkumulation differenziert nach Grundwerkstoffen und Schweißnahtausführung

Das Verhältnis der experimentell bestimmten Lebensdauer zu der mit $D_{\rm th} = 1,0$ berechneten Lebensdauer entspricht der tatsächlichen Schadenssumme $D_{\rm tat}$, Gl. 3.7. Das Verhältnis $D^* = \overline{N}_{\rm exp}/\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul} = 0,5)$ kann in Analogie zu $D_{\rm tat}$ berechnet werden [Möl+13]. Dieses ist infolge der Schadensakkumulation mit Palmgren-Miner elementar doppelt so groß wie $D_{\rm tat}$. Dieser Wert gibt an, wie gut die Rechnung mit $D_{\rm zul} = 0,5$ die experimentellen Ergebnisse trifft. Die rechnerischen Lebensdauern $\overline{N}_{\rm rech}$ sowie Schadenssummen $D_{\rm tat}$, D^* und $D_{\rm Koll}$ sind versuchsreihenspezifisch in Anhang 5.1 dokumentiert. Ergebnisse für Probenversagen nach nur wenigen Schwingspielen, die nicht in der Gaßnerlinienauswertung im Bereich der Zeitfestigkeit berücksichtigt wurden, werden der Kurzzeitfestigkeit zugeordnet und weisen sehr niedrige tatsächliche Schadenssummen von $D_{\rm tat} \leq 0,05$ auf. Dies lässt sich durch das frühzeitige Versagen bei wenigen Maximallasten begründen, das aufgrund der starken Plastifizierung des versagensrelevanten Querschnitts eintritt. Diese Ergebnisse sind daher in Anhang 5.1 blau hervorgehoben und nicht in der versuchsreihenspezifischen Zusammenstellung der tatsächlichen Schadenssumme anhand Mittelwerten \overline{D}_{tat} , Minima $D_{tat,min}$, Maxima $D_{tat,max}$ und Standardabweichungen $s_{D_{tat}}$ in Tabelle 5.3 enthalten. Es werden Unterschiede in den werkstoffspezifischen Ergebnissen der Versuchsreihen deutlich, die allerdings keine Systematik erkennen lassen. Beispielweise zeigen sich größere Unterschiede für die Stumpfnähte der beiden S960M-Grundwerkstoffe. Tatsächliche Schadenssummen $D_{tat} < 1,0$ treten in drei der Versuchsreihen auf. Übergreifend wurden tatsächliche Schadenssummen von $0,5 < D_{tat} < 4,0$ bei einem Gesamtmittelwert $\overline{D}_{tat} = 1,57$ ermittelt. Eine sichere Lebensdauerabschätzung auf Basis der linearen Schadensakkumulation mit Palmgren-Miner elementar ist daher für eine Schadenssumme von $D_{zul} = 0,5$ gegeben. Für eine Lebensdauerabschätzung auf Basis der Überlebenswahrscheinlichkeiten von $P_{ij} = 50$ % für Nennspannungswöhler- und -gaßnerlinien ist für die hier untersuchten Stumpfnähte mit der tatsächliche Schadenssumme von $D_{tat} = 1,0$ zutreffender. Für diesen Fall werden minimalen tatsächliche Schadenssumme von $D_{tat,min} \approx 0,5$ durch ein angemessenes Streumaß bzw. eine Sicherheitsbetrachtung erfasst.

Stumpfstoß	S	Schadenssumme					
Versuchsreihe	\overline{D}_{tat}	D _{tat,min}	D _{tat,max}	$S_{D_{\mathrm{tat}}}$			
S960QL (manuell)	2,16	0,83	3,90	1,11			
S960QL (automatisiert)	1,73	1,11	3,37	0,72			
S960M (Herst. 1, manuell)	0,99	0,65	1,78	0,36			
S960M (Herst. 2, manuell)	2,07	1,09	3,83	1,04			
S1100QL (manuell)	1,09	0,52	2,27	0,48			
Durchschnitt:	1,57	0,52	3,90	0,92			

Tabelle 5.3: Tatsächliche Schadenssummen für die lineare Schadensakkumulation nach Palmgren-Miner elementar differenziert für die Grundwerkstoffe

Obwohl sowohl mit der theoretischen Schadenssumme $D_{th} = 1,0$ als auch mit der zulässigen von $D_{zul} = 0.5$ eine sichere Lebensdauerabschätzung möglich ist, wird die flachere Neigung der experimentellen Gaßnerlinie nicht durch die lineare Schadensakkumulation abgedeckt. Die flachere Neigung der Gaßnerlinie kann mit der Umlagerung von Schweißeigenspannungen erklärt werden. Während diese Eigenspannungen aufgrund der Vielzahl sehr kleiner Lastamplituden bei niedrigen Lasthorizonten des Gaßnerversuchs weitestgehend erhalten bleiben, werden sie bei hohen Lastamplituden durch lokales Plastifizieren und folglich lokal eingebrachten Druckspannungen weitestgehend umgelagert. Um diesem Umstand Rechnung zu tragen, wurde in [Möl+15b] entsprechend Bild 5.3 eine zusätzliche Rotation rechnerischen Gaßnerlinie bei Nennspannungsamplitude der einer von $\sigma_{a,ref} = \sigma_{a,n} = 350$ MPa in Abhängigkeit von vorliegenden Schweißnahtunregelmäßigkeiten vorgeschlagen. Die Höhe der Spannungsamplitude wurde so gewählt, dass die experimentellen Lebensdauern versuchsreihenübergreifend bestmöglich durch die Rotation abgeschätzt werden. Dieses Vorgehen ist der Drehung der FAT-Bemessungswöhlerlinie auf eine Neigung von k = 5, wie in [Son+10] vorgeschlagen, ähnlich. Allerdings wird in diesem Fall nicht die Bemessungswöhlerlinie flacher, sondern die rechnerische Gaßnerlinie infolge Drehung um einen Punkt hoher Beanspruchung, wodurch sich für niedrige Beanspruchungen größere Lebensdauern ergeben.



Versagensschwingspielzahl N_{V} , \overline{N}_{V} (log)

Bild 5.3: Schematische Darstellung für die Ermittlung der rechnischen Gaßnerlinie und Drehung dieser auf die Neigung der experimentell ermittelten Gaßnerlinie

Obwohl in konventionellen Vorgehen die Berücksichtigung einer flachen Gaßnerlinienneigung in der Lebensdauerabschätzung im Bereich der Zeitfestigkeit – insbesondere im Bereich des Abknickpunktes – aus den Modifikationen der linearen Schadensakkumulation folgt, so sind die Unterschiede gängiger Modifikationen für hohe Beanspruchungen vernachlässigbar, wie sich durch Voruntersuchungen bestätigen ließ.

5.2 Lokale Konzepte

Die Bewertung mittels lokaler Beanspruchungsgrößen am Nahtübergang und Gegenüberstellung der Bewertungsqualität lokaler Konzepte erfolgt mit dem Kerbspannungs- und Kerbdehnungskonzept. Dazu wurden Finite-Element (FE) Modelle der unterschiedlichen Stumpfnahtausführungen unter zusätzlicher Variation des Winkelverzugs aufgebaut und Belastungssimulationen durchgeführt. Bei der elastisch-plastischen Kerbdehnungsbewertung wird zudem das zyklische Werkstoffverhalten in Form der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve zugrunde gelegt. Die Bewertung lokaler Spannungs-Dehnungs-Hysteresen erfolgt anhand der Schädigungsparameter P_{SWT} und P_{ε} .

5.2.1 Numerische Modellierung der Stumpfnähte

Die Stumpfnähte dieser Untersuchung wurden für die numerische Simulation als 2D-Finite-Element (FE) Modelle abgebildet. Dabei kommt das Referenzradiuskonzept zum Einsatz. Hierbei wird der Radius am Nahtübergang von Grundblech zur Nahtüberhöhung zuerst durch den für Blechdicken von $t \ge 5$ mm vorgeschlagenen Referenzradius $r_{ref} = 1,0$ mm, der tangential ohne Unterschneidung anliegt, entsprechend [Fric12] modelliert, Bild 5.4.



Bild 5.4: Schematischer Querschnitt der untersuchten Stumpfnähte mit wesentlichen Modellierungsgrößen und Referenzradien für die lokale Bewertung

Ergänzend dazu wird eine Modellierung mit einem kleineren, der realen Kerbgeometrie des in Abschnitt 4.1.2.3 beschriebenen Schweißzustands näher kommenden, Radius von $r_{ref} = 0,05$ mm vorgenommen. Die wesentlichen Größen der lokalen Nahtgeometrie, die Nahtbreite und -überhöhung sowie der Nahtanstiegswinkel, werden für Deck- und Gegenlage getrennt aus geometrischen Messungen an Querschliffen der Stumpfnähte werkstoffspezifisch ermittelt und entsprechend Tabelle 5.4 für die numerische Analyse verwendet.

	Naht	hreite	Nahtühe	rhöhung	Nahtanstiegs-win-			
Stumpfstoß	Nantbreite		Tantabe	inonang	k	kel		
	Deck-	Gegen-	Deck-	Gegen-	Deck-	Gegen-		
	lage	lage	lage	lage	lage	lage		
Versuchsreihe	<i>B</i> [mm]	<i>b</i> [mm]	H [mm]	<i>h</i> [mm]	θ_{Deck} [°]	θ_{Gegen} [°]		
S960QL (man.)	7,59	2,85	1,42	0,50	154,0	159,0		
S960QL (auto.)	6,03	5,82	1,82	1,64	160,7	160,7		
S960M (Herst. 1)	7.00	4 50	0.45	4 66	105.0	1110		
S960M (Herst. 2)	7,00	4,50	2,45	1,55	135,0	144,0		
_ 1100QL (man.)	7,00	4,93	2,19	1,53	140,0	143,0		

Tabelle 5.4: Wesentliche Modellierungsgrößen für die lokale Bewertung von Stumpfnähten differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung

Aufgrund des sich stark unterschiedlich einstellenden Winkelverzugs der Stumpfstoßproben α wird dieser probenspezifisch in den FE-Modellen berücksichtigt. Da sich der Winkelverzug infolge des Einbaus in die Prüfmaschine reduziert, wird der Klemmvorgang der Probe in der numerischen Analyse abgebildet. Für die Stumpfnähte zeigt sich ein sehr geringer axialer Versatz von deutlich weniger als 5 % der Blechdicke (BG ,B*'), wie in Abschnitt 4.1.2.2 beschrieben, der aufgrund des geringen Einflusses in der numerischen Modellierung nicht weiter berücksichtigt wird.

Für die linear-elastische Simulation wird entsprechend der in Abschnitt 4.4.5 dokumentierten zyklischen Werkstoffkennwerte ein Elastizitätsmodul von E = 205 GPa zugrunde gelegt. Die Querkontraktionszahl wird zu v = 0.3 gesetzt. Diese bilden auch die grundlegenden Kennwerte für die elastisch-plastische Modellierung. Es werden eine freie Diskretisierung und quadratische Standardelemente des Typs Plane Strain (Abaqus: CPE8R, CPE6M) eingesetzt, wodurch ein ebener Dehnungszustand abgebildet wird. Im Bereich der Kerbe wird eine Netzverfeinerung ebenfalls mit quadratischen Elementen vorgenommen, sodass unter Verwendung von 64 Elementen über den gesamten Kreisumfang von 360° des mit dem Referenzradius modellierten Nahtübergangsradius ca. fünf bis sechs Elemente im höchstbeanspruchten Bereich des Nahtübergangs verteilt sind. Dies erfüllt die Empfehlungen aus [Fric12] von mindestens 24 Elementen pro 360° bei Verwendung guadratischer Elemente in linear-elastischen FE-Modellierungen, welche in [BaBr13] für ein Streckungsverhältnis und Vergrößerungsfaktor der Elemente von jeweils 2 zur Konvergenz der berechneten Kerbspannungen mit einem Fehler von maximal 2 % bestätigt werden. Dieser Fehler reduziert sich mit steigender Anzahl der Elemente weiter deutlich, unabhängig davon, ob Vergleichsspannungen oder Hauptspannungen ausgewertet werden, sodass der Fehler ab einer Elementzahl von ca. 50 pro 360° bei 2D-Modellierung und quadratischer Ansatzfunktion unter 1 % liegt.

Der Frage, welchen Einfluss eine differenzierte Modellierung nach dem Spannungs-Dehnungs-Verhalten der drei Zonen Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut in der Schweißnaht hat, wurde für die elastisch-plastische Bewertung unter Anwendung zyklischer Kennwerte basierend auf Härtewerten in [Reme08, Rem+12, Baum13] nachgegangen. Die mit Hilfe des *Uniform Material Law* in [Baum13] abgeleiteten P_{SWT} -Wöhlerlinien des Grundwerkstoffs und des Schweißguts weisen nur geringfügig parallelverschobene Verläufe auf. Weiterhin zeigt der übereinstimmende Verlauf von Vergleichsspannungen und -dehnungen, dass eine realitätsnahe Modellierung der Gefügezonen gut durch Werkstoffkennwerte des Schweißguts in allen Schweißzonen genähert werden kann. In [Rem+12] werden für den Grundwerkstoff und eine konventionelle MAG-Schweißung P_{SWT} -Werte in nahezug gleicher Höhe berechnet, während P_{SWT} -Werte für laserhybridgeschweißte Verbindungen abweichen.

In Voruntersuchungen zu dieser Arbeit konnten geringfügige Unterschiede bei der lokalen Bewertung am Nahtübergangradius durch den P_{SWT} und unter Verwendung abgeschätzter zyklischer Kennwerte mit dem *Uniform Material Law* auf Basis der Umrechnung von lokalen Härtewerten in Zugfestigkeiten für die drei Zonen Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut bestätigt werden. Hinzu kommt, dass eine bereichsweise Zuordnung der drei Zonen infolge der sehr hohen, lokalen Härtegradienten entsprechend Abschnitt 4.1.2 für eine lokale Bewertung ebenfalls lediglich eine Annäherung darstellt. Zudem weisen die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven der Mikrostrukturproben für den Grundwerkstoff und das Schweißgut einen sehr ähnlichen Verlauf auf, Bild 4.28. Aus diesen Gründen wird in der hier vorgenommenen Bewertung auf eine vereinfachende, einheitliche FE-Modellierung unter Zuweisung der zyklischen Grundwerkstoffkennwerte kleinskaliger Flachproben zurückgegriffen. Die gängigen Materialmodelle zur elastisch-plastischen Simulation verwenden die Kennwerte der (zyklisch stabilisierten oder als zyklisch stabilisiert angenommenen) Ramberg-Osgood-Beziehung zyklischer Verfestigungskoeffizient *K*['] und zyklischer Verfestigungsexponent *n*['] nicht direkt, sondern bieten die Möglichkeit Ver- oder Entfestigung implizit zu berücksichtigen. Daher wird in der elastisch-plastischen Simulation dieser Arbeit das in Abaqus für *Metalle unter zyklischer Belastung* hinterlegte Materialmodell mit nichtlinearer kinematischer Verfestigung (Lemaître und Chaboche [LeCh85] bzw. vom Typ Armstrong-Frederick [ArFr66]) und drei Backstress-Tensoren verwendet. Im Modell werden die Streckgrenze σ_0 und die Backstress-Tensoren C_1 , γ_1 , C_2 , γ_2 , C_3 , γ_3 an die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven mit der Beschreibung durch die Ramberg-Osgood-Gleichung angepasst, Tabelle 5.5.

Sowohl unter linear-elastischer wie auch unter elastisch-plastischer Beanspruchung wurde ein vierstufiger Be- und Entlastungsablauf simuliert. Auf das beidseitige Klemmen der verzogenen Stumpfstoßprobe wie im Prüfablauf folgt die Erstbelastung bis auf Maximalast und eine anschließende Entlastung mit dem Lastverhältnis von $R_F = 0,1$, bevor die Wiederbelastung auf Maximallast die Belastungssimulation abschließt.

	K'	n'	σ_0	<i>C</i> ₁	γ_1	<i>C</i> ₂	γ_2	<i>C</i> ₃	γ_3
Versuchsreihe	[MPa]	[-]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
S960QL (man.)	1103	0,060	600	330000	3350	35000	300	2700	13,0
S960M (Herst. 1)	1254	0,078	570	550000	5000	52000	290	2900	10,0
S960M (Herst. 2)	1055	0,049	610	485000	4300	33500	320	1700	10,0
S1100QL (man.)	2030	0,107	730	435000	2000	53000	170	4750	8,7
S960QL (man.)	1355	0,086	580	380000	2650	39000	210	2900	9,0
S960M (Herst. 1)	1458	0,109	500	405000	2500	44000	210	4200	10,5
S960M (Herst. 2)	2152	0,159	460	440000	1850	56500	160	6300	8,0
S1100QL (man.)	1384	0,084	605	375000	2600	39000	210	3100	9,5

Tabelle 5.5: Werkstoffkennwerte der Ramberg-Osgood-Gleichung (K' und n') sowie des Abaqus Materialmodells (Streckgrenze σ_0 und Backstress-Tensoren: C_1 , γ_1 , C_2 , γ_2 , C_3 , γ_3) für werkstoffspezifische Versuchsreihen

5.2.2 Kerbspannungskonzept

Im Kerbspannungskonzept wird linear-elastisches Werkstoffverhalten vorausgesetzt und in der FE-Simulation zugrunde gelegt. Für die Schwingfestigkeitsbewertung werden drei Varianten des Kerbspannungskonzeptes angewandt und gegenübergestellt:

- Das Kerbspannungskonzept mit einem Referenzradius von r_{ref} = 1,00 mm. Die Variante enthält implizit den Spannungsmittelungsansatz nach Neuber [Neub58], Gl. 3.26 bzw. Gl. 3.27 mit ρ^* = 0,4 mm [Neub68b], Gl. 3.28.
- Das Kerbspannungskonzept mit einem Referenzradius von $r_{\rm ref}$ = 0,05 mm.

• Das Kerbspannungskonzept mit einem Referenzradius von $r_{ref} = 0.05$ mm unter expliziter Berücksichtigung des Spannungsmittelungsansatzes nach Neuber [Neub58], Gl. 3.26 bzw. Gl. 3.27. Im Gegensatz zu der von Neuber vorgeschlagenen Mikrostrukturlänge von $\rho^* = 0.4$ mm [Neub68b], Gl. 3.28, wird hier aufgrund positiver Auswirkungen auf die Ergebnisstreuung in Hinblick auf die elastisch-plastische Bewertung eine Mikrostrukturlänge von $\rho^* = 0.3$ mm angewandt. Die Mikrostrukturlänge wird als unveränderlich angenommen, da der Einfluss der Werkstofffestigkeit auf die Stützwirkung nicht betrachtet wird.

Zur Ableitung von versuchsreihenübergreifenden Kerbspannungswöhlerlinien mit der Maximum-Likelihood-Methode wurden Kerbspannungen, maximale Hauptnormalspannungen als maximum principal stresses und von Mises-Vergleichsspannungen, der mit den Referenzradien von r_{ref} = 1,00 mm und r_{ref} = 0,05 mm modellierten Stumpfnähte unter Berücksichtigung des individuellen, probenspezifischen Winkelverzugs ausgewertet, Bild 5.5. Relevante FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen in Abhängigkeit des Referenzradius r_{ref} für den hier zutreffenden Bereich des Nahtanstiegswinkels von $90^{\circ} \le \theta \le 150^{\circ}$ [Baum17] sind in Tabelle 5.6 zusammengefasst. Im Gegensatz zu [Möl+17d] zeigt die Gegenüberstellung dieser auf den Schweißzustand beschränkten Berechnungsergebnisse mit zugehörigen FAT-Klassen, dass eine sichere Bewertung durch die Bemessungswöhlerlinien mit der Neigung k = 3 nicht gegeben ist. Die Bewertung nachbehandelter Stumpfnähte hatte bereits gezeigt, dass für vereinzelte Ergebnisse die Bewertung auf der unsicheren Seite liegt [Möl+17d]. Die Neigungen der hier für den Schweißzustand ausgewerteten Kerbspannungswöhlerlinien sind mit $3,1 \le k \le 3,7$ flacher als k = 3. Eine zutreffendere Bewertung ist folglich durch die Kombination der in Tabelle 5.6 angegebenen FAT-Klassen und der Neigung von k = 5 gegeben, wie sie bereits für dünne und/oder flexible Strukturen in [Son+10] vorgeschlagen wurde. Hierbei kommt es für die besonders hohen Lasthorizonte mit $5 \cdot 10^3 \le N_V \le 1 \cdot 10^4$ im Übergang zum Kurzzeitfestigkeitsbereich zu einer zunehmend konservativen Bemessung.

		FAT-Klasse bzw. $\Delta \sigma (N_{\rm V} = 2 \cdot 10^6)$ [MPa]					
		$r_{\rm ref}$ = 1,00 mm ($t \ge 5$ mm)	$r_{\rm ref}$ = 0,05 mm (t < 5 mm)				
		$90^{\circ} \le \omega \le 150^{\circ}$ [Baum17]	$90^{\circ} \le \omega \le 150^{\circ}$ [Baum17]				
		$FAT = FAT_{ref} \cdot r^{-0,27}$	$FAT = FAT_{ref} \cdot r^{-0,27}$				
Normal-	1. Hauptspannung	225	≈ 500				
spannung	von Mises	200	≈ 450				
. 0							

Tabelle 5.6: FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen in Abhängigkeit des Referenzradius r_{ref} für Nahtanstiegswinkel 90° $\leq \omega \leq 150$ ° (Stahlwerkstoffe) nach [Fric12, Son+09, Baum17]

Die charakteristischen Kenngrößen der ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien sind in Tabelle 5.7 dokumentiert. Für die Kombinationen aus Referenzradius $r_{\rm ref}$, Festigkeitshypothese und Mikrostrukturlänge ρ^* sind ergänzend zur Neigung k und Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ die Streuung T_{σ} sowie die über die Einzelergebnisse gemittelte Kerbformzahl $\overline{K}_{\rm t}$ angegeben. Die zugehörigen Kerbspannungswöhlerlinien sind in Bild 5.5 bis $N_{\rm V} = 1 \cdot 10^6$ Schwingspiele dargestellt und auf Referenzwerte bei $N_{\rm V} = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen extrapoliert. Es wurde somit kein Abknicken in die Langzeitfestigkeit zugrunde gelegt, da der Fokus dieser Untersuchung auf der Kurzzeitfestigkeit liegt. Dennoch sei darauf hingewiesen, dass sich der Abknickpunkt auf die ausgewertete Streuung auswirkt. Die Auswertung nach der Maximum-Likelihood-Methode ergibt für theoretische Abknickpunkte im Bereich $2 \cdot 10^5 \leq N_{\rm V} \leq 4 \cdot 10^5$ Schwingspiele um 6 % bis 9 % geringere Streuungen gegenüber der Auswertung ohne Abknickpunkt, Anhang 5.2.

$r_{\rm ref}$	Festigkeits-	$ ho^*$	k	$\Delta\sigma(N_{\rm B}=2\cdot10^6)$	T_{σ}	\overline{K}_{t}
[mm]	hypothese	[mm]	[-]	mit $P_{\ddot{U}} = 50\%$ [MPa]	[-]	[-]
1,00	HSH (1. Hauptspannung)	0,0	3,7	300	1 : 1,65	2,6
1,00	GEH (von Mises)	0,0	3,7	267	1 : 1,62	2,3
0,05	HSH (1. Hauptspannung)	0,0	3,1	506	1 : 2,03	5,3
0,05	GEH (von Mises)	0,0	3,1	449	1 : 2,03	4,9
0,05	HSH (1. Hauptspannung)	0,3	3,3	216	1 : 1,83	2,2
0,05	GEH (von Mises)	0,3	3,3	192	1 : 1,83	1,9

Tabelle 5.7: Kenngrößen der ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien der angewandten Konzeptvarianten in Abhängigkeit des Referenzradius r_{ref} , der Festigkeitshypothese und der Mikrostrukturlänge ρ^*

Ergänzend sind die Ergebnisse bei niedrigeren Beanspruchungen aus [Oli+89] eingetragen, welche die Grundlage der FAT 225 und k = 3 bilden. Die Kerbspannungen der vorliegenden Untersuchung führen die Ergebnisse aus [Oli+89] in den Übergangsbereich zur Kurzzeitfestigkeit linear fort. Die Neigung von k = 3 zur Bewertung von Schweißverbindungen wird durch mehrere hundert Schwingfestigkeitsergebnisse unterschiedlicher Schweißproben und geschweißter Bauteile in [Bru+12], Bild 8, und in [Baum13], Bild 3.13, bestätigt. Eine Auswertung einer solchen Vielzahl an Ergebnissen beinhaltet verschiedene Schweißnahtausführungen und deckt somit auch niederfeste Nähte ab. Eine flachere Wöhlerlinienneigung für Schweißnähte erhöhter Qualität konnte zudem in der Nennspannungsbewertung dieser Arbeit gezeigt werden. Für Kerbspannungen folgt aus den Ergebnissen von 17 Versuchsserien in [Bru+12], Bild 12, dass die vorgeschlagene Neigung von k = 3 nicht immer zutreffend ist, sondern flacher sein kann. Im niederzyklischen Bereich für $N_V < 2 \cdot 10^5$ liegen Schwingfestigkeitsergebnisse im Bereich der Bemessungswöhlerlinie und für $N_V < 1 \cdot 10^5$ teilweise darunter. Eine flachere Neigung als k = 3 lässt sich zudem durch einen steigenden Anteil der Rissinitiierungsphase gegenüber dem Rissfortschritt erklären.



Bild 5.5: Kerbspannungsbewertung für Stumpfnähte anhand zugehöriger FAT-Klassen mit Neigungen von k = 3 bzw. k = 5 und

- a) $r_{ref} = 1,00 \text{ mm und } 1. \text{ HS},$
- b) $r_{ref} = 1,00 \text{ mm}$ und von Mises,
- c) $r_{ref} = 0,05 \text{ mm und } 1. \text{ HS},$
- d) $r_{ref} = 0.05 \text{ mm}$ und von Mises,
- e) r_{ref} = 0,05 mm und 1. HS inkl. Mikrostützwirkung sowie
- f) $r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ und von Mises inkl. Mikrostützwirkung



Bild 5.6: Kerbspannungsbewertung (1. Hauptspannung) für Stumpfnähte mit $r_{ref} = 1,00$ und anhand a) FAT 225 mit k = 5, b) FAT 200 mit k = 4 und c) FAT 160 mit k = 3

Empfohlene FAT-Klassen der Kerbspannungsbewertung, Tabelle 5.6, können somit unter Einschränkung der Anwendung einer flachen Neigung von k = 5 bestätigt werden. Für die untersuchten Stumpfnähte im Schweißzustand mit dem Referenzradius von $r_{ref} = 1,0$ mm anhand Hauptnormalspannungen ist dies FAT 225, Bild 5.6a. Wird eine der experimentellen Neigung näherkommende Neigung von k = 4 gewählt, so führen empfohlene FAT-Klassen zu einer unsicheren Bewertung. Die Ergebnisse können in die niedrigere FAT 200 eingeordnet werden, Bild 5.6b. Wird an der Neigung von k = 3 festgehalten, so ist FAT 160 anzusetzen, Bild 5.6c.

Durch die für Vergleichsspannungen nach von Mises vorgeschlagene FAT 200 werden die Ergebnisse vermehrt unsicher bewertet. Dies zeigt sich zum einen in der Kerbspannungsbewertung mit $r_{\rm ref} = 1,0$ mm, welche die Stützwirkung infolge der ausgerundeten Kerbe beinhaltet. Zum anderen ist dies auch für $r_{\rm ref} = 0,05$ mm unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung mit $\rho^* = 0,3$ mm der Fall. Mit der Betrachtung der Streuung in Tabelle 5.4 folgt, dass bei Verwendung eines scharfen Kerbradius, z.B. $r_{\rm ref} = 0,05$ mm, die Stützwirkung explizit berücksichtigt werden muss, Bilder 5.6e und 5.6f.

Es zeigt sich, dass mit dem Kerbspannungskonzept eine Schwingfestigkeitsbewertung von Stumpfstoßverbindungen höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle unterhalb von $1 \cdot 10^4$ Schwingspielen möglich ist. Hierzu kann die Bemessungswöhlerlinie bis $5 \cdot 10^3$ Schwingspiele linear verlängert werden. Die Neigung von k = 3 erwies sich allerdings als unsicher. Für Stumpfnähte unter hohen Belastungen sollte eine konservativere Neigung von k = 5 oder k = 4 und Anpassung des FAT-Wertes vorgesehen werden. Der Winkelverzug wurde in der numerischen Simulation und in der Bewertung zutreffend berücksichtigt, so-dass sich eine reduzierte Streuung gegenüber der Nennspannungsbewertung ergibt. Eine Reduzierung der Streuung auf $T_{\sigma} < 1:1,50$ scheint möglich, wenn der Abknickpunkt bekannt ist. Kerbformzahlen variieren mit $r_{\rm ref}$, streuen innerhalb einer Versuchsreihe jedoch wenig, sodass die in Tabelle 5.7 angegebenen Werte repräsentativ sind. Vollkommen unberücksichtigt bleiben bei der Bewertung nach dem Kerbspannungskonzept das elastisch-plastische Verhalten und Gefügeunterschiede.

5.2.3 Kerbdehnungskonzept

Die Schwingfestigkeitsbewertung nach dem Kerbdehnungskonzept umfasst eine lokale Bewertung der Beanspruchungen am Schweißnahtübergang unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens und der Mikrostützwirkung. Die zweidimensionalen FE-Modelle der Kerbspannungsbewertung mit dem realitätsnahen, scharfen Kerbradius von $r_{ref} = 0,05$ mm dienen als Grundlage für die Belastungssimulation des Kerbdehnungskonzepts. Für das elastisch-plastische Werkstoffverhalten wird durchgängig für die gesamte Schweißnaht die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve für den jeweiligen Grundwerkstoff eingesetzt. Transiente Effekte werden nicht explizit abgebildet, sondern sind durch die Wahl der Backstress Tensoren implizit enthalten, sodass Kriechen und zyklische Relaxation durch das Werkstoffmodell abgebildet werden. Gegenüber der linear-elastischen Mikrostützwirkung mit der Ersatzstrukturlänge von $\rho^* = 0,4$ mm für das *Worst-Case*-Szenario hat sich für die Anwendung im Kerbdehnungskonzept aufgrund der geringeren Ergebnisstreuung eine geringere Ersatzstrukturlänge als geeigneter herausgestellt [Baum13]. Analog der Kerbspannungsberechnung wird daher die Mikrostützwirkung mit der Ersatzstrukturlänge von $\rho^* = 0,3$ mm berücksichtigt. Im Lastablauf folgen auf die abgebildete Probenklemmung eine Belastung auf die jeweilige Maximallast, eine versuchsspezifische Entlastung mit $R_{\rm F} = 0,1$ und eine erneute Maximallast. Als Grundlage der Berechnung der Schädigungsparameter wird der letzte Belastungsast zugrunde gelegt, Bild 5.7. Als Beanspruchungskennwerte der lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysterese werden zwei Schädigungsparameter, und zwar $P_{\rm SWT}$ [SWT70], Gl. 3.30, und $P_{\rm E}$ [Wern99], Gl. 3.32, angewandt. Auf die Untersuchung weiterer Schädigungsparameter, wie z.B. $P_{\rm J}$ oder $P_{\rm HL}$, wird in diesem Teil der Arbeit verzichtet.



Bild 5.7: Lokale Spannungs-Dehnungs-Hysterese und Kenngrößen zur Berechnung der Schädigungsparameter P_{SWT} und P_{ε} am Beispiel des automatisiert geschweißten S9600QL unter hoher Belastung

Der Einfluss der Belastungshöhe und des zugrunde gelegten elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens auf die sich aus der FE-Simulation ergebenden lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen im Kerbgrund des Nahtübergangs und ausgewerteten Schädigungsparameter bei sehr ähnlichen, probenspezifischen Winkelverzügen ist in Bild 5.8 dargestellt. In den Bildern 5.8a, 5.8c und 5.8e wurde die zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des S1100QL Grundwerkstoffs unter Anwendung des versuchsspezifischen Lastverhältnisses $R_F = 0,1$ eingesetzt. Mit steigender Maximalbelastung von Bild 5.8a über Bild 5.8c bis Bild 5.8e bildet sich eine ausgeprägte, lokale Spannungs-Dehnungs-Hysterese mit einer deutlichen Mitteldehnungsverschiebung aus. Die Maximalwerte der Erstbelastung und der Wiederbelastung schließen aufgrund der impliziten Berücksichtigung transienter Effekte die Hysterese nicht im gleichen Punkt.



Bild 5.8: Lokale Spannungs-Dehnungs-Hysteresen und ausgewertete Schädigungsparameter der FE-Simulation bei steigender Belastung unter Annahme des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens für den S1100QL Grundwerkstoff (a, c und e) sowie dessen querbelasteter Stumpfnaht (b, d, und f)

Die Bewertung dieser Hysterese führt durchgängig auf höhere Werte für den P_{ε} -Schädigungsparameter gegenüber dem P_{SWT} , was auf die ausgeprägten Mitteldehnungen zurückzuführen ist. Beide Schädigungsparameter steigen mit größer werdender Maximallast, steigender Mitteldehnung und einer bauchigeren Hysterese an. Wird anstelle des Werkstoffverhaltens des Grundwerkstoffs eine flachere zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve, wie sie sich beispielsweise für die querbelastete Stumpfnaht aus S1100QL ergibt, angenommen, so stellen sich bei gleicher Lasthöhe nicht nur größere Mitteldehnungen, sondern auch größere Dehnungsamplituden und somit bauchigere Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ein, die sich im Wert des P_{ε} widerspiegeln, jedoch nicht den P_{SWT} beeinflussen. Der Schädigungsparameter P_{SWT} bildet dieses Verhalten durch eine Änderung seines Wertes nicht ab und ist demnach weniger sensitiv gegenüber einem veränderten Spannungs-Dehnungs-Verhalten als der P_{ε} , wenn lokale Hysteresen in der Bewertung zugrunde gelegt werden.

Schädigungsparameter sind i.d.R. keine Schwingbreiten oder Amplituden, sondern kombinierte oder abgeleitete Größen, die aus der Spannungs-Dehnungs-Hysterese hervorgehen. Eine direkte Gegenüberstellung mit den Spannungsschwingbreiten der FAT-Klassen ist daher nicht möglich. Allerdings sind auch hier Bemessungsgrenzwerte erforderlich, die von der Wahl des Schädigungsparameters abhängig sind. Diese werden im Folgenden in Analogie zu den FAT-Klassen bei $N_{\rm B} = 2 \cdot 10^6$ als Schädigungsparameterklassen FAT_P eingeführt, wenn Schädigungsparameter als maßgebliche Beanspruchungskennwerte interpretiert werden.

Zur Schwingfestigkeitsbewertung werden die ausgewerteten Schädigungsparameter über den experimentellen Bruchschwingspielzahlen aufgetragen und so in P-Wöhlerlinien überführt. Anschließend wird die lokale Beanspruchbarkeit in Form der nach der Maximum-Likelihood-Methode ausgewerteten P_{SWT} - und P_{ε} -Wöhlerlinien ermittelt, Bild 5.9 und Tabelle 5.8. Die P_{SWT} -Wöhlerlinie weist eine Neigung von k = 3,0 bei einem Abknickpunkt bei $P_{\text{SWT,k}}(N_{\text{k}} = 1,5 \cdot 10^5) = 234 \text{ MPa auf}, \text{ Bild 5.9a.}$ Die Neigung nach dem Abknickpunkt wird entsprechend den Empfehlungen zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen in spannungsbasierten Konzepten zu $k^* = 22$ (10 % Abfall pro Dekade) gesetzt [Hobb16, Sons05a]. Die Streuung dieser Wöhlerlinie ist mit $T_{\rm P}$ = 1:1,78 ähnlich hoch wie die Streuung der zugehörigen Kerbspannungswöhlerlinie (r_{ref} = 0,05 mm; ρ^* = 0,3 mm) mit T_{σ} = 1:1,83. Die Gründe sind darauf zurückzuführen, dass der P_{SWT}-Schädigungsparameter zwar Mittelspannungen berücksichtigt, nicht aber Mitteldehnungen. Letztere sind jedoch in der P_{ε} -Wöhlerlinie enthalten, Bild 5.9b, welche durch k = 3,0 und $P_{\varepsilon,k}(N_k = 1.10^6) = 252$ MPa charakterisiert wird. Die Streuung ist mit $T_{\rm P}$ = 1:1,48 deutlich geringer als die der $P_{\rm SWT}$ -Wöhlerlinie. Beide Wöhlerlinien können mit der Neigung von k = 3,0 bis $N \approx 4 \cdot 10^3$ fortgeführt werden. Dieses Vorgehen ermöglicht eine Schwingfestigkeitsbewertung nicht allein unter Berücksichtigung lokaler Spannungen, sondern schließt mit Hilfe der Schädigungsparameter versagensrelevante Mitteldehnungen ein. Darüber hinaus ist eine in der doppeltlogarithmischen Auftragung nichtlineare Regression der P-Wöhlerlinien, wie sie beispielsweise für die Dehnungswöhlerlinie durchgeführt wird, vorstellbar, da zusätzlich zu lokalen Spannungen Gesamtdehnungen in den Schädigungsparametern enthalten sind. Zur Bemessung werden die Ergebnisse des P_{SWT} für r_{ref} = 0,05 mm und Hauptnormalspannungen unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung FATP 63 zugeordnet und die Ergebnisse des P_{ε} lassen sich durch FATP 125 abdecken. Die Anwendbarkeit und Zuverlässigkeit der Schwingfestigkeitsbewertung anhand FATP-Klassen ist für weitere Kerbdetails, Werkstoffe, Schweißverfahren und Lastsituationen zu verifizieren. Letztere schließen nicht nur andere Lastverhältnisse, sondern auch Berechnung lokaler Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bei variablen Lastamplituden sowie die Bewertung mit Zählverfahren, z.B. Rainflow-Zählung, und der Schadensakkumulation ein.



Bild 5.9: Schwingfestigkeitsbewertung für Stumpfnähte anhand von P-Wöhlerlinien mit Neigungen von k = 3 für die Schädigungsparameter a) P_{SWT} und b) P_{ε}

$r_{\rm ref}$	Festigkeits-	$ ho^*$	Schädi- gungs-pa-	k	N _k	$P(N_{\rm k})$ mit $P_{\rm II} = 50\%$	T_{σ}
[mm]	hypothese	[mm]	rameter	[-]	[-]	[MPa]	[-]
0,05	HSH (1. HS)	0,0	$P_{\rm SWT}$	3,1	1,5·10⁵	583	1 : 1,78
0,05	HSH (1. HS)	0,0	P_{ϵ}	3,0	1,0·10 ⁶	620	1 : 1,67
0,05	HSH (1. HS)	0,3	$P_{\rm SWT}$	3,0	1,5·10⁵	234	1 : 1,78
0,05	HSH (1. HS)	0,3	P_{ϵ}	3,0	1,0·10 ⁶	252	1:1,48

Tabelle 5.8: Kenngrößen der ermittelten P-Wöhlerlinien der angewandten Konzeptvarianten

5.3 Zusammenfassung der Bewertung der Schwingfestigkeit

Die große Streuung der versuchsreihenübergreifenden Nennspannungsbewertung reduziert sich durch eine Auswertung nach gleicher Schweißausführung, sodass für automatisierte S960QL-Stumpfnähte die Bewertung nach der FAT-Klasse des Grundwerkstoffs, FAT 160 mit einer Neigung von k = 5 [Hobb16], erfolgt, während manuell geschweißte S960M/S1100-Stumpfnähte in FAT 71 (k = 3) und manuell geschweißte S960QL-Stumpfnähte, die aufgrund des hohen Winkelverzug keiner Bewertungsgruppe zuzuordnen sind, in FAT 50 (k = 3) eingeordnet werden. Durch die lineare Schadensakkumulation zur Bewertung variabler Lastamplituden des kranbautypischen Sonderlastkollektivs mit der Schadenssumme von $D_{\rm th}$ = 1,0 wird im Schwingspielzahlbereich für $N < 10^5$ eine gute Näherung erzielt; darüber hinaus wird sie zunehmend konservativ. Entsprechend kann mit der zulässigen Schadenssumme von $D_{zul} = 0.5$ eine durchgängig konservative Lebensdauerabschätzung durchgeführt werden. Das zeigt sich in den tatsächlichen Schadenssummen, deren versuchsreihenspezifische Mittelwerte bei $\overline{D}_{tat} \ge 0.99$ liegen. Für Stumpfnähte höchst- und ultrahochfester Stähle der untersuchten Dicke von 8 mm wird eine lineare Verlängerung der Zeitfestigkeitsgeraden mit Neigungen abhängig von der Bewertung von Unregelmäßigkeiten nach [DIN5817] in Richtung der Kurzzeitfestigkeit empfohlen. Als Grenzkriterium dient das Verhältnis zur Streckgrenze des Grundwerkstoffs, das unter konstanten Lastamplituden ca. 60 % erreichte, unter variablen Lastamplituden sogar auf 95 % beziffert werden kann. Diese Empfehlung ist anhand weiterführender Untersuchungen hinsichtlich der Werkstoffe, Blechdicken, Schweißverfahren und Kerbdetails über einen großen Schwingspielzahlbereich abzusichern. Bei der Nennspannungsbewertung bleibt weiterhin eine starke Abhängigkeit von der spezifischen Nahtausführung festzuhalten, die in Regelwerken durch Mindestforderungen an die Einstufung in Bewertungsgruppen (für Schmelzschweißverbindungen nach [DIN5817]) zu berücksichtigen ist, wie bereits in [DIN13001] erfolgt. Weiterhin ist, bedingt durch die einfache Anwendbarkeit des Nennspannungskonzepts, die Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens, transienter Effekte oder der Mikrostruktur, die in die lokale Bewertung einfließen können, nicht möglich, Tabelle 5.9.

Ein Zusammenführen der Schweißnahtausführungen unter Berücksichtigung des probenspezifischen Winkelverzugs in einer lokalen Bewertung ist durch das Kerbspannungskonzept unter Anwendung des Referenzradiuskonzeptes mit r_{ref} = 1,00 mm oder mit dem scharfen Kerbradius von r_{ref} = 0,05 mm bei gleichzeitiger Berücksichtigung der Stützwirkung in Form des Spannungsgradienten möglich. Die gegenüber der Nennspannungsbewertung reduzierte Streuung von T_{σ} = 1:1,65 für r_{ref} = 1,00 mm und Hauptnormalspannungen wird durch die Lage des Abknickpunktes der Kerbspannungswöhlerlinie beeinflusst, dessen Bestimmung nicht im Fokus dieser Untersuchung stand. Die empfohlenen FAT-Klassen der Regelwerke, z.B. FAT 225 für r_{ref} = 1,00 mm und Hauptnormalspannungen, können nur herangezogen werden, wenn die für flexible Strukturen angegebene Neigung von k = 5 [Son+10] verwendet wird. Die Neigung von k = 3 kann nur verwendet werden, wenn die deutlich niedrigere FAT 160 angesetzt wird. Die experimentell ermittelte Neigung wird besser durch k = 4 genähert, erfordert jedoch ebenfalls eine herabgesetzte Kerbklasse von FAT 200. Die berechneten Kerbspannungen – sowohl Hauptnormalspannungen, als auch von Mises-Vergleichsspannungen - zeigen, dass Kerbspannungswöhlerlinien unterhalb 1.10⁴ Schwingspielen bis 5.10³ Schwingspiele verlängert werden können. Das Kerbspannungskonzept kann mit mäßigem Aufwand in der lokalen Schwingfestigkeitsbewertung angewendet werden, berücksichtigt jedoch weder unterschiedliche Werkstoffzonen noch elastisch-plastische Beanspruchungen oder transiente Effekte.

Im Gegensatz zum Kerbspannungskonzept berücksichtigt das Kerbdehnungskonzept elastisch-plastisches Werkstoffverhalten, erfordert allerdings einen erheblichen Mehraufwand bei lokal differenzierter Werkstoffmodellierung und transienten Effekte. Basierend auf den Ergebnissen aus Belastungssimulationen wurde die Lebensdauer der Stumpfnähte mit einheitlichen Werkstoffkennwerten durch die Schädigungsparameter P_{SWT} und P_e bewertet. Die mittels der Maximum-Likelihood-Methode regressierten P_s-Wöhlerlinen weisen mit $T_{\rm P}$ = 1:1,48 die geringste Streuung aller Versuchsergebnisse auf. In der ausgewerteten P_{SWT}-Wöhlerlinie verringert sich die Streuung gegenüber der Kerbspannungsbewertung nicht, weil Mitteldehnungen durch den P_{SWT} nicht erfasst werden. Durch die Regression der P-Wöhlerlinien ergeben sich Abknickpunkte, die bei hohen Schwingspielzahlen mit der für Spannungswöhlerlinien empfohlenen Neigung von $k^* = 22$ fortgeführt werden können. Die in Analogie zu konventionellen FAT-Klassen eingeführten FAT_P-Klassen für Schädigungsparameter ermöglichen schließlich eine Bemessung, in der P_{SWT}-Ergebnisse der FAT_P 63 genügen und die Ergebnisse des P_{ε} FAT_P 125 erfüllen. Die Schwingfestigkeitsbewertung unter Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens mit dem Schädigungsparameter P_{ϵ} für r_{ref} = 0,05 mm und Hauptnormalspannungen unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung hat die besten Ergebnisse erzielt. Daher wird dieses Vorgehen empfohlen. Der Aufwand einer solchen Bewertung ist nicht zu unterschätzen und steigt zusätzlich, wenn transiente Effekte und mikrostrukturelle Unterschiede berücksichtigt werden. Daher zielt die weitere Arbeit darauf ab, eine Schwingfestigkeitsbewertung von Stumpfnähten unter konstanten und variablen elastisch-plastischen Beanspruchungen bei moderatem Aufwand bereitzustellen, wie es durch die nachfolgend beschriebene integrale Methode möglich wird.

Bewertungs-krite- rium	Nennspannungs- konzept	Kerbspannungs -konzept			Kerbdehnungs- konzept			
Bewertungsgröße	$\sigma_{\mathrm{a,n}} \ (ar{\sigma}_{\mathrm{a,n}})$	$\sigma_{ m k,1} \ (\sigma_{ m k,vM})$	$\sigma_{ m k,1} \ (\sigma_{ m k,vM})$	$\sigma_{ m k,1} \ (\sigma_{ m k,vM})$	P _{SWT}	P _{SWT}	Pε	Pε
Nahtübergangs-ra- dius <i>r</i> [mm]	-	1,0	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
Ersatzstrukturlänge ρ^* [mm]	-	(0,4)	0,0	0,3	0,0	0,3	0,0	0,3
Lokale Bewertung	nicht möglich	enthalten			enthalten			
Differenzierung bzgl. der Nahtausführung	in der Bewertung	in der Modellierung			in der Modellierung			
Elastisch-plastisches Werkstoffverhalten	unberücksichtigt	unt	unberücksichtigt		berücksichtigt			
Berücksichtigung von Stützwirkungseffekten	nein	ja (implizit)	nein	ja	nein	ја	nein	ja
Berücksichtigung transienter Effekte	nicht möglich	nicht möglich			nicht erfolgt (mit Aufwand möglich)			
Berücksichtigung der Mikrostruktur	nicht möglich	stark eingeschränkt (eingeschränkt über E, ν)			einheitliche Kennwerte (Detaillierung mit Aufwand)			
Komplexität / Rechenaufwand	gering	mittel	mittel	leicht erhöht	erhöht			

Tabelle 5.9: Gegenüberstellung der Potenziale und Einschränkungen klassischer Bemessungskonzepte für Schweißverbindungen

6 Lebensdauerabschätzung infolge des zyklischen Verhaltens querbelasteter Stumpfnähte (QSN)

In diesem Kapitel wird ein Verfahren zur Lebensdauerabschätzung vorgestellt und auf die bereits untersuchten Stumpfnähte angewandt, um dieses Verfahren zu verifizieren. Als Modellvorstellung liegt eine "integrale Betrachtung" der Stumpfnaht und die Beschreibung durch das zyklische Verhalten dieser querbelasteten Stumpfnähte (QSN) zugrunde. Mit dem darauf aufbauenden Bewertungsansatz wird das Ziel verfolgt, einzig infolge der Auswertung des zyklisch transienten Verhaltens von Stumpfnähten in Standardprobengeometrie eine Lebensdauerabschätzung für den Kurzzeitfestigkeitsbereich bzw. deren Übergang in die Zeitfestigkeit vorzunehmen. Die Ergebnisse kraftgeregelter Versuche – üblicherweise für diesen Blechdickenbereich an größer dimensionierten Proben durchgeführt – dienen der Verifikation der Lebensdauerabschätzung. Auf eine detaillierte und aufwendige FE-Simulation zur Abbildung der Kerbbeanspruchung, die zusätzlich transiente Effekte berücksichtigen sollte, wird in diesem Zusammenhang verzichtet.

Ausgangspunkt der Bewertung sind die in Kapitel 4.1.2 beschriebenen querbelastete Stumpfnahtproben, welche als Ergebnis dehnungsgeregelter Schwingfestigkeitsversuche "integrale Kennwerte des zyklischen Verhaltens von querbelasteten Stumpfnähten" zur Verfügung stellen. Das zyklische Verhalten dieser "Integralschweißnahtproben" wird unmittelbar in der rechnerischen Simulation von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen und der Schädigungsbewertung zugrunde gelegt, ohne dass explizit eine fiktive Kerbgrundbeanspruchung ermittelt wird.

Die Lastaufbringung wird folglich entsprechend den kraftgeregelten Versuchen der Stumpfnähte rechnerisch simuliert und Versagensschwingspielzahlen zuerst in Anlehnung an das konventionelle örtliche Konzept aus Schädigungsparametern unter Annahme des zyklisch stabilisierten Werkstoffverhaltens in Abschnitt 6.1 berechnet. Dieses Vorgehen bietet den Vorteil einer vereinfachten Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung elastisch-plastischer Beanspruchungen. Vergleichend werden die geläufigen Schädigungsparameter P_{SWT} , P_{HL} , P_{ε} und P_{J} bzw. P_{RAJ} gegenübergestellt.

Unberücksichtigt bleiben dabei zunächst transiente Effekte. Aufgrund von Änderungen im Werkstoffverhalten unter zyklischer Belastung ist deren Einfluss im Rahmen der Schwingfestigkeitsbewertung jedoch zu untersuchen. Erste Erkenntnisse wurden aus der in Kapitel 3.3.5 zusammengefassten Analyse und Beschreibung aus [Toma16] dargelegt. Eine direkte Übertragbarkeit und durchgängige Anwendung dieses Vorgehens ist für die hier verwendeten Werkstoffe und deren Stumpfstoßverbindungen jedoch nicht möglich [Möl+17a]. Modifikationen der beschreibenden Gleichungen dieses Verfahrens können jedoch zukünftig zu einer Lösung führen. An dieser Stelle wird ein anderes Vorgehen für die Lebensdauerabschätzung mit Fokus auf den Kurzzeitfestigkeitsbereich vorgeschlagen. Dazu wurde in einem zweiten Schritt das transiente Werkstoffverhalten des Grundwerkstoffs und im Besonderen der querbelasteten Stumpfnähte, wie in Kapitel 6.2 dargestellt, ausgewertet. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven wurden dabei über die Lebensdauer des dehnungsgeregelten Versuchs differenziert analysiert. Ein gegenüber Abschnitt 6.1 modifizierter Bewertungsablauf zur Berücksichtigung des zyklisch transienten Werkstoffverhaltens ist daher in Kapitel 6.3 dargestellt. Die Gegenüberstellung der Lebensdauerabschätzung mittels des zyklisch stabilisierten und transienten Verhaltens der querbelasteten Stumpfnähte mit klassischen Bewertungsmethoden folgt schließlich in Abschnitt 6.4.

6.1 Ableiten der Schädigungsparameterwöhlerlinien aus dem zyklischen Werkstoffverhalten als Beanspruchbarkeit der querbelasteten Stumpfnähte (QSN)

Dem Begriff der Schädigungsparameterwöhlerlinie wird in dieser Arbeit zweierlei Bedeutung beigemessen, die sich durch ihre unterschiedliche Herleitung ergibt:

- 1. Als lokale Bewertungsgröße der Schwingfestigkeit aus dem elastisch-plastischen Kerbdehnungskonzept wie in Abschnitt 5.2.3 dargestellt.
- 2. Als "integrale" Bewertungsgröße zur Lebensdauerabschätzung hervorgehend aus dem zyklischen Verhalten der QSN wie nachstehend beschrieben.

Den unter zweitens beschriebenen Schädigungsparameterwöhlerlinien liegt die analytische Ableitung aus dem mittelspannungsfreien Schädigungsparameter PSWT und der Dehnungswöhlerlinie nach Basquin-Coffin-Manson-Morrow (BCMM) entsprechend Gl. 3.36, Abschnitt 3.4.3.2, zugrunde. Aufgrund der dehnungsgeregelten Versuchsführung mit R_{ε} = -1 finden zur Ableitung der Beanspruchbarkeit Mitteldehnungen keine Berücksichtigung, sodass für P_{ε} die gleiche Schädigungsparameterwöhlerlinie herangezogen wird wie im Falle des P_{SWT}. In der Konsequenz soll diese Schädigungsparameterwöhlerlinie auch für die Beanspruchbarkeit infolge der Bewertung mit dem P_{HLmod} nach Gl. 3.34 gelten. Diese Schädigungsparameterwöhlerlinien und aus der Hysterese des als zyklisch stabilisiert angenommenen Zustands ausgewertete P_{SWT}-Werte der manuell geschweißten, querbelasteten Stumpfnähte (QSN) sind in Bild 6.1 werkstoffspezifisch für den S960QL, S1100QL, S960M (Herst. 1) und S960M (Herst. 2) dargestellt. Es ist zu erkennen, dass diese Form der Wöh-Ierlinie die Versuchsergebnisse nur bedingt beschreibt. Eine bevorzugte Beschreibung erfolgt durch die konsequente Überführung der tri-linearen Dehnungswöhlerlinie in eine abschnittsweise definierte Schädigungsparameterwöhlerlinie nach Gl. 6.1. Den tri-linearen Verläufen aus Bild 6.1 liegen aufgrund der Fortführung mit $b_3 = b_2$ somit die ebenfalls in zwei Bereiche unterteilten tri-linearen Dehnungswöhlerlinien zugrunde.

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{\sigma_{f_i}^{\prime 2} \cdot (2N)^{2b_i} + \sigma_f^{\prime} \cdot \varepsilon_f^{\prime} \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \quad \text{mit } i = 1, 2, 3$$
(6.1)



Bild 6.1: Schädigungsparameterwöhlerlinien des mittelspannungsfreien P_{SWT} nach BCMM und tri-linear für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) aus a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

Bei hohen Dehnungsamplituden werden die Versuchsergebnisse durch die tri-lineare Beschreibung gut wiedergegeben. Bei niedrigeren Dehnungsamplituden im Schwingspielzahlbereich von $10^3 \le N_A \le 10^4$, die dem Bereich 2 zuzuordnen sind, überschätzen die tri-linearen Schädigungsparameterwöhlerlinien die Ergebnisse leicht. Für $N_A > 10^4$ unterscheiden sich die P_{SWT} -Schädigungsparameterwöhlerlinien nach BCMM und der tri-linearen Beschreibung sehr stark, weil der Regression in diesem Schwingspielzahlbereich nur vereinzelt Ergebnisse zugrunde liegen. Durch die Fortführung der Neigung aus dem zweiten in den dritten Bereich ergibt sich ein recht steiler Abfall des P_{SWT} , der gegenüber der Beschreibung nach BCMM eine geringere Beanspruchbarkeit wiedergibt, d.h. die tri-lineare Schädigungsparameterwöhlerlinie mit $b_3 = b_2$ ist ein konservativer Ansatz.

Zur weiteren Verbesserung der abgeschätzten Schädigungsparameterwöhlerlinien könnten ausgewertete Schädigungsparameter analog zur Auswertung der tri-linearen Dehnungswöhlerlinie abschnittweise direkt genähert werden, was für die hier vorliegenden Ergebnisse ebenfalls eine Zweiteilung zwischen elastisch-plastischen und vorwiegend elastischen Dehnungsamplituden zur Folge hätte.

Obwohl die Dimension des Schädigungsparameters P_J bzw. P_{RAJ} der einer Spannung entspricht, d.h. in MPa angegeben wird, so ist dessen Wertebereich gegenüber Nennspannungen oder dem Schädigungsparameter P_{SWT} ein anderer. In [Vorm89] wurden für den Stahlwerkstoff S690QL im Schwingspielzahlbereich von $10^2 < N < 10^8$ Schädigungsparameter
von $0.5 < P_{I} < 150$ ausgewertet. Aus diesem Grund kann als Beanspruchbarkeit nicht die P_{SWT}-Schädigungsparameterwöhlerlinie verwendet werden, sondern es wird eine Auswertung des Schädigungsparameters P_I [Vorm89] bzw. P_{RAI} [Fie+18] nach Gl. 3.35 mit anschließender Regression der Ergebnisse vorgeschlagen. Der weiterentwickelte PRAI unterscheidet sich in Bezug auf die Auswertung der Schädigungsparameterwöhlerlinie von der ursprünglichen Formulierung des P₁ dardurch, dass ersterer die Mittelspannungsempfindlichkeit in Anlehnung an [Ren+12] abhängig von Werkstoffgruppen nichtgeschweißter Bauteile in der Berechnung berücksichtigt. Aufgrund der hier vorliegenden Schweißverbindung werden Kennwerte für die Werkstoffgruppe "Stahlguss" eingesetzt ($a_{M} = 0.35$; $b_{M} = 0.05$), die in Abhängigkeit von der Zugfestigkeit auf 0,41 $\leq M_{\sigma} \leq$ 0,55 führen und somit entsprechend [Ren+12] für den Fall sehr geringer Eigenspannungen gelten. Die Auswertung von P_I und P_{RAI} für querbelastete Stumpfnähte aus S960QL, S1100QL, S960M (Herst. 1) und S960M (Herst. 2) in Bild 6.2 zeigt schließlich, dass sich P_{I} und P_{RAI} bei hohen Beanspruchungen nicht nennenswert unterscheiden. Erst bei niedrigeren Dehnungsamplituden und folglich Schädigungsparametern treten Unterschiede von bis zu 2,5 MPa auf. In über 90 % der berechneten Schädigungsparameter liegt die Abweichung unter 1 MPa. Die Einzelergebnisse sind in Anhang 6.1 dokumentiert. Beide Schädigungsparameter werden in der Lebensdauerabschätzung angewandt.

Die Berechnung beider Parameter hat weiterhin gezeigt, dass sich bei niedrigen Dehnungsamplituden, d.h. linear-elastischer Beanspruchung, aufgrund der Näherung der Versuchsdaten und ihrer Streuung vereinzelt Rissschließspannungen ergeben, die größer als die Rissöffnungsspannungen sind. Dies lässt sich nicht anhand der Modellvorstellung des Rissöffnens und -schließens mit Hilfe der sich einstellenden Hysterese erklären, sondern ist durch die Unschärfe der Datenanalyse infolge des im Wesentlichen linear-elastischen Verhaltens begründet. Die Ergebnisse werden anschließend analog zu spannungsbasierten Wöhlerlinien durch ein Potenzgesetzt nach Gl. 6.2 genähert.

$$P = b_{\rm pot} \cdot N_{\rm A}^{m_{\rm pot}} \tag{6.2}$$

Die Regressionen sind ebenfalls in Bild 6.2 dargestellt. Die Umrechnung in Kenngrößen der Geradengleichung sowie m und Q aus [Vorm89] ist in Anhang 6.1 ausgeführt. Ein Abknickpunkt kann weder auf Basis der hier unter Kraft- noch unter Dehnungsregelung ermittelten Ergebnisse bestimmt werden, sodass keine experimentellen Daten für ein Abknicken bzw. eine fiktive Dauerfestigkeit vorliegen. Als Alternative zur experimentellen Bestimmung wird in [Fie+18] eine rechnerische Abschätzung anhand der Zugfestigkeit und Kennwerten für übergeordnete Werkstoffgruppen sowie die Berücksichtigung zusätzlicher Effekte, wie die Stützwirkung, Rauheit oder statistische Abschätzung, vorgeschlagen. Da einige der Kennwerte infolge der integralen Betrachtung bereits im zyklischen Verhalten berücksichtigt sind, ist die Anwendbarkeit der rechnerischen Abschätzung der fiktiven Dauerfestigkeit fragwürdig. Aus diesem Grund wird die Regression kontinuierlich fortgeführt, wodurch sich ein konservativer Ansatz für die Berücksichtigung der Beanspruchbarkeit analog der tri-linearen Schädigungsparameterwöhlerlinie mit $b_3 = b_2$ ergibt.



Bild 6.2: Schädigungsparameterwöhlerlinien des P_J bzw. P_{RAJ} für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) aus a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)

6.2 Lebensdauerabschätzung anhand des zyklisch stabilisierten Verhaltens der querbelasteten Stumpfnähte (QSN)

Der hier vorgestellte Ansatz zur Lebensdauerabschätzung basiert auf einer Schädigungsrechnung anhand der linearen Schadensakkumulation für die Bewertung von Belastungshysteresen der querbelasteten Stumpfnaht (QSN) durch Schädigungsparameter. Dabei werden einige Elemente aus dem Kerbgrundkonzept, Bild 3.34 in Abschnitt 3.4.3.2, übernommen:

- Zyklisches Werkstoffverhalten: Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven und tri-lineare Dehnungswöhlerlinien, die entsprechend Abschnitt 6.1 in Schädigungsparameterwöhlerlinien überführt werden
- Memory- und Masing-Verhalten in der Simulation des Last-Dehnungs-Pfades
- Simulation einer Be-, Ent- und Wiederbelastung entsprechend Abschnitt 5.2.3

6.2.1 Lebensdauerabschätzung für konstante Lastamplituden

Für konstante Lastamplituden wird die Lebensdauerabschätzung entsprechend Bild 6.3 vorgenommen. Dabei erfolgt zuerst eine Belastung entlang der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve mit den aus dem zyklischen Werkstoffverhalten bekannten Größen K' und n', gefolgt von einer Entlastung auf das Lastminimum und Wiederbelastung auf Maximallast unter Berücksichtigung des Masing-Verhaltens bei Verdopplung der zugrundeliegenden Spannungs-Dehnungs-Kurve. Die auf den untersuchten, integralen Nahtbereich einwirkende Beanspruchung entspricht dabei der äußeren Belastung, sodass sich eine Hysterese mit den Grenzen F_0 und $F_U = 0,1 \cdot F_0$ für ein Lastverhältnis von $R_F = 0,1$ analog der kraftgeregelten Versuche einstellt. Eine Berechnung abweichender Lastverhältnisse, z.B. $R_F = 0,5$ oder $R_F = -1$, ist in gleicher Weise möglich. Eine Verifikation muss für diese Fälle jedoch noch mittels Schwingfestigkeitsversuchen des entsprechenden Lastverhältnisses oder über eine Mittelspannungstransformation der Ergebnisse von $R_F = 0,1$ auf das gesuchte Lastverhältnis erfolgen.



Bild 6.3: Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens für konstante Lastamplituden

Die sich aus Ent- und Wiederbelastung ergebende Spannungs-Dehnungs-Hysterese wird anschließend mit Hilfe der Schädigungsparameter P_{SWT} , $P_{HL,mod}$, P_{ε} und P_{J} bzw. P_{RAJ} nach GI. 3.30, 3.32, 3.34 und 3.35 bewertet. Aufgrund der Zugschwellbelastung entsprechen im Falle des $P_{HL,mod}$ die effektiven den tatsächlichen Schwingbreiten der Belastungshysterese. Die Berechnung von P_{J} und P_{RAJ} wird nach den in [Vorm89] und [Fie+18] gegebenen Abläufen mit folgenden Änderungen durchgeführt. Da das transiente Verhalten, das unweigerlich mit Reihenfolgeeffekten verknüpft ist, wie nachfolgend in Kapitel 6.3 beschrieben explizit analysiert und durch die Änderungen der zyklischen Kennwerte berücksichtigt wird, wird weder eine Anpassung der Rissöffnungsdehnung noch ein Absinken der sogenannten "Dauerfestigkeit" der P_{J} -Wöhlerlinie vorgenommen. Vielmehr wird, da es die Ergebnisse der

dehnungsgeregelten Versuche nicht zulassen, die P_J -Wöhlerlinie ohne Abknickpunkt weitergeführt. P_J und P_{RAJ} werden somit nach ihrer ursprünglichen Formulierung, Gl. 3.35, verwendet, jedoch ohne den vollumfänglichen vorgegebenen Berechnungsablauf.

Für die Schädigungsbewertung der Hysterese werden die Minima aus der Entlastung entnommen, die Maxima aus der Wiederbelastung. Aus der Höhe der Schädigungsparameter ergibt sich mit der tri-linearen Schädigungsparameterwöhlerlinie, Gl. 6.1, für P_{SWT} , $P_{HL,mod}$ und P_{ϵ} oder der regressierten P_{J} - bzw. P_{RAJ} -Schädigungsparameterwöhlerlinie, Gl. 6.2, die rechnerische Anrisslebensdauer N_{rech} für die Lebensdauerabschätzung.

Bild 6.4 zeigt exemplarisch berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen für zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven der querbelasteten Stumpfnähte (QSN) aus S1100QL-Blechen bei niedriger Belastung von $F_a/l_{Naht} = 1,3$ kN/mm und hoher Belastung von $F_a/l_{Naht} = 5,4$ kN/mm für das in kraftgeregelten Versuchen aufgebrachte Lastverhältnis von $R_F = 0,1$. Bei niedriger Belastung bleibt das Spannungs-Dehnungs-Verhalten linear-elastisch, bei höherer Belastung steigen die plastischen Anteile bei Aufbringen der Belastung.



Bild 6.4: Zyklisch stabilisiert berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpfnaht aus S1100QL bei a) niedriger Belastung von $F_a/l_{Naht} = 1,3$ kN/mm und b) hoher Belastung von $F_a/l_{Naht} = 5,4$ kN/mm

Für die aus den Hysteresen ermittelten Schädigungsparameter P_{SWT} , P_{HL} , P_{ε} , P_{J} und P_{RAJ} sind infolge der Schädigungsparameterwöhlerlinien ermittelte Anrisslebensdauern $N_{A,rech}$ der manuell geschweißten, querbelasteten Stumpfnähte (QSN) gemeinsam mit den Schwingfestigkeitsergebnissen der Versuche unter konstanten Lastamplituden und zugeordneter FAT-Klassen im Nennspannungssystem in Bild 6.5 dargestellt. Die berechneten Lebensdauern lassen sich für Nennspannungsamplituden auf einen größeren Bereich als die untersuchten Belastungen extrapolieren, was in den durchgezogenen Wöhlerlinien enthalten ist. Für die berechnete Wöhlerlinie auf Basis des P_{SWT} zeigt die Extrapolation auf Höchstbelastungen bis in den Bereich der Werkstoffzugfestigkeit vermehrt die größten Lebensdauern und nur ein geringfügiges Abflachen der Wöhlerlinien, während sich infolge der Berücksichtigung plastischer Mitteldehnungen für den P_{ε} ein deutliches Abflachen der berechneten Wöhlerlinien bei sehr hohen Belastungen ergibt. Weiterhin weichen P_{SWT} und P_{ε} bei linear-elastischer Beanspruchung in der Zeitfestigkeit mit $\sigma_{a,n} \leq 300$ MPa aufgrund des sich gleichermaßen auswirkenden Einflusses von Mittelspannung und -dehnung nicht voneinander ab. Der vermeintlich konservativere Ansatz infolge des $P_{HL,mod}$ führt wegen der kombinierten Berücksichtigung der Schwingbreiten in der Zeitfestigkeit auf niedrigere berechnete Lebensdauern. Bei sehr hohen Belastungen liegen sie jedoch zwischen denen des P_{SWT} und P_{ε} . Abgesehen für die QSN des ultrahochfesten S1100QL weist die Abschätzung durch den P_{J} -Parameter bei niedrigen Beanspruchungen eine geringere Lebensdauer auf als die Rechnung mit $P_{HL,mod}$, liegt bei sehr hohen Beanspruchungen jedoch im Bereich des P_{SWT} . Die Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit durch P_{RAJ} führt auf größere Lebensdauern als die Abschätzung mit P_{I} .



Bild 6.5: Berechnete Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparameter im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)

Während sich für die Versuchsergebnisse der QSN des manuell geschweißten S960QL, Bild 6.5a, abgesehen von $P_{\rm J}$ und stellenweise $P_{\rm HL,mod}$ eine weitestgehend unsichere Lebensdauerschätzung ergibt, zeichnen sich für die Ergebnisse der S960M-H2-Stumpfnaht, Bild 6.5d, mit allen Schädigungsparametern durchgängig konservative Abschätzungen ab. Eine systematische Unter- oder Überschätzung der Lebensdauer durch die integrale Methode ist daher nicht zu erkennen. Für die QSN des S1100QL, Bild 6.5b, und S960M-H1, Bild 6.5c, gelingt die Lebensdauerabschätzung schädigungsparameterabhängig. Hier zeigt sich das Potential dieser Methode.

FAT-Klassen wurden in Abschnitt 5.1.1 anhand der Versuchsergebnisse im Nennspannungssystem den jeweiligen Schweißausführungen zugeordnet. Die Abschätzung der FAT-Klasse erfordert genaue Kenntnisse über das Kerbdetail und eine Bewertung dessen Ausführung, sodass diese für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7 % angegeben werden kann. In der hier durchgeführten Lebensdauerabschätzung werden hingegen das zyklische Verhalten der querbelasteten Stumpfnaht und die äußeren Lastbedingungen zugrunde gelegt. Es wird eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 % vorausgesetzt.

Berechnete und experimentell bestimmte Lebensdauern sind auf Basis der zyklischen Kennwerte der manuell geschweißten, querbelasteten Stumpfnähte unter Konstantamplitudenbelastung für die Schädigungsparameter P_{SWT} , $P_{HL,mod}$, P_{ε} und P_{J} bzw. P_{RAJ} in Bild 6.6 gegenübergestellt. Für Ergebnisse, die auf der Diagonalen liegen, stimmen Experiment und Berechnung überein, rechts der Diagonalen liegt eine sichere Abschätzung vor, links der Diagonalen wird die Abschätzung unsicher. Die gestrichelten Parallelen beschreiben ein Band mit Abweichungen von 1:4 auf der sicheren bzw. unsicheren Seite.

Die Ergebnisse für P_{SWT} , Bild 6.6a, und P_{ε} , Bild 6.6b, zeigen nur geringfügige Unterschiede bei niedrigen Lebensdauern. Für den manuell geschweißten S960QL tendieren sie zu einer unsicheren Abschätzung und liegen größtenteils außerhalb des 1:4-Bandes, insbesondere bei niedrigen Beanspruchungen bzw. hohen Schwingspielzahlen. Die Lebensdauerabschätzung für den S960M (Hersteller 2) durch beide Schädigungsparameter liegt im sicheren Bereich außerhalb des 1:4-Bandes. Für eine Abschätzung mittels $P_{\rm HL,mod}$ liegt ein Großteil der Ergebnisse im 1:4-Streuband bei einer vorrangig sicheren Lebensdauerabschätzung, Bild 6.6c. Für den S960M (Hersteller 2) ist die Abschätzung anhand $P_{\rm HL,mod}$ wiederum deutlich im sicheren Bereich. Es zeigt sich zudem, dass diese Abschätzung bei höheren Beanspruchungen zunehmend konservativ wird.

In der Abschätzung mit $P_{\rm J}$, Bild 6.6d, und $P_{\rm RAJ}$, Bild 6.6e, zeigen sich größere Unterschiede, die auf die Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit durch den $P_{\rm RAJ}$ zurückzuführen sind. In der Gegenüberstellung mit dem Experiment liegen die mit dem $P_{\rm J}$ berechneten Lebensdauern fast vollständig auf der sicheren Seite, allerdings insbesondere für beide S960M Werkstoffe außerhalb des 1:4-Bandes. Die Gegenüberstellung für $P_{\rm RAJ}$ zeigt ein ähnliches Bild wie die des $P_{\rm SWT}$ bzw. P_{ϵ} : S960QL unsicher und S960M (Hersteller 2) sicher. Die unsichere Lebensdauerabschätzung für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960QL durch die Schädigungsparameter $P_{\rm SWT}$, P_{ϵ} , $P_{\rm RAJ}$ und teilweise $P_{\rm HL,mod}$ lässt darauf schließen, dass der Winkelverzug der Proben berücksichtigt werden muss.



Bild 6.6: Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) $P_{HL,mod}$, d) P_J und e) P_{RAJ}

6.2.2 Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung des Winkelverzugs und variabler Lastamplituden

Auf Stumpfstoßproben mit unterschiedlich hohem Winkelverzug wurden im Rahmen der kraftgeregelten Versuche DMS mittig zwischen Schweißnaht und Einspannung appliziert, sodass der Nennspannung zugehörige überlagerte Dehnungen gemessen werden. Um Zusatzbeanspruchungen infolge der unterschiedlichen Verzüge zu quantifizieren, wurden aus den Dehnungen nach dem Probeneinbau linear-elastische Einbauspannungen berechnet. Diese sind für die vier Positionen der DMS gegenüber dem Winkelverzug aufgetragen und folgen weitestgehend einem linearen Zusammenhang, Bild 6.7. Versagenskritisch sind Zugbeanspruchungen, die für DMS 2 und DMS 4 gemittelt nach GI. 6.3 in der Lebensdauerabschätzung berücksichtigt werden.



$$\sigma_{\mathrm{Einbau,Zug}} = 43.5 \cdot \alpha$$

Bild 6.7: Zusammenhang zwischen linear-elastischen Einbauspannungen und dem Winkelverzug der Stumpfstoßproben

Die Zusatzbeanspruchung infolge des Winkelverzugs wird vor der Belastung in der Beanspruchungssimulation aufgebracht, Bild 6.8. Ausgehend von dieser wird die Belastung als konstante oder variable Amplitude der Zusatzbeanspruchung überlagert. Im Falle der variablen Lastamplitude wird schwingspielweise die Schädigung berechnet, die Stufenschädigung aus der Schädigungsparameterwöhlerlinie ermittelt und die Teilfolge so lange durchlaufen bis die theoretische Schadenssumme $D_{th} = 1,0$ erreicht ist. Die Stufenschädigung bleibt nach dem ersten Teilfolgendurchlauf gleich, d.h. ein transientes Verhalten wird nicht berücksichtigt, sodass auch die Kollektivschädigung ab dem zweiten Durchlauf konstant ist. Durch diese Kenntnis kann die Rechenzeit gegenüber einer schwingspielweisen Berechnung reduziert werden.



Bild 6.8: Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens für variable Lastamplituden und unter Berücksichtigung des Winkelverzugs

Die Lebensdauerabschätzung unter variablen Lastamplituden des gaußähnlichen Sonderlastkollektivs führen unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens und der Zusatzbeanspruchung infolge des Winkelverzugs bei niedrigen Nennspannungsamplituden dieser Untersuchung werkstoffübergreifend und schädigungsparameterabhängig auf zutreffende bis sehr konservative Ergebnisse im Vergleich mit den Versuchsergebnissen bei $R_{\rm F} = 0,1$, Bild 6.9. Im Besonderen für hohe Nennspannungsamplituden ist eine Differenzierung nach den zugrunde gelegten Schädigungsparametern erforderlich. Der robuste Charakter des P_{SWT} führt dazu, dass die Lebensdauer mit zunehmender Lastamplitude zu groß abgeschätzt wird, weil der Übergang in die statische Festigkeit nicht wiedergegeben werden kann. Durch den P_{HLmod} erfolgt wegen der Berechnung anhand Schwingbreiten eine Linksverschiebung der rechnerischen Gaßnerlinien des P_{SWT} . Während der P_{ε} bei niedrigeren Nennspannungsamplituden mit dem P_{SWT} nahezu übereinstimmt, wird durch dessen Lebensdauerabschätzung der Übergang zur statischen Festigkeit wiedergegeben, wohlwissend, dass die Lebensdauern in den meisten Fällen zu gering berechnet werden. Berechnete Gaßnerlinien für den Schädigungsparameter P_I liegen in der Nähe derer des P_{HL mod} und somit deutlich im konservativen Bereich. Wird der Schädigungsparameter PRAI zugrunde gelegt, so liegt die Abschätzung bis in den Zeitfestigkeitsbereich hoher Beanspruchungen zwar bei größeren Lebensdauern als die Rechnung mit P_J , allerdings immer noch auf der sicheren Seite. Das Abknicken in die quasistatische Festigkeit wird weder infolge des P_I noch des P_{RAI} abgebildet.



Bild 6.9: Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparameter unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)

Die weitestgehend konservative Lebensdauerabschätzung zeigt sich auch in der direkten Gegenüberstellung der rechnerischen Lebensdauer mit der experimentellen für alle Schädigungsparameter, Bild 6.10. Die beste Übereinstimmung für Beanspruchungen in der Zeitfestigkeit werden infolge des P_{SWT} erzielt, Bild 6.10a, gefolgt von P_{RAJ} , Bild 6.10e. Für $P_{HL,mod}$, Bild 6.10c, und P_J , Bild 6.10d, liegen die Ergebnisse in der Zeitfestigkeit durchgängig im sicheren Bereich außerhalb des 1:4 Bandes. Die unsichere Abschätzung bei sehr hohen Lastamplituden, die nicht mehr dem Bereich der Zeitfestigkeit zugeordnet werden, sondern bei wenigen Maximalbeanspruchungen versagen, ist für alle Schädigungsparameter, ausgenommen für P_{ϵ} , deutlich zu erkennen. Die Abschätzung mit dem P_{ϵ} , Bild 6.10b, hat für die Mehrheit der Ergebnisse eine um ein Vielfaches zu konservative rechnerische Lebensdauer zur Folge.



Bild 6.10: Gegenüberstellung transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) $P_{HL,mod}$, d) P_J und e) P_{RAJ}

6.3 Beschreibung des zyklisch transienten Verhaltens

Bei der Auswertung des zyklischen Werkstoffverhaltens aus dehnungsgeregelten Versuchen, sowohl für den Grundwerkstoff als auch für guerbelastete Stumpfnähte, werden ein 10% iger Steifigkeitsabfall gegenüber dem stabilisierten Zustand, der wiederum bei halber Anrissschwingspielzahl definiert ist, bis zum Versagenskriterium "Anriss" vorausgesetzt. Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven und Dehnungswöhlerlinien werden anschließend für den stabilisierten Zustand ausgewertet, ohne die vorliegenden transienten Effekte im Werkstoffverhalten zu berücksichtigen. Im Folgenden wird daher der Ansatz verfolgt, zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven zu unterschiedlichen Zeitpunkten bis zum Versagen auszuwerten und somit das transiente Werkstoffverhalten in Folge eines sich ändernden Spannungs-Dehnungs-Verhaltens berücksichtigen zu können. Dazu werden Schwingspielzahlen der dehnungsgeregelten Versuche auf die Anrissschwingspielzahl bezogen und fortlaufend für normierte Schwingspielzahlen N/N_A Spannungs-Dehunungs-Kurven wie bislang in der Beschreibung nach Ramberg-Osgood abgeleitet. In Bild 6.11 ist die beispielhafte Auswertung der transienten Spannungs-Dehnungs-Kurven aus den Versuchsergebnissen des S960QL Grundwerkstoffs für N/N_A = 10 % (schwarze Kurve), N/N_A = 50 % (zyklisch stabilisierter Zustand, blau) und $N/N_A = 100 \%$ ("Anriss", rot) dargestellt. Der Abfall der Spannungsamplitude zwischen $N/N_A = 10$ % und $N/N_A = 50$ % ist von einer zyklischen Entfestigung dominiert, während zwischen $N/N_A = 50$ % und $N/N_A = 100$ % Anrissmechanismen maßgeblich das Verhalten beeinflussen. Die normierte Schwingspielzahl kann daher auch als Maß der Schädigung interpretiert werden. Am Beispiel der Grundwerkstoff- und Integralschweißnahtproben des S960QL wurden die Grundzüge dieses Prozedere in [Möl+17b] beschrieben. Im Folgenden wird es vor dem Hintergrund der Schwingfestigkeitsbewertung höchstfester Feinkornbaustähle unter Berücksichtigung transienter Spannungs-Dehnungs-Kurven zur Anwendung gebracht.



Bild 6.11: Zyklisch transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven für $N/N_A = 100$ %, $N/N_A = 50$ % und $N/N_A = 10$ %, ausgewertet aus den Versuchsergebnissen des S960QL Grundwerkstoffs

Zyklisch transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven können sowohl für den Grundwerkstoffzustand wie auch für querbelastete Stumpfnähte kontinuierlich über die Lebensdauer ausgewertet werden, wie in Bild 6.12 am Beispiel des S960QL in Abständen von 10 % beginnend mit $N/N_A = 10$ % (schwarz) bis $N/N_A = 100$ % (hellgrau) dargestellt. Im Allgemeinen zeigt sich darin eine abfallende Spannungsamplitude mit fortlaufender normierter Schwingspielzahl. Aufgrund der homogeneren Mikrostruktur des Blechmaterials verglichen mit der Schweißverbindung weisen die transienten Spannungs-Dehnungs-Kurven des Grundwerkstoffs gleichmäßigere Verläufe bzw. Abstände auf. Die Kurvenverläufe sowohl für Grundwerkstoff und Integralschweißnaht wie auch für fortschreitende normierte Schwingspielzahlen unterscheiden sich. Dies wird, unter Annahme eines nahezu konstanten Elastizitätsmoduls, durch Änderungen des zyklischen Verfestigungskoeffizienten K' und des zyklischen Verfestigungsexponenten n' der Ramberg-Osgood-Gleichung ausgedrückt. Die abgeleiteten Kenngrößen für den S960QL sind in Tabelle 6.1 dokumentiert.



Bild 6.12: Transiente zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL für a) den Grundwerkstoff und b) querbelastete (integrale) Schweißnähte

	<i>N/N</i> _A [%]	10	20	30	40	50	60	70	80	90	100
Grund- werkstoff	E [GPa]	205	205	205	205	205	205	205	205	205	205
	<i>K</i> ʻ [MPa]	1210	1167	1145	1133	1133	1088	1069	1026	991	1048
	n' [-]	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,06	0,05	0,07
Querbelastete Stumpfnaht	E [GPa]	210	210	210	210	210	210	210	210	210	210
	<i>K</i> ʻ [MPa]	1688	1669	1594	1632	1581	1527	1489	1457	1422	1366
	n' [-]	0,11	0,11	0,11	0,12	0,11	0,11	0,11	0,10	0,10	0,10

Tabelle 6.1: Ausgewertete Kenngrößen E, K' and n' für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL

Einen guten Überblick gibt die Auftragung von K' und n' über N/N_A , Bild 6.13, woraus sich in Folge der Entfestigung und Rissinitiierung ein Abfall des zyklischen Verfestigungskoeffizienten K' über die Lebensdauer ableiten lässt, Bild 6.13a. Der zyklische Verfestigungsexponent n' zeigt, wenn auch nicht in gleicher Deutlichkeit, ebenfalls einen abfallenden Trend.

Für den S960QL bleibt er abgesehen von einigen kleineren Änderungen nahezu konstant über N/N_A , Bild 6.13b. Für beide zyklischen Kenngrößen wird zur kontinuierlichen Beschreibung eine Linearisierung (je Werkstoff differenziert nach Grundwerkstoff und Integralschweißnaht) vorgenommen, sodass sich daraus Zusammenhänge für $K' = f(N/N_A)$ und $n' = f(N/N_A)$ ergeben, die in Bild 6.13 als Geraden dargestellt sind.



Bild 6.13: Verlauf der Kenngrößen a) K' and b) n' über N/N_A für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL

Aufgrund der Änderung der Kenngrößen infolge zyklischer Entfestigung und Anrissbildung kann die normierte Schwingspielzahl aus dehnungsgeregelten Versuchen unter Einstufenbelastung unmittelbar als Gesamtschädigung interpretiert werden, sodass $D_i = N/N_A$ folgt. Mit dieser Definition ergeben sich die linearisierten Beschreibungen für *K*['] und *n*['] schädigungsabhängig nach Gl. 6.3 und 6.4. Grundlegend sind auch komplexere, nichtlineare Zusammenhänge denkbar. Für die folgende Untersuchung ist diese Näherung für die Beschreibung des zyklisch transienten Werkstoffverhaltens hinreichend.

$$K'(D_i) = \Delta K' \cdot D_i + K'_0 \tag{6.3}$$

$$n'(D_i) = \Delta n' \cdot D_i + n'_0 \tag{6.4}$$

An Stelle der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve treten in der Lebensdauerabschätzung der funktionale Zusammenhang in der Beschreibung der zyklisch transienten Spannungs-Dehnungs-Kurven entsprechend der Ramberg-Osgood-Gleichung die schädigungsabhängigen Größen des zyklischen Verfestigungskoeffizienten $K'(D_i)$ und des zyklischen Verfestigungsexponenten $n'(D_i)$. Dadurch wird es möglich, das zyklisch transiente Verhalten, im Speziellen die zyklische Entfestigung, zu berücksichtigen und in den Berechnungsablauf zur Lebensdauerabschätzung zu integrieren.

6.3.1 Einfluss der transienten Änderung zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven auf die Schädigungsparameter bei Kerbgrundbeanspruchung

Eine Änderung des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens, wie sie durch die schädigungsabhängige, transiente Beschreibung von $K'(D_i)$ und $n'(D_i)$ vorliegt, hat einen unmittelbaren Einfluss auf die sich einstellenden Beanspruchungshysteresen im Kerbgrund, die mit Hilfe der Schädigungsparameter bewertet werden. Werden Änderungen der

zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven in individuellen FE-Simulationen analog zu Abschnitt 5.2 analysiert, so ergibt sich ein Zusammenhang zwischen dem zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhalten und Schädigungsparametern als Bewertungsgrößen. Dieser Zusammenhang ist in Bild 6.14 dargestellt. Mit steigender Schädigung infolge der abfallenden zyklischen Verfestigungskennwerte bleibt der ausgewertete P_{SWT} auch mit steigender Belastung nahezu konstant, Bild 6.14a. Das bedeutet, dieser Schädigungsparameter ist unter den gegebenen Voraussetzungen nicht sensitiv gegenüber einer Änderung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens und dessen Einfluss auf die sich ausbildende Hysterese – er ist robust⁴. Im Gegensatz dazu zeigt sich bei hohen Belastungen von $\sigma_{a,n} = 405$ MPa und $\sigma_{a,n} = 450$ MPa ein deutlicher Anstieg des P_{ε} mit der Schädigung, Bild 6.14b, weil die Hysteresen bauchiger werden und die Mitteldehnung ansteigt, vgl. Bild 5.8. Daraus kann geschlossen werden, dass der Schädigungs-Verhaltens und der sich daraus ergebenden Änderung der Hysteres abzubilden – er ist sensitiv.



Bild 6.14: Bewertung der Schädigung für Änderungen des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens am Beispiel des S960QL durch die Schädigungsparameter a) P_{SWT} und b) P_{ε}

6.4 Lebensdauerabschätzung anhand des zyklisch transienten Verhaltens der querbelasteten Stumpfnähte (QSN)

Das transiente Werkstoffverhalten, wie zuvor in Abschnitt 6.3 in der Form einer Änderung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve beschrieben, wird nachfolgend in der Schwing-festigkeitsbewertung berücksichtigt und stellt den Ausgangspunkt der Schädigungsbewertung von Beanspruchungshysteresen und somit der Berechnung von Lebensdauern dar.

⁴ Den Begriff "robust" verwendete Prof. D. Socie im Rahmen der Ergebnisdiskussion zu [Möl+17c].

6.4.1 Lebensdauerabschätzung für konstante Lastamplituden

Eine Übersicht des Bewertungsablaufs ist in Bild 6.15 dargestellt. Ausgehend von den linearisierten Kenngrößen *K*' und *n*' aus der Ramberg-Osgood-Gleichung werden die Erstbelastung mit zugehöriger Entlastung und die folgenden Beanspruchungshysteresen schädigungsabhängig berechnet. Für jede Spannungs-Dehnungs-Hysterese werden die Schädigungsparameter P_{SWT} , $P_{HL,mod}$, P_{ε} und P_{J} bzw. P_{RAJ} ausgewertet und anhand der tri-linearen Schädigungsparameterwöhlerlinie bzw. der P_{J} -Wöherlinie aus dem Kehrwert der Anrissschwingspielzahl $1/N_A$ die Teilschädigungen d_i der jeweiligen Hysterese ermittelt. Aufsummieren der Teilschädigungen nach der linearen Schadensakkumulation führt auf die Gesamtschädigung $D_i = \sum d_i$. Diese ist die neue Eingangsgröße für die Berechnung der nachfolgenden Hysterese entsprechend $K'(D_i)$ bzw. $n'(D_i)$. Wird die theoretische Schadenssumme von $D_{th} = 1$ erreicht, ist das Versagen in Form des Anrisskriteriums aus dem dehnungsgeregelten Versuch erreicht und die rechnerische Schwingspielzahl N_{rech} ausgegeben.



Bild 6.15: Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) unter Anwendung des zyklisch transienten Verhaltens für konstante Lastamplituden



Bild 6.16: Transient berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpfnaht unter konstanten Lastamplituden mit $F_a/l_{Naht} = 8,0$ kN/mm und $R_F = 0,1$ aus a) S960QL und b) S1100QL

Zyklisch transient berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der unter konstanten Lastamplituden mit $R_{\rm F} = 0,1$ querbelasteten Stumpfnaht sind beispielhaft für den manuell geschweißten S960QL und S1100QL in Bild 6.16 dargestellt. Die auf die Erstbelastung folgenden Be- und Entlastungen weisen selbst bei diesem erhöhten Lastniveau von $F_{\rm a}/l_{\rm Naht} = 8,0$ kN/mm – entspricht $\sigma_{\rm a} = 1.000$ MPa bei t = 8,0 mm – geringe plastische Anteile auf. Der zyklisch transiente Einfluss ist daher nicht stark ausgeprägt und die Änderung der Schädigungsparameter gering.

Die sich daraus ergebende Abschätzung der Lebensdauern anhand der Versagensschwingspielzahlen N_V ist wiederum in Bild 6.17 den experimentellen Ergebnissen der jeweiligen Versuchsreihe gegenübergestellt. Der real vorliegende Winkelverzug ist in dieser Berechnung nicht enthalten. Die Erkenntnisse aus Abschnitt 6.2.1 werden grundsätzlich auch durch Berücksichtigung des zyklisch transienten Verhaltens bestätigt. Infolge des $P_{\rm HL,mod}$ wird die Lebensdauer für $N_V \ge 10^3$ kürzer abgeschätzt verglichen mit dem $P_{\rm SWT}$ oder P_{ε} , sodass erstgenannter die Ergebnisse querbelasteter Stumpfnähte aus manuell geschweißtem S960QL gut abschätzt, während die des S960M (Hersteller 2) in einer deutlich konservativen Abschätzung resultieren. Durch den P_{ε} wird der Übergang in die statische Festigkeit wiedergegeben. Für $N_V > 10^4$ bzw. $\sigma_{a,n} \le 300$ MPa stimmen die rechnerischen Lebensdauern für $P_{\rm SWT}$ und P_{ε} überein. Die Rechnung mit $P_{\rm J}$ liefert in der Zeitfestigkeit sehr kurze Lebensdauern, mit $P_{\rm RAI}$ werden diese zu längeren verschoben.



Bild 6.17: Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparameter unter Anwendung des zyklisch transienten Verhaltens im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)

Die Gegenüberstellung der rechnerischen und experimentellen Lebensdauern ohne explizite Berücksichtigung des Winkelverzugs in Bild 6.18 zeigen eine teilweise Übereinstimmung mit einigen Abschätzungsergebnissen außerhalb des 1:4-Bandes, i.d.R. für manuell geschweißten S960QL auf der unsicheren und S960M (Hersteller 1) auf der sicheren Seite. Für querbelastete Stumpfnähte aus S960QL, deren Proben die größten Verzugswinkel von $-1^{\circ} \leq \alpha \leq 7^{\circ}$ aufweisen, werden bei Vernachlässigung der verzugsbedingten Zusatzbeanspruchungen zu lange Lebensdauern berechnet. Große Winkelverzüge sind daher einerseits zu vermeiden, um eine direkte Einordnung in Bewertungsgruppen für Schweißverbindungen zu ermöglichen, und andererseits sind sie in der Schwingfestigkeitsbewertung sowie Lebensdauerabschätzung explizit zu berücksichtigen. Für die QSN des S1100QL ist die Lebensdauerabschätzung unabhängig von der Wahl des Schädigungsparameters ausreichend gut. Insgesamt weisen die Gegenüberstellungen für die Schädigungsparameter P_{SWT}, Bild 6.18a, P_{ε} , Bild 6.18b, $P_{HL,mod}$, Bild 6.18c und P_{RAJ} , Bild 6.18e, nur geringfügige Unterschiede auf. Die experimentellen Ergebnisse im Bereich $3 \cdot 10^3 < N_{\rm B} < 1 \cdot 10^6$ führen bei Verwendung des P_{HL mod} zu einer verbesserten Übereinstimmung, ohne dass der Winkelverzug in der Abschätzung enthalten ist, Bild 6.18c. Die rechnerischen Wöhlerlinien in Bild 6.17 hatten allerdings gezeigt, dass der Übergang in die statische Festigkeit weniger stark ausgeprägt ist als für P_{ε} . Der P_{RAJ} lässt zusätzlich zu der guten Abschätzung für den S1100QL auch eine zutreffende für die QSN des S960M (Hersteller 1) zu. Durch P_J , Bild 6.18d, werden die Ergebnisse, insbesondere auch des S960QL, weiter auf die deutlich sichere Seite verschoben.



Bild 6.18: Gegenüberstellung transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) P_{HL} , d) P_J und e) P_{RAJ}



Bild 6.19: Berücksichtigung des ausgeprägten Winkelverzugs in der zyklisch transienten Lebensdauerabschätzung der querbelasteten Stumpfnaht aus S960QL

Der Einfluss des Winkelverzugs auf die Lebensdauerabschätzung durch P_{ε} , wie in Abschnitt 6.2.2 dargestellt, zeigt Bild 6.19. Die um den Winkelverzug korrigierten, rechnerischen Versagensschwingspielzahlen sind als rote Symbole eingetragen. Eine dem mittleren Verzug von $\alpha \approx 4^{\circ}$ entsprechende rechnerische Wöhlerlinie ist ebenfalls in rot gestrichelt eingezeichnet. Die Verbesserung ist sowohl in den Einzelergebnissen als auch in der repräsentativen Wöhlerlinie zu erkennen.

Die Korrektur durch Berücksichtigung des Winkelverzugs zeigt, dass die integrale Methode Potenzial zur Lebensdauerabschätzung querbelasteter Stumpfnähte für konstante Lastamplituden mit $R_F = 0,1$ birgt. Bei anderen Lastverhältnissen, z.B. $R_F = -1$, beeinflussen Druckbeanspruchungen die Ausprägung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen. In diesem Fall werden die Hysteresen größer und bauchiger, während transiente Änderungen bestehen bleiben, wie in der Auswertung kraftgeregelter Versuche in Abschnitt 4.4.6 zu sehen ist. Überträgt man die Nahtbeanspruchung der integralen Methode in einem Gedankenexperiment auf eine Kerbgrundbeanspruchung mit $R_{\sigma} = -1$, in der sich aufgrund der lokalen elastisch-plastischen Beanspruchungssituation frühzeitig bauchige Hysteresen ausbilden, so wird schnell klar, dass sich dort das transiente Verhalten frühzeitig bemerkbar macht und das Versagensverhalten beeinflusst.

Für die bereits konservativ abgeschätzten Lebensdauern, wie es vorrangig für S960M-H1-Stumpfnähte der Fall ist, führt die Berechnung auch durch Berücksichtigung des Winkelverzugs nicht zu einem zufriedenstellenden Ergebnis, sondern erhöht die Konservativität zusätzlich. In diesen Fällen ist die integrale Methode weder mit dem zyklisch stabilisierten noch mit dem transienten Verhalten in der Lage, die Lebensdauern zutreffend abzuschätzen. Allerdings führt der Ansatz auf ein konservatives Ergebnis.

Der Vergleich der zyklisch stabilisierten und transienten Belastungssimulation mit konstanten Amplituden zeigt bereits, dass sich die Lebensdauern transienter Rechnungen bei hohen Beanspruchungen von denen der zyklisch stabilisierten unterscheiden, während sie sich mit geringer werdender Belastung nähern. Es stellt sich also die Frage, in welchen Fällen der erhöhte Rechenaufwand einer transienten Betrachtung betrieben werden sollte und in welchen Fällen eine zyklisch stabilisierte Abschätzung ausreichend ist.

6.4.2 Übergang von der zyklisch stabilisierten in die zyklisch transiente Lebensdauerabschätzung

Mit der transienten Ermittlung der Beanspruchungshysteresen und Lebensdauer geht eine erhöhte Rechenzeit einher. Diese äußert sich bereits in der Berechnung für den Fall konstanter Lastamplituden, ist allerdings umso ausgeprägter in der Lebensdauerabschätzung unter variablen Lastamplituden, weil viele niedrige Lastamplituden zu längeren Lebensdauern beitragen. Eine Möglichkeit, dies zu kompensieren, bestünde darin, kleine Amplituden, die nur unwesentlich zur Schädigung beitragen, ähnlich einer Omission in der Berechnung auszusparen und somit Rechenzeit einzusparen. Dies würde die Definition eines Grenzlastniveaus mit zu vernachlässigender Schädigung erfordern. Dieser Weg soll hier allerdings nicht gegangen werden. Vielmehr wird von der Annahme Gebrauch gemacht, dass die zyklisch transiente und stabilisierte Lebensdauerabschätzung bei hinreichend kleiner Lastamplitude zum gleichen Ergebnis führen und somit die Lebensdauer für den zyklisch stabilisierten Zustand bei deutlich geringerer Rechenzeit bestimmt werden kann, zumal die Rechenzeit nichtlinear abhängig von der Wahl des Schädigungsparameters mit der Schwingspielzahl ansteigt. Auch für diese Annahme ist die Definition einer Bezugsspannung von der zyklisch stabilisierten in die zyklisch transiente Lebensdauerabschätzung erforderlich. Obwohl sich die Untersuchung auf Schweißverbindungen bezieht, wird als Referenz die Streckgrenze des Grundwerkstoffs zugrunde gelegt und als Kriterium herangezogen, nicht zuletzt weil sich die niederzyklische Festigkeit der Schweißnaht der des Grundwerkstoffs nähert. Aufgrund der Werkstoffe mit unterschiedlichen Streckgrenzen bzw. zyklisch transientem Spannungs-Dehnungs-Verhalten wird die Oberspannung auf die Streckgrenze des Grundwerkstoffs bezogen und das Übergangskriterium durch die Verhältniszahl $r = \sigma_0 / R_{p0,2}$ bzw. $\bar{r} = \bar{\sigma}_0 / R_{p0,2}$ ausgedrückt. Der prozentuale Unterschied in der Lebensdauerabschätzung zwischen der zyklisch stabilisierten gegenüber der transienten berechneten Lebensdauer (bezogen auf die transiente Abschätzung) bei konstanten Lastamplituden ist in Bild 6.20 aufgetragen. Bei hohen Beanspruchungen führen transiente Effekte zu einer größeren Lebensdauer. Ab ca. 55 % der Streckgrenze weichen die zyklische stabilisiert von den transient berechneten Lebensdauern um mehr als 10 % ab, sodass für konstante Lastamplituden dieser Wert als Übergangskriterium, beschrieben durch die Verhältniszahl r = 0.55, verwendet wird.



Bild 6.20: Prozentualer Unterschied in der Lebensdauerabschätzung zwischen der zyklisch stabilisierten gegenüber der transienten berechneten Lebensdauer (bezogen auf die transiente Abschätzung) bei konstanten Lastamplituden

Der Berechnungsablauf mit dem Übergang von zyklisch stabilisierter und transienter Rechnung ist in Bild 6.21 inklussive variabler Lastamplituden dargestellt. Die Abschätzung für variable Lastamplituden mit $\bar{\sigma}_0 / R_{p0,2} < \bar{r}$ wird nach der in Abschnitt 6.2 dargestellten Form vorgenommen, für $\bar{\sigma}_0 / R_{p0,2} \ge \bar{r}$ erfolgt sie nach dem in Abschnitt 6.4.1 erläuterten Ablauf, jedoch erweitert um die Berücksichtigung des Winkelverzugs und variabler Lastamplituden analog zum zyklisch stabilisierten Fall.



Bild 6.21: Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit der Abgrenzung hoher und niedriger Belastungen

Bei der Lebensdauerabschätzung unter variablen Lastamplituden verschiebt sich das Übergangskriterium zu höheren Werten, sodass in der Berechnung r = 1,00 angesetzt wird. Darunter, d.h. für r < 1,00, steigen die Rechenzeiten schnell an.

6.4.3 Lebensdauerabschätzung unter Berücksichtigung des Winkelverzugs und variabler Lastamplituden

Das Vorgehen bei der Lebensdauerabschätzung unter den variablen Lastamplituden des kranbautypischen Sonderlastkollektivs erfolgt analog zu konstanten Lastamplituden infolge der Änderung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens auf Basis zyklisch transienten Verhaltens. Der transiente Anteil äußert sich in der simulierten Beanspruchung in einer Rechtsverschiebung der Spannungs-Dehnungs-Hysterese, Bild 6.22. Die Rechtsverschiebung hat eine Erhöhung der Mitteldehnung zur Folge und fließt auf diesem Wege in die Schädigungsbewertung ein. Dadurch ändert sich die Schädigung eines Schwingspiels in Abhängigkeit von der Vorgeschichte.



Bild 6.22: Transient berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpfnaht aus S960QL unter variablen Lastamplituden mit $\overline{R}_F = 0,1$ und Berücksichtigung des Winkelverzugs

In der Lebensdauerabschätzung der querbelasteten Stumpfnaht unter variablen Lastamplituden wird der Übergang von der zyklisch transienten in die zyklisch stabilisierte Rechnungmethode nach Abschnitt 6.4.2 angewendet, Bild 6.23. Der Winkelverzug ist in der Berechnung als Zusatzbeanspruchung berücksichtigt. Mit dem P_{SWT} ergibt sich für $N_V \ge 1 \cdot 10^4$ – im konventionellen Zeitfestigkeitsbereich – eine gute bis sehr sichere Abschätzung. Der Übergang in die statische Festigkeit bzw. der Kurzzeitfestigkeitsbereich kann nicht hinreichend gut beschrieben werden. Im Bereich niedriger Versagensschwingspielzahlen von ca. $1 \cdot 10^2 \le N_V \le 1 \cdot 10^3$ erzielt die Abschätzung durch P_{ε} gute Ergebnisse, danach erfolgt der Übergang in die zyklisch stabilisierte Berechnung. Im Übergangsbereich ist die

Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen schlechter als mit der des robusteren P_{SWT} , weil sehr geringe Lebensdauern berechnet werden. Allerdings liegt in diesem Bereich der scharfe Übergang in die statische Festigkeit vor, der aus der kraftgeregelten Versuchsführung resultiert. Durch die Anwendung des $P_{HL,mod}$ werden die Ergebnisse des P_{SWT} nach links zu einer deutlich sicheren Abschätzung, abgesehen vom Übergang in die statische Festigkeit, verschoben. Die Abschätzung durch P_J weist bei niedrigen Belastungen die niedrigsten Lebensdauern auf und schneidet bei hohen Belastungen die berechneten Gaßnerlinien des P_{ε} und $P_{HL,mod}$. Für P_{RAJ} verschiebt sich auch für den Fall der Kombination aus zyklisch stabilisierter und transienter gegenüber P_J nach rechts, bleibt aber für alle Werkstoffe bei einer sicheren Abschätzung in der Zeitfestigkeit. Das Abflachen in die statische Festigkeit kann auch mit P_{RAJ} nicht abgebildet werden. Die Lebensdauerabschätzung infolge der transienten Berechnung ändert zwar den Verlauf im Bereich hoher Beanspruchungsamplituden, jedoch nicht in solchem Maße, dass die Lebensdauer auf Basis der hier untersuchten Schädigungsparameter zutreffend abgeschätzt wird.



Bild 6.23: Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparameter unter Anwendung des zyklisch stabilisierten und transienten Verhaltens im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)

Die Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert/transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern unter variablen Lastamplituden mit $\overline{R}_{\rm F} = 0,1$ infolge der unterschiedlichen Schädigungsparameter, Bild 6.24, bestätigt grundsätzlich die Ergebnisse der zyklisch stabilisierten Berechnung aus Abschnitt 6.2.2.



Bild 6.24: Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert/transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) P_{HL} , d) P_J und e) P_{RAJ}

Unterschiede zwischen der kombiniert zyklisch stabilisiert/transienten und der zyklisch stabilisierten Berechnung beziehen sich auch hier auf hohe Beanspruchungen. Trotz der Berücksichtigung transienten Verhaltens kann mit den Schädigungsparametern P_{SWT} , Bild 6.24a, $P_{HL,mod}$, Bild 6.24c, P_J , Bild 6.24d, und P_{RAJ} , Bild 6.24e, der Übergang in die statische Festigkeit nicht berechnet werden. Dies gelingt einzig durch den P_{ε} , Bild 6.24b, der jedoch für einen Großteil der Versuchsergebnisse vielfach zu konservative Lebensdauern abschätzt. Wenn mit der integralen Methode eine Lebensdauerabschätzung der querbelasteten Stumpfnaht mit Spannungen oberhalb der Streckgrenze vorgenommen wird, sollte daher auf den Schädigungsparameter P_{ε} zurückgegriffen werden. Bei elastisch-plastischer Beanspruchung können Schädigungsparameter für Zugschwellbelastungen in der Lebensdauerabschätzung zielführend eingesetzt werden, sofern Mitteldehnungen einfließen. Wird die Abschätzung auf die Zeitfestigkeit bzw. $N_V \ge 1 \cdot 10^4$ beschränkt, so wird die beste Übereinstimmung mit dem P_{SWT} erzielt. Festzuhalten bleibt jedoch, dass alle Schädigungsparameter, auch der P_{SWT} , die Lebensdauer der QSN aus S960M (Hersteller 2) deutlich zu konservativ abschätzen.

6.5 Verbesserte Lebensdauerabschätzung im Übergang von der quasistatischen Festigkeit in die Zeitfestigkeit durch den kombinierten Schädigungsparameter *P*_m

Die vorangegangenen Ergebnisse haben gezeigt, dass die Lebensdauer für $N_{\rm V} \ge 1.10^4$ durch den $P_{\rm SWT}$ gut (S960M, Hersteller 1) bis sehr sicher (S960M, Hersteller 2) abgeschätzt wird. Das starke Abknicken in die statische Festigkeit unter variablen Lastamplituden kann jedoch, abgesehen von der Abschätzung durch den P_{ε} , durch keinen anderen Schädigungsparameter hinreichend gut abgebildet werden. Die alleinige Anwendung des P_{ε} führt allerdings dazu, dass die Lebensdauer bereits für Beanspruchungen von $\bar{\sigma}_{a,n} \ge 200$ MPa deutlich auf der sicheren Seite liegt. Aufgrund der sehr ähnlichen Formulierung des $P_{\rm SWT}$ und des P_{ε} bietet es sich an, eine Kombination beider Parameter in der allgemeinen Form der Gl. 6.5 vorzunehmen, die sich für $m_{\varepsilon} = 0$ zudem auf eine dem $P_{\rm B}$ [Berg83] analoge Formulierung reduzieren lässt.

$$P_{\rm m} = \sqrt{(m_{\rm \sigma} \cdot \sigma_{\rm m} + \sigma_{\rm a}) \cdot (m_{\rm \epsilon} \cdot \varepsilon_{\rm m} + \varepsilon_{\rm a}) \cdot E}$$
(6.5)

Die beiden Mittelwertfaktoren m_{σ} und m_{ε} liegen im Wertebereich von 0 bis 1 und führen somit auf eine Gewichtung bezüglich des Anteils der Mittelspannung $\sigma_{\rm m}$ und der Mitteldehnung $\varepsilon_{\rm m}$ in Bezug auf die Schädigung. Für $m_{\sigma} = 1$ und $m_{\varepsilon} = 0$ folgt aus GI. 6.5 unmittelbar der Schädigungsparameter $P_{\rm SWT}$, für $m_{\sigma} = 0$ und $m_{\varepsilon} = 1$ die geläufige Form des P_{ε} . In der ursprünglichen Form [Wern99] wurde analog zu $P_{\rm B}$ bereits ein Vorfaktor für die Mitteldehnung (*k* in [Wern99]) angegeben.



Bild 6.25: Mittelwertfaktoren m_{σ} und m_{ε} in Abhängigkeit von der bezogenen Maximalspannung und dem Exponenten z

Die Mittelwertfaktoren sollen nun beanspruchungsabhängig Werte annehmen, die bei sehr hohen elastisch-plastischen Beanspruchungen Mitteldehnungen stärker berücksichtigen und somit auf die Lebensdauerabschätzung mit dem P_{ε} führen, während bei mittleren bis niedrigen Beanspruchungen Mittelspannungen einen größeren Einfluss ausüben und somit die Lebensdauerabschätzung mit dem P_{SWT} durchgeführt wird. Dazu werden die Mittelwertfaktoren als Beanspruchungsfunktionen definiert. Eine Auswahl an Mittelwertfaktoren auf Basis einer Potenzfunktion mit den Exponenten z_i ist in Bild 6.25 dargestellt. Ausgehend von einem linearen Zusammenhang über einen quadratischen Ansatz ist auch der größere Exponent basierend auf dem Verhältnis der zyklischen Streckgrenze mit der Zugfestigkeit des Werkstoffs $z = \log(0,002) / \log(R'_{p0,2}/R_m)$ dargestellt. Durch letzteren wird der Übergang von der Abschätzung durch den P_{SWT} bei niedrigen Beanspruchungen zur Abschätzung durch den P_{ε} bei hohen Beanspruchungen recht "scharf" in Höhe der zyklischen Streckgrenze vorgenommen.

Wird die Lebensdauerabschätzung infolge der Kombination aus zyklisch stabilisierter und transienter Rechnung mit $P_{m,z(R'_{p0,2}/R_m)}$ durchgeführt, so ergeben sich die Gegenüberstellungen mit den experimentell bestimmten Lebensdauern entsprechend Bild 6.26. Unter konstanten Lastamplituden werden, abgesehen von der weiterhin sehr konservativen Abschätzung für den S960M (Hersteller 2), zutreffende Lebensdauern berechnet, wenn der Winkelverzug Berücksichtigung findet. Für variable Lastamplituden ist die Abschätzung weit weniger zutreffend, führt zumindest in wenigen Fällen hoher Belastungen zu unsicheren Ergebnissen. Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit, wenn elastisch-plastisches Verhalten und Mitteldehnungen zum Tragen kommen, übertreffen die experimentell bestimmten Lebensdauern die abgeschätzten vielfach.



Bild 6.26: Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert/transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ mit $P_{m,z(R'_{p0,2}/R_m)}$ und probenspezischem Winkelverzug unter a) konstanten und b) variablen Lastamplituden

Es sind andere Mittelwertfunktionen denkbar, die die Lebensdauerabschätzung weiter verbessern könnten. An dieser Stelle soll jedoch herausgestellt werden, dass mit der integralen Methode anhand des zyklischen Verhaltens und der Berücksichtigung transienter Effekte nicht nur die Lebensdauer konstanter Lastamplituden mit abweichendem Lastverhältnis im hohen Zeitfestigkeitsbereich abgeschätzt werden kann, sondern auch der Übergang in die statische Festigkeit im Fokus steht. Zusätzlich ist die Abschätzung unter bekannten Lastfolgen von Interesse, die hier zugegebenermaßen lediglich auf Mindestlebensdauern führt. Dadurch ist der Rahmen des Anwendungsbereichs definiert. Ein vielfältiger Einsatz sollte darüber hinaus erprobt werden.

6.6 Validierung der Lebensdauerabschätzung für Ergebnisse kraftgeregelter Versuche an kleinskaligen Flachproben

Die Ergebnisse kraftgeregelter Schwingfestigkeitsversuche an Grundwerkstoff- und Stumpfstoßproben sind in Abschnitt 4.4.6 dokumentiert. Für querbelastete Stumpfnähte (QSN) sind dort zudem Spannungs-Dehnungs-Verläufe dargestellt und diskutiert. Diese bilden neben der Gegenüberstellung von experimentellen und rechnerischen Lebensdauern die Basis für die Validierung der integralen Methode.

6.6.1 Lebensdauerabschätzung unter konstanten Lastamplituden

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten für die QSN hatte bereits transiente Effekte wie die zyklische Entfestigung oder das zyklische Kriechen gezeigt. Die mit der integralen Methode transient berechneten Lebensdauern für konstante Amplituden unterscheiden sich ab ca. 55 % Streckgrenze des Grundwerkstoffs von zyklisch stabilisiert berechneten. Spannungs-Dehnungs-Verläufe aus den kraftgeregelten Versuchen sind in Bild 6.27 (links) den simulierten, Bild 6.27 (rechts), gegenübergestellt.



Bild 6.27: Gegenüberstellung experimenteller (links) und simulierter (rechts) Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit konstanten Amplituden: a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN01) und d) S960M2 (QSN 14)



Bild 6.28: Ergebnisse experimentell ermittelter und rechnerischer Lebensdauern für QSN unter konstanten Lastamplituden entsprechend der Beschreibung in Tabelle 4.16: a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN01), d) S960M2 (QSN 14) und e) S960QL (QSN 15)

Obwohl das zyklische Kriechen nicht explizit durch die Simulation abgebildet wird, stimmt der berechnete Verlauf für $R_{\rm F}$ = -1 gut mit dem experimentellen überein, Bild 6.27a. Für zugschwellende Belastung wird klar, dass das zyklische Kriechen nicht unmittelbar enthalten ist. Die Größenordnungen der Beanspruchungssimulationen liegen dennoch im Bereich derer der Versuche. Lediglich für die QSN des S960M (Hersteller 1) bei $\sigma_{\rm a}$ = 405 MPa erreichen die berechneten Dehnungen niedrigere Werte als die des Experiments, Bild 6.27c. Das ist eine Erklärung, warum die mit den geeigneteren Schädigungsparametern $P_{\rm SWT}$, $P_{\rm RAJ}$ oder $P_{\rm m,z(R'_{\rm p0,2}/R_{\rm m})}$ rechnerischen Lebensdauern für diesen Fall deutlich zu hoch ausfallen, oder umgekehrt, die Lebensdauer im Versuch mit $N_{\rm B}$ = 40 sehr niedrig ist. Für die übrigen Versuche weisen die mit diesen Parametern berechneten Lebensdauern je eine Abweichung um den Faktor ≤ 4 gegenüber den experimentellen auf und eignen sich somit grundsätzlich für eine Abschätzung, Bild 6.28. Die Abweichungen der übrigen Schädigungsparameter, P_{ϵ} , $P_{\rm J}$ und im Besonderen $P_{\rm HL,mod}$, sind deutlich größer, sodass ihr Einsatz nicht für die Lebensdauerabschätzung mit der integralen Methode zu empfehlen ist.

6.6.2 Lebensdauerabschätzung unter variablen Lastamplituden

Die experimentell ermittelten und simulierten Spannungs-Dehnungs-Verläufe unter variablen Lastamplituden mit $\bar{R}_{\rm F} = 0,1$ zeigen große Ähnlichkeiten, Bild 6.29. Im Versuch der QSN des S960M (Hersteller 1) werden für $\bar{\sigma}_{\rm a} = 405$ MPa weniger hohe Dehnungen erreicht als die Simulation ergibt. Daraus wird infolge des Einflusses von Mitteldehnungen durch $P_{\rm e}$ mit $\bar{N}_{\rm B} = 676$ (Experiment: $\bar{N}_{\rm B} = 13.313$) eine sehr niedrige Lebensdauer berechnet. Auf die übrigen Parameter sind die Auswirkungen geringer. Die berechneten Lebensdauern für die Schädigungsparameter $P_{\rm HL,mod}$, $P_{\rm J}$, $P_{\rm RAJ}$ und $P_{\rm m,z(R'_{p0,2}/R_{\rm m})}$ liegen innerhalb einer Abweichung von 1:4, Bild 6.30. Die Dehnungen der QSN des S960M (Hersteller 2) für $\bar{\sigma}_{\rm a} = 360$ aus dem Experiment und dem Versuch stimmen recht gut überein, Bild 6.29b. Dennoch sind die rechnerischen Lebensdauern niedriger, liegen für $P_{\rm SWT}$, $P_{\rm RAJ}$ oder $P_{\rm m,z(R'_{p0,2}/R_{\rm m})}$ jedoch innerhalb des 1:4-Bandes. Im Vergleich ist der Schädigungsparameter $P_{\rm m,z(R'_{p0,2}/R_{\rm m})}$ am besten für die Lebensdauerabschätzung mit der integralen Methode geeignet.

Festzuhalten ist, dass auch hier das zyklische Kriechen sowie dessen Abhängigkeit von der Frequenz bzw. Belastungsgeschwindigkeit unberücksichtigt bleibt. Dieses bildet sich frequenzabhängig auch im Falle der QSN aus. Für die niedrige Frequenz von f = 0,1 Hz ist das zyklische Kriechen deutlich in den Spannugs-Dehnungs-Verläufen zu erkennen. Es existieren Werkstoffmodelle, die das zyklische Kriechen mathematisch beschreiben, z.B. das Armstrong-Frederick-Modell [ArFr66], und somit deren Berücksichtigung ermöglichen.



Bild 6.29: Gegenüberstellung experimenteller (links) und simulierter (rechts) Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit variablen Amplituden



Bild 6.30: Ergebnisse experimentell ermittelter und rechnerischer Lebensdauern für QSN unter variablen Lastamplituden (Tabelle 4.16): a) S960M1 (QSN 02), b) S960M2 (QSN 15)

6.7 Einordnung weiterer Versuchsergebnisse

Für automatisiert geschweißten S960QL wurden keine kleinskaligen Flachproben der QSN untersucht und somit keine für die Lebensdauerabschätzung mit der integralen Methode erforderlichen zyklischen Werkstoffkennwerte abgeleitet. Daher werden hier für die rechnerische Abschätzung die Kennwerte des manuell geschweißten S960QL zugrunde gelegt. Eine direkte Übertragung führt auf die in Bild 6.31a dargestellte Gegenüberstellung der experimentell ermittelten und rechnerischen Lebensdauern für den automatisiert geschweißten S960QL bei $R_{\rm F}$ = 0,1 unter konstanten Lastamplituden durch den Schädigungsparameter $P_{m,z(R'_{p_{0,2}}/R_m)}$. Die dokumentierte, höhere Nahtqualität der automatisierten Schweißung, Abschnitt 4.1, zeigt sich in einer durchgängig konservativen Lebensdauerabschätzung, wenn Kennwerte für guerbelastete Stumpfnahtproben niedrigerer Qualität verwendet werden. Der Winkelverzug wurde hier zwar nicht berücksichtigt, ist für die automatisierte Schweißung allerdings sehr gering und hier vernachlässigbar. In Bild 6.31b ist die Gegenüberstellung der Lebensdauern bei variablen Lastamplituden und Berücksichtigung des Winkelverzugs dargestellt. Abgesehen vom Versagen bei der ersten Maximallast ($\overline{N}_{\rm B}$ = 113) zeigen sich ebenfalls konservative Ergebnisse, die allerdings deutlich außerhalb des 1:4-Bandes liegen. Dies bestätigt die vorangegangene Erkenntnis, dass die auf zyklischen Kennwerten basierende integrale Methode für die Abschätzung definierter Lastfolgen zu gesteigert konservativen Berechnungergebnissen führt.



Bild 6.31: Gegenüberstellung aus zyklisch transienten Kennwerten des manuell geschweißten S960QL berechnete mit experimentell ermittelten Lebensdauern für den automatisiert geschweißten S960QL für $R_F = 0,1$ unter a) konstanten Lastamplituden und b) variablen Lastamplituden und Berücksichtigung des Winkelverzugs

Die konservative Lebensdauerabschätzung aus den zyklisch transienten Kennwerten des manuell geschweißten S960QL gegenüber experimentellen Lebensdauern des automatisiert geschweißten S960QL unter konstanten Lastamplituden mit $R_{\rm F} = 0,1$ ist in Bild 6.32 verdeutlicht. FAT 160 ist zusätzlich eingetragen, die für $P_{\rm U} = 97,7$ % gilt, jedoch genaue Kenntnis der Nahteigenschaften voraussetzt. Für die Anwendung der integralen Methode

ist hingegen das zyklische Verhalten der Schweißnaht maßgeblich, sodass sich deren Anwendung zur Abschätzung bei vergleichbaren zyklischen Kennwerten eignet.



Bild 6.32: Lebensdauerabschätzung der Versuchsergebnisse des automatisiert geschweißten S960QL durch die integrale Methode mit $P_{m,z(R'_{20.2}/R_m)}$

Die Wöhlerdiagramme in Bildes 6.33 sind um Versuchsergebnisse aus der Literatur mit hohen Lastamplituden und einem Lastverhältnis von $R_{\rm F} = 0,1$ ergänzt. Die S1100QL-Ergebnisse aus [BeSt14b, BeSt16] in Bild 6.33a reihen sich gut in der dieser Arbeit zugrundeliegenden Ergebnisse ein und können daher gleichermaßen durch die Bewertung und Lebensdauerabschätzung erfasst werden. Die in Bild 6.33b ergänzten S960-Ergebnisse aus [OIRi79, Lei+12] weisen eine höhere Schwingfestigkeit als manuell geschweißte Stumpfnähte auf. Der Winkelverzug dieser Versuchsergebnisse ist nicht bekannt. Unter Annahme eines geringen Verzuges lässt sich die Lebensdauer jedoch gut durch die Schädigungsparameter $P_{\rm SWT}$ oder $P_{\rm E}$ abschätzen.



Bild 6.33: Einordnung weiterer Versuchsergebnisse für Stumpfnähte aus a) S1100QL [BeSt14b, BeSt16] und b) S960 [OIRi79, Lei+12]

Bild 6.34 zeigt die Gegenüberstellung experimenteller und rechnerischer Lebensdauern der Literaturdaten aus Bild 6.33 bzw. [BeSt14b, BeSt16, OIRi79, Lei+12] durch P_{SWT} und P_{ε} , wenn der Winkelverzug vernachlässigt wird. Die Ergebnisse des S1100QL [BeSt14b, BeSt16] liegen für beide Schädigungsparameter innerhalb des 1:4-Bandes. S960-Stumpfnähte aus [Lei+12] liegen jeweils auf der sicheren Seite außerhalb dieses Bandes. Zu bemerken ist, dass die Ergebnisse von Radziminski [OIRi79] teilweise ebenfalls außerhalb des 1:4-Bandes liegen, diese Streuung sich allerdings aus den Versuchen ergibt.



Bild 6.34: Gegenüberstellung aus zyklisch stabilisiertem/transientem Verhalten berechneten Lebensdauern mit experimentell bestimmten für $R_F = 0,1$ durch a) P_{SWT} und b) P_{ε}

6.8 Zusammenfassung der Lebensdauerabschätzung infolge des zyklischen Verhaltens querbelasteter Stumpfnähte (QSN)

Auf Grundlage einer "integralen Betrachtung" querbelasteter Stumpfnähte wurde ein Verfahren zur Lebensdauerabschätzung entwickelt, welches einzig das zyklische Verhalten der querbelasteten Stumpfnähte (QSN) mit Hilfe kleinskaliger Proben sowie der Belastungshistorie als Eingangsgrößen fordert. Damit wurde eine einfache Methode zur Lebensdauerabschätzung von Schweißverbindungen im Bereich der Kurzzeitfestigkeit bis in die Zeitfestigkeit infolge der elastisch-plastischen Beanspruchungssituation vorgestellt. Gegenüber den konventionellen Konzepten sind transiente Effekte, die sich in einer Änderung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve äußern, beschrieben und im Bewertungsablauf integriert.

In Anlehnung an das örtliche Dehnungskonzept erfolgt die Schädigungsbewertung von Spannungs-Dehnungs-Hysteresen durch Schädigungsparameter. Allerdings wird die Schädigung nicht für lokale Hysteresen im Kerbgrund ermittelt, sondern aus der Beanspruchung des gesamten Nahtabschnittes, sodass für die Beanspruchbarkeit ebenfalls der integrale Schweißnahtbereich zugrunde gelegt wird. Das zyklische Verhalten der QSN wird dabei einerseits für den zyklisch stabilisierten Zustand ermittelt und andererseits transient durch eine schädigungsabhängige Änderung der Ramberg-Osgood-Gleichung beschrieben. Auf dieser Basis werden aus der Belastung unter Berücksichtigung von Memory- und MasingVerhalten Beanspruchungshysteresen berechnet und diese durch die Schädigungsparameter P_{SWT} , P_{ε} , $P_{HL,mod}$, P_{J} und P_{RAJ} bewertet. Für P_{SWT} , P_{ε} und $P_{HL,mod}$ wird die Schädigungsparameterwöhlerlinie des P_{SWT} , für P_{J} und P_{RAJ} die des P_{J} zugrunde gelegt. Die Teilschädigungen der einzelnen Hysteresen werden nach der linearen Schadensakkumulation summiert bis die theoretische Schadenssumme von $D_{th} = 1,0$ erreicht ist. Die Belastung erfolgt entsprechend der kraftgeregelten Abgleichversuche mit konstanten und variablen Amplituden bei einem Spannungsverhältnis von $R_{\sigma} = 0,1$. Für eine möglichst geringe Rechenzeit findet schließlich eine Kombination aus zyklisch stabilisierter und transienter Simulationsrechnung statt. In der Folge werden niedrige Belastungen zyklisch stabilisiert gerechnet. Für hohe Beanspruchungen, ab ca. 55 % der Streckgrenze des Grundwerkstoffs, zeichnen sich Unterschiede durch die transiente Rechnung ab, sodass diese Anwendung findet.

Die Lebensdauerabschätzung auf Basis des zyklisch stabilisierten Verhaltens der QSN zeigt für konstante und variable Lastamplituden nicht die gleiche Ergebnisgualität. Unter Berücksichtigung des vorliegenden Winkelverzugs ist unter konstanten Lastamplituden abhängig von der Wahl des Schädigungsparameters eine zutreffende bis sichere Lebensdauerabschätzung möglich, während sie für variable Lastamplituden des gaußähnlichen Sonderlastkollektivs durchgängig deutlich konservativ wird, abgesehen von Höchstbelastungen oberhalb der Streckgrenze. Infolge der Berücksichtigung plastischer Mitteldehnungen durch den P_s ergibt sich ein deutliches Abflachen der rechnerischen Wöhler- und Gaßnerlinien bei sehr hohen Beanspruchungen, was durch die Versuchsergebnisse unter variablen Amplituden Bestätigung findet. Für alle übrigen Schädigungsparameter stellt sich maximal ein geringfügiges Abflachen in Richtung der statischen Festigkeit ein. Bei linear-elastischer Beanspruchung und $R_{\rm F}$ = 0,1 liefern die Schädigungsparameter $P_{\rm SWT}$ und $P_{\rm g}$ die gleichen Ergebnisse. Durch den $P_{\text{HL,mod}}$ und P_{J} folgen in diesem Bereich, d.h. für $\sigma_{a} = \bar{\sigma}_{a} \leq 300$ MPa, in den meisten Fällen niedrigere berechnete Lebensdauern verglichen mit dem P_{SWT} oder P_{ε} . Mit Ausnahme des P_I kommt es teilweise zu einer unsicheren Abschätzung, insbesondere für den manuell geschweißten S960QL, dessen Proben einen starken Winkelverzug aufweisen. Die Berücksichtigung des Winkelverzugs als Zusatzbeanspruchungen, d.h. interpretiert als überlagerte Mittelspannungen, führt in diesem Fall zu einer verbesserten und insgesamt zu einer konservativeren Lebensdauerabschätzung. Daher sollte der Winkelverzug in der Abschätzung berücksichtigt werden.

Um eine Verbesserung der Lebensdauerabschätzung für den relevanten Bereich im Übergang von der statischen Festigkeit in die Zeitfestigkeit vorzunehmen, wird die Kombination der Schädigungsparameter P_{SWT} oder P_{ε} in der allgemeinen Formulierung als P_m vorgenommen. Unter Berücksichtigung der zyklischen Streckgrenze und der Zugfestigkeit können Mittelwertfaktoren angepasst werden, sodass die Lebensdauer bei sehr hohen Beanspruchungen im Bereich der Streckgrenze der Abschätzung des P_{ε} folgt, während darunter ein Übergang in die Lebensdauerabschätzung mit P_{SWT} stattfindet. Die Validierung unter Berücksichtigung kraftgeregelter Schwingfestigkeitsversuche der kleinskaligen Stumpfnähte mit Dehnungsaufzeichnung zeigt, dass mit P_m bei Anwendung der integralen Methode die besten
Ergebnisse erzielt werden. Bis in den hohen Zeitfestigkeitsbereich eignen sich bedingt auch die Schädigungsparameter P_{RAJ} oder P_{SWT} . In den Versuchen an kleinskaligen querbelasteten Stumpfnähten zeigen sich die transienten Effekte der zyklischen Entfestigung und des zyklischen Kriechens. Die Entfestigung wird in der transienten Lebensdauerabschätzung durch die schädigungsabhängige Änderung der Kennwerte der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve berücksichtigt. Zyklisches Kriechen wird nicht unmittelbar abgebildet, was sich in der Gegenüberstellung im Versuch aufgezeichneter und simulierter Spannungs-Dehnungs-Verläufe zeigt. Die Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung mit dem zyklisch transienten Verhalten der Stumpfnaht bestätigen die der zyklisch stabilisierten in der Zeitfestigkeit und in Bezug auf die Wahl der Schädigungsparameter. Unterschiede kommen bei hohen Beanspruchungen, aber bereits unterhalb der Streckgrenze der untersuchten höchstund ultrahochfesten Grundwerkstoffe, zum Tragen.

Die integrale Methode hat ihre Berechtigung, wenn einzig mit Hilfe des zyklisch transienten Verhaltens eine Lebensdauerabschätzung im Übergang von der statischen Festigkeit in die Zeitfestigkeit, vorzugsweise unter konstanten Lastamplituden und Berücksichtigung von Unregelmäßigkeiten wie dem Winkelverzug, vorgenommen wird. Potenzial besteht bei der deutlich konservativen Abschätzung für variable Lastamplituden und einer einfachen, aber zutreffenden Schädigungsbewertung. Die Übertragbarkeit auf andere Stumpfnähte bzw. Schweißnähte im Sinne einer allgemeinen Bewertung ist durch die integrale Methode nur dann gegeben, wenn das zugehörige zyklische Verhalten repräsentativ ist oder dieses in Bezug auf die vorliegende Nahtqualität einen ungünstigen Fall (*Worst-Case*-Betrachtung) darstellt.

7 Schlussfolgerungen und Ausblick

Das übergeordnete Ziel der vorliegenden Arbeit besteht in der Schwingfestigkeitsbewertung hochbeanspruchter Stumpfstoßverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen unter der Berücksichtigung elastisch-plastischer und kranbautypischer variabler Beanspruchung, um eine Grundlage für die Ausweitung der Regelwerke auf den Kurzzeitfestigkeitsbereich und sehr hohe Werkstofffestigkeiten zu schaffen. Dies wurde durch die Bewertung mit dem Nennspannungskonzept und lokalen Konzepten sowie der Lebensdauerabschätzung durch die integrale Methode erreicht.

- Die integrale Methode stellt durch die Abbildung der Schweißnaht als Teilstruktur bestehend aus Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone und Schweißgut mit Hilfe eines integralen Kennwertes die Grundlage für eine Lebensdauerabschätzung für eine Vielzahl von Lastfällen dar.
- Die Anwendbarkeit dieser Methode zur Lebensdauerabschätzung für hohe und höchste Beanspruchungen unter Berücksichtigung plastischer Dehnungsanteile der querbelasteten Stumpfnaht wurde dabei analysiert und Potenziale sowie Einschränkungen aufgezeigt.
- Der Grenzfall zu einer elastisch-plastischen Beanspruchung ist durch das Anwendungsbeispiel hochbeanspruchter Bereiche des elastisch verformten Teleskopauslegers von Mobilkranen gegeben, dessen zulässige Spannungen unterhalb der Streckgrenze des Grundwerkstoffs, d.h. der höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustähle, liegen. Aus diesem Grund steht die Abschätzung im Übergang von der Kurzzeit- in die Zeitfestigkeit im Vordergrund.
- Die Analyse des zyklischen Werkstoffverhaltens ist f
 ür die zuvor genannten Bereiche relevant. Durch das zyklische Werkstoffverhalten werden die h
 öchst- und ultrahochfesten Feinkornbaust
 ähle einerseits charakterisiert, andererseits werden Anwendungsgrenzen der Grundwerkstoffkennwerte f
 ür die Bewertung von Schwei
 ßn
 ähten aufgezeigt.
- Über diese konventionelle Beschreibung hinausgehend beeinflussen das zyklische Verhalten der Schwei
 ßnaht und die Ber
 ücksichtigung transienter Effekte die Beanspruchungssimulation und folglich die Sch
 ädigungsbewertung. Der positive Einfluss auf die rechnerische Lebensdauer infolge der Ber
 ücksichtigung transienter Effekte durch eine sch
 ädigungsabh
 ängige Entfestigung bei hohen Beanspruchungen und Grenzen der transienten Berechnung gegen
 über einer zyklisch stabilisierten wurden aufgezeigt.
- Das Schädigungsverhalten bei elastisch-plastischer Beanspruchung unter konstanten sowie variablen Lastamplituden wurde zuerst mit Hilfe der Schädigungsparameter P_{SWT}, P_ε, P_{HL,mod}, P_J bzw. P_{RAJ} und nachfolgend P_m beschrieben und in den Berechnungsablauf zur Lebensdauerabschätzung integriert. Die Eignung der einzelnen Schädigungsparameter wurde diskutiert.

7.1 Schlussfolgerungen

Die dargestellten experimentellen Untersuchungen bilden einerseits die Grundlage für eine fundierte Schwingfestigkeitsbewertung hochbeanspruchter Stumpfnähte, hergestellt aus den höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen S960QL, S960M und S1100QL, unter Berücksichtigung von elastisch-plastischen und variablen Beanspruchungen. Im Besonderen liefern die Ergebnisse für sehr hohe Lastamplituden im Übergang von der Zeit- in die Kurzzeitfestigkeit sowie des zyklischen Verhaltens von Werkstoffen und Stumpfnähten neue Erkenntnisse. Andererseits wird durch die Belastungssimulation mit Hilfe des zyklischen bzw. transienten Verhaltens der Stumpfnähte ein anwenderfreundlicher Ansatz zur sicheren Lebensdauerabschätzung vorgestellt. Die Vorzüge und Einschränkungen dieser integralen Methode sind in der vorliegenden Arbeit dargelegt.

Die differenzierte Schwingfestigkeit für unterschiedliche Nahtausprägungen, wie infolge der Bewertung nach dem Nennspannungskonzept deutlich wird, untermauert, dass die grundlegende Analyse der Schweißverbindungen auch im Rahmen der Schwingfestigkeitsbewertung und Einordnung in FAT-Klassen eine hohe Relevanz besitzt. Daher sind Verfahrensprüfungen und im Besonderen die Bewertung von Schweißverbindungen infolge Bewertungsgruppen aus Normen eine wichtige Voraussetzung der gegenwärtigen und zukünftigen Bemessungspraxis für Schweißnähte. In der Auslegung bedeutet dies, die Vorgabe einer der Schweißnaht gerecht werdenden Bewertungsgruppe mit entsprechenden Anforderungen oder teilweisen Anforderungen, wie es beispielweise durch DIN EN 13001-3-1 umfassend erfolgt, um geforderte Schwingfestigkeiten (FAT-Klasse) zu erfüllen.

Kerbspannung	FAT-Klasse bzw. $\Delta \sigma (N_{\rm V} = 2 \cdot 10^6)$			
		[MPa]		
	1. Ha	auptspar	nnung	von Mises
	k = 3	k = 4	k = 5	<i>k</i> = 5
$r_{ref} = 1,00 \text{ mm}$ $90^{\circ} \le \omega \le 150^{\circ}$ $\rho^* = 0,0 \text{ mm}$ $N \ge 5 \cdot 10^3$	160	200	225	200
$r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ $90^{\circ} \le \omega \le 150^{\circ}$ $\rho^* = 0,0 \text{ mm}$ $N \ge 5 \cdot 10^3$	-	-	500	450
$r_{ref} = 0,05 \text{ mm}$ $90^{\circ} \le \omega \le 150^{\circ}$ $\rho^* = 0,3 \text{ mm}$ $N \ge 5 \cdot 10^3$	-	-	225	200

Tabelle 7.1: FAT-Klassen für empfohlene Kerbspannungen mit unterschiedlichen Neigungen von k = 3, k = 4 und k = 5 für Nahtanstiegswinkel 90° $\leq \omega \leq 150^{\circ}$

Die Berücksichtigung der Nahtausprägung in der FE-Modellierung ist auch für die erfolgreiche Anwendung des Kerbspannungskonzepts und auch des Kerbdehnungskonzepts entscheidend. Da in der für reale Anwendungen relevanten Modellierung unmöglich alle Einflussgrößen detailliert erfasst werden können, z.B. 3D-Nahttopologie mit versagensrelevanten unterschiedlich scharf ausgeprägten Kerben, stellt das Referenzradiuskonzept unter Berücksichtigung wesentlicher Geometriegrößen und der Mikrostützwirkung eine praktikable Lösung zur Schwingfestigkeitsbewertung dar. Vorhandene FAT-Klassen der Kerbspannungsbewertung können einerseits unter Einschränkung der Anwendung der flachen Neigung von k = 5 bestätigt werden, Tabelle 7.1. Für die untersuchten Stumpfnähte im Schweißzustand mit dem Referenzradius von r_{ref} = 1,00 mm anhand Hauptnormalspannungen bleibt in diesem Fall FAT 225 bestehen. Wird eine steilere Neigung gewählt, so führen empfohlene FAT-Klassen zu einer unsicheren Bewertung. Mit einer der experimentellen Neigung näherkommenden Neigung von k = 4 können die Ergebnisse in die niedrigere FAT 200 eingeordnet werden. Wird an der Neigung von k = 3 festgehalten, so ist FAT 160 anzusetzen. Im Kerbdehnungskonzept kommen als zusätzliche Stellgrößen das zugrunde gelegte zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten und die Wahl des Schädigungsparameters hinzu, wodurch die Abschätzungsgüte, gemessen an einer reduzierten Ergebnisstreuung, unter Anwendung der Mikrostützwirkung aus der linear-elastischen Simulation verbessert werden kann. In Analogie zu den FAT-Klassen der Nenn- und Kerbspannungsbewertung wurden für die Kerbdehnungsbewertung FATP-Klassen abgeleitet, Tabelle 7.2, die als Beanspruchbarkeiten Anwendung finden können, nach ersten Erkenntnissen allerdings stark von der Wahl der zuvor genannten Stellgrößen abhängen. Beide Varianten der lokalen Konzepte haben gezeigt, dass unterschiedliche Schwingfestigkeitsergebnisse in einer reduzierten Streuung zusammengeführt werden können, wenn Stützwirkungseffekte Berücksichtigung finden.

Kerbdehnung	FAT _P -Klasse bei $N_{\rm V} = 2 \cdot 10^6$ [MPa]	
	$P_{\rm SWT}$	P_{ϵ}
$r_{\rm ref}$ = 0,05 mm		
$90^\circ \le \omega \le 150^\circ$	63	125
$ ho^*$ = 0,3 mm	k = 3	<i>k</i> = 3
$N \ge 5 \cdot 10^3$		

Tabelle 7.2: FATP-Klassen zur Bewertung der Kerbgrundbeanspruchung mit k = 3 für Nahtanstiegswinkel 90° $\leq \omega \leq 150^{\circ}$

Konzeptübergreifend hat die Schwingfestigkeitsbewertung zudem gezeigt, dass eine Weiterführung der Bemessungswöhlerlinien mit Hilfe der Zeitfestigkeitsgeraden für $N < 10^4$, zumindest bis $N = 5 \cdot 10^3$, möglich ist. In Empfehlungen, Regelwerken und Normen sollte daher der Antritt gewagt werden, Bemessungswöhlerlinien für Schweißverbindungen auf Versagensschwingspielzahlen kleiner $N = 10^4$ zu erweitern und eine von der mit dem Spannungsverhältnis transformierten Streckgrenze des Grundwerkstoffs (oder der Schweißverbindung) abhängige Obergrenze einzuführen. Für maximale Nenntraglasten im regulären Kranbetrieb

	S960QL	S960M/S1100QL	S960QL
	(manuell)	(manuell)	(automatisiert)
Winkelverzug	$2,4^\circ \leq \alpha \leq 5,2^\circ$	$0,4^\circ \leq \alpha \leq 2,8^\circ$	$0,0^{\circ} \leq \alpha \leq 1,0^{\circ}$
Bewertungsgruppe	-	,B90'; ,C63'; ,ohne'	,B90ʻ
Schwingspielzahl	4.917	5.911	4.612
$\frac{\sigma_{a,n,\max}}{\sigma_{a,n}(R=0,1;R_{p0,2})} $ [MPa]	0,57	0,61	0,85
	50	71	160
FAT-NI0556	(k = 3)	(k = 3)	(k = 5)
Schwingspielzahl	9.431	14.469	48.468
$rac{\overline{\sigma}_{\mathrm{a,n,max}}}{\sigma_{\mathrm{a,n}}(R=0,1;R_{\mathrm{p}0,2})}$ [MPa]	1,12	1,08	1,08

und daraus abgeleiteten Prüfszenarien werden inklusive Sicherheitsfaktoren beispielsweise maximale Zugspannungen von ca. 75 % der Streckgrenze zugelassen.

Tabelle 7.3: Zusammenhang von Bewertungsgruppen, Schwingspielzahl, Verhältnis mit der Streckgrenze und FAT-Klasse bei der Nennspannungsbewertung

Die Versuchsergebnisse im Nennspannungssystem erfordern hinsichtlich der Nahtgüte eine differenzierte Betrachtung, Tabelle 7.3. Während ein Großteil der Bewertungskennwerte nach DIN EN ISO 5817 [DIN5817] der Bewertungsgruppe "B' zugeordnet werden können, weicht der Winkelverzug teilweise stark von dieser Einordnung ab. Stumpfstoßproben mit einem erhöhten Verzug von 2,4° $\leq \alpha \leq 5,2°$ können daher keiner Bewertungsgruppe zugeordnet werden und erreichen bei $N \approx 5.10^3$ weniger als 60 % der transformierten Streckgrenze des S960QL-Grundwerkstoffs bei einer Überlebenswahrscheinlichkeit von P_{ii} = 50 %. Für die übergreifende Bewertung von S960M- und S1100QL-Stumpfnähten mit deutlich niedrigerem Winkelverzug von $0,4^{\circ} \le \alpha \le 2,8^{\circ}$ (BG ,B', ,C' und ohne BG) liegt das Verhältnis zur Streckgrenze für $N \approx 6.10^3$ bei ca. 60 %, d.h. für $N \approx 5.10^3$ zumindest oberhalb von 60 %. Die mit $0.0^{\circ} \le \alpha \le 1.0^{\circ}$ der BG ,B' angehörigen automatisiert geschweißten S960QL-Stumpfnähte erfüllen einerseits durchgängig die im Kranbau gestellten Anforderungen, übertreffen andererseits die für Stahlgrundwerkstoffe ausgewiesene FAT 160 (k = 5) [Hobb16, DIN1993] sowie die für Stumpfnähte höchste Bewertungsgruppe von $\Delta \sigma_{\rm C}$ = 140 MPa (k = 5) für BG ,B^{*} aus DIN EN 13001-3-1 [DIN13001] und erzielen bei $N \approx 5 \cdot 10^3$ über 80 % der transformierten Streckgrenze.

Das Nennspannungskonzept ist bei gegebener Definition einer Nennspannung für die Lebensdauerabschätzung geeignet, wenn die Naht- und Bauteileigenschaften ausreichend analysiert werden. Es besticht durch seine geringe Komplexität. Eine lokale Bewertung, die Berücksichtigung elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens, der Mikrostruktur oder gar transienter Effekte ist hingegen nicht möglich. Die lokale Bewertung erfolgt durch die Anwendung von Kerbgrundkonzepten, in denen die Nahteigenschaften in der FE-Modellierung berücksichtigt werden müssen. Während elastisch-plastisches Werkstoffverhalten, transiente Effekte und die Mikrostruktur in der Kerbspannungsbewertung nicht enthalten sind, so können sie unter deutlich steigendem Aufwand in die Bewertung mit dem Kerbdehnungskonzept einfließen, wodurch sich jedoch die ohnehin erhöhte Komplexität und der Rechenaufwand weiter deutlich erhöhen. Der vorgestellte Ansatz zur Lebensdauerabschätzung durch die integrale Methode auf Basis des zyklischen Verhaltens der querbelasteten Stumpfnaht (QSN) entgegnet diesem erhöhten Aufwand durch eine integrale Betrachtung des Schweißnahtsegmentes und erlaubt dadurch die Lebensdauerabschätzung unter konstanten und variablen Lastamplituden sowie einer Kombination von zyklisch stabilisiertem und transientem Verhalten.

Die Lebensdauerabschätzung durch die integrale Methode erfüllt dabei die zu Anfangs gestellten Anforderungen:

- Eine umfassende Beschreibung der Schweißnaht hier am Beispiel der Stumpfnaht – durch eine vereinfachte Modellbildung der integralen Schweißnahtbetrachtung zur Abdeckung einer Vielzahl an Lastfällen in der Berechnung.
- Anwendbarkeit der Lebensdauerabschätzung auf einem der potenziellen Anwendung entsprechend hohen Lastniveau bei zuvor eingeschränkten Kenntnissen über die Auswirkungen plastischer Dehnungsanteile auf die Schwingfestigkeit.
- Wissenszuwachs über das zyklische Verhalten der Grundwerkstoffe höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle sowie deren Stumpfnähte, sodass Anwendungsgrenzen von Grundwerkstoffkennwerten bei der Bewertung von Schweißnähten herausgestellt werden.
- Beitrag zum Verständnis transienter Effekte und deren Auswirkungen in Schweißverbindungen.
- Beschreibung des Schädigungsverhaltens bei elastisch-plastischer Beanspruchung unter konstanten und variablen Lastamplituden sowie Integration in einen Berechnungsablauf zur Lebensdauerabschätzung.

Die integrale Methode setzt die Bewertung der Nahtbeanspruchung integral als elastischplastische Strukturbeanspruchung um. Die Berechnungsmethode zur Lebensdauerabschätzung kombiniert die Bewertung zyklisch stabilisierter und transienter Spannungs-Dehnungs-Simulationen in einer Fallunterscheidung mit einem von der Oberspannung und Streckgrenze abhängigen Übergangskriterium. Das Übergangskriterium hat sich als zielführend erwiesen, um hohe Rechenzeiten der transienten Simulation bei niedrigen Beanspruchungen durch eine zyklisch stabilisierte Rechnung zu kompensieren. Im niederbeanspruchten Bereich unterscheiden sich die rechnerischen Lebensdauern kaum bis nicht. Die Vereinfachung der zyklisch stabilisierten Abschätzung für variable Lastamplituden wird durch die konstante Kollektivschädigung erzielt, sodass keine zyklenweise Schadensakkumulation durchgeführt wird. Das entspricht dem Vorgehen in der konventionellen Schadensakkumulation. Das Versagen wird in der Rechnung bei Erreichen der theoretischen Schadenssumme von $D_{th} = 1,0$ definiert. Die im Rahmen des zyklischen Verhaltens der querbelasteten Stumpfnaht ermittelte zyklische Entfestigung wird als transienter Einfluss schädigungsabhängig in die dehnungsbasierte Bewertung integriert. Die schädigungsabhängige Änderung ist nachvollziehbar, da das zyklische Verhalten und die hervorgerufene Schädigung untrennbar zusammenhängen. Daher wurde der Versuch unternommen, die zyklische Entfestigung durch Änderung der Kenngrößen der Spannungs-Dehnungs-Kurve (K' und n') aus den Konstantamplitudenversuchen zu beschreiben. Der Abfall beider Parameter bis zum normierten Anriss ($D_{th} = 1,0$) wurde vereinfacht linear genähert. Andere funktionale Zusammenhänge sind ebenfalls denkbar, erfordern jedoch eine breitere Datenbasis. Wird das *i*-te Schwingspiel auf die Anrissschwingspielzahl bezogen, so ist der Zusammenhang zwischen zyklisch transienter Spannungs-Dehnungs-Kurve und Schädigung über $K'(D_i)$ und $n'(D_i)$ hergestellt. Die Anwendung dieser Beziehung führt bereits unter konstanter Lastamplitude aufgrund des ersten Schädigungseintrages zu einer Änderung des Spannungs-Dehnungs-Verhaltens, wodurch wiederum die Höhe der Schädigung beeinflusst wird, und ist grundsätzlich auf die Beanspruchung durch variable Lastamplituden übertragbar.

Die Abschätzungsgüte hängt zusätzlich zur Beschreibung des zyklisch transienten Verhaltens und der damit zusammenhängenden Schweißnahtausführung maßgeblich auch von der Wahl des Schädigungsparameters ab. Dieser bewertet den Schädigungsbeitrag jeder Hysterese. Keiner der untersuchten Schädigungsparameter – P_{SWT} , P_{ε} , $P_{HL.mod}$, P_{I} und P_{RAI} , Bild 7.1 – kann die Anforderungen einer maximalen Abweichung der rechnerischen Lebensdauer von der experimentellen um den Faktor 4 durchgängig erfüllen. Querbelastete Stumpfnähte des S960M (Hersteller 2) werden systematisch von allen zu konservativ abgeschätzt. Bei linear-elastischer Beanspruchung und R_F = 0,1 liefern die Schädigungsparameter P_{SWT} und P_{ε} gleiche Ergebnisse. Durch den $P_{HL,mod}$ und P_{J} folgen in diesem Bereich, d.h. für $\sigma_a = \bar{\sigma}_a \leq 300$ Pa, in den meisten Fällen niedrigere berechnete Lebensdauern verglichen mit dem P_{SWT} oder P_{ε} . Bei hohen Beanspruchungen wird einzig durch die Abschätzung mit P_{ε} das Abflachen in die statische Festigkeit beschrieben. Wenn keine "harte" Obergrenze, wie beispielsweise die Streckgrenze, Fließgrenze oder Zugfestigkeit, vorgegeben werden, ist die Abbildung dieses Übergangs durch Abflachen der Wöhler- oder Gaßnerlinie von elementarer Wichtigkeit. Dies gelingt in Ansätzen durch P_{ϵ} , weil dieser Mitteldehnungen bewertet. Um diesen Einfluss noch besser zu erfassen, wurde die allgemeinere Form des $P_{\rm m}$ = $\sqrt{(m_{\sigma} \cdot \sigma_{\rm m} + \sigma_{\rm a}) \cdot (m_{\epsilon} \cdot \varepsilon_{\rm m} + \varepsilon_{\rm a}) \cdot E}$, Bild 7.1, mit beanspruchungsabhängigen Mittelwertfaktoren eingeführt, die sich in der Validierung durch kraftgeregelte Versuche mit Dehnungsaufzeichnung gegenüber den übrigen Schädigungsparametern für die integrale Methode bewährt hat.

Eine weitere wichtige Erkenntnis folgt aus der unsicheren Abschätzung des manuell geschweißten S960QL, dessen Proben einen starken Winkelverzug aufwiesen. Mit Ausnahme des *P*_J zeigt sich diese unsichere Abschätzung für die übrigen Schädigungsparameter unter konstanten Lastamplituden, vgl. Bild 6.17a. Wird der Winkelverzug als Zusatzbeanspruchung berücksichtigt, d.h. interpretiert als überlagerte Mittelspannungen, resultiert daraus eine verbesserte Abschätzung der S960QL-Stumpfnaht und insgesamt eine konservativere Lebensdauerabschätzung. Daher ist der Winkelverzug, falls vorhanden, auch in der Abschätzung nach der integralen Methode zu berücksichtigen. Dies sollte durch Erfassung vorliegender Verzüge und daraus resultierender Beanspruchungen, z.B. durch eine Dehnungsanalyse, erfolgen.

Die Lebensdauerabschätzung für variable Lastamplituden des gaußähnlichen, kranbautypischen Sonderlastkollektivs liegt für alle Schädigungsparameter deutlich im sicheren Bereich – sie ist also nicht zutreffend. Um dies zu korrigieren, wäre es denkbar eine Erhöhung der (zulässigen) Schadenssumme $D_{\rm th} = 1,0$ auf Werte größer 1 vorzunehmen. Dies würde lediglich eine Korrektur der Unzulänglichkeit bedeuten. Vielmehr sollte angestrebt werden, den Gründen für die noch nicht ausreichende Abschätzung unter der Belastung mit variablen Amplituden nachzugehen.

Unerwähnt sollte zudem nicht bleiben, dass der große Vorteil der integralen Methode – die Nahtausprägung nicht explizit zu berücksichtigten, sondern auf das zyklisch transiente Verhalten zurückzugreifen – gleichermaßen die direkte Übertragbarkeit des Verfahrens in Frage stellt. Die integrale Betrachtung umfasst ein festes Werkstoffvolumen, bestehend aus Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut. Die von außen aufgebrachten Belastungen führen in Abhängigkeit des lokalen Werkstoffverhaltens und der lokalen Geometrie zu einem komplexen Beanspruchungsfeld. Änderung der Anteile von Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut sowie der Geometrie können sich im zyklischen Verhalten und der daraus resultierenden Lebensdauerabschätzung äußern. Es ist daher zu beachten, dass das zu untersuchende Schweißnahtverhalten korrekt beschrieben wird. Im Gegenzug wird durch die Anwendung der integralen Methode auf eine aufwendige, inhomogene und ggf. transiente numerische Simulation verzichtet.

Die integrale Methode wird im Übergangsbereich von der Zeitfestigkeit mit linear-elastischer Beanspruchung in die Kurzzeitfestigkeit mit elastisch-plastischer Beanspruchung bei Anwendung der Schädigungsparameter P_{SWT} , P_{RAJ} oder P_m zur Lebensdauerabschätzung empfohlen, wenn eine integrale Betrachtung der Schweißverbindung möglich ist und sich die lokale Beanspruchungssituation im versagenskritischen Bereich nicht hinreichend genau charakterisieren lässt (vgl. Anforderungen aus Kapitel 2.2). Bei einer ausgeprägten elastisch-plastischen Beanspruchungssituation wird die Anwendung der integralen Methode mit dem Schädigungsparameter P_m empfohlen. Die zyklische Entfestigung wird dabei als transienter Einfluss abgebildet. Kann der Werkstoffzustand und die Beanspruchungssituation lokal im versagenskritischen Bereich, z.B. im Kerbgrund, hinreichend genau charakterisiert werden und erlauben akzeptable Rechenzeiten die Berücksichtigung transienter Effekte bei hohen Beanspruchungen im Bereich der Streckgrenze, wird das örtliche Konzept zur Lebensdauerabschätzung und Schwingfestigkeitsbewertung unter Berücksichtigung der Mikrostützwirkung empfohlen. Grenzen des Konzeptes bestehen in einem erhöhten experimentellen und rechnerischen Aufwand. a) **P**_{SWT} nach [SWT70], Gleichung 3.30



c) P_{ϵ} nach [Wern99], Gleichung 3.32



e) P_{J} [Vorm89] bzw. P_{RAJ} [Fie+18], Gl. 3.35 f) P_{m} nach Gleichung 6.5



Bild 7.1: Formeldarstellung und Kenngrößen der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_B , c) P_{ε} , d) P_{HL} bzw. $P_{HL,mod}$, e) P_J bzw. P_{RAJ} und f) P_m

b) P_B nach [Berg83], Gleichung 3.31



d) P_{HL} nach [HaLe75] / $P_{HL,mod}$, Gl. 3.34

 $P_{\rm HL} = \Delta \sigma_{\rm eff} \, \Delta \varepsilon_{\rm eff}, \quad P_{\rm HL,mod} = \sqrt{\Delta \sigma_{\rm eff} \, \Delta \varepsilon_{\rm eff} \, E}$



7.2 Ausblick

Mit der Schwingfestigkeitsbewertung auf Basis experimenteller Ergebnisse wurden FAT-Klassen abgeleitet und die Einführung von FATP-Klassen vorgeschlagen. Die in Regelwerken nicht immer einheitlichen FAT-Klassen zur Nenn- und Kerbspannungsbewertung konnten durch die Ergebnisse dieser Untersuchung nur teilweise bestätigt werden. Für Schweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen sind daher weitere Schwingfestigkeitsuntersuchungen an weiteren Kerbdetails (z.B. Längs- oder Quersteifen), Werkstoffen (z.B. ultrahochfester Feinkornbaustahl S1300QL) oder Schweißprozessen (z.B. Laserstrahlschweißen) erforderlich, um Vorschläge für Regelwerke zu erarbeiten und auf eine fundierte Basis zu stellen. Aus der Auftragung von Schädigungsparameterwöhlerlinien für elastisch-plastisch mit einem homogenen Werkstoffverhalten simulierte Stumpfnähte wurden Schwingfestigkeiten in Form des P_{SWT} und P_{ε} bei $P_{II} = 50$ % ausgewertet, woraus sich in Analogie zu anderen Konzepten FATP-Klassen ableiten lassen. Diese Bewertung sollte durch die Auswertung weiterer Schädigungsparameter ergänzt werden. Einer Schweißzonenmodellierung mit der Zuweisung entsprechender zyklischer Kennwerte sollte auch zukünftig nachgegangen werden. Eine Vielzahl bekannter Untersuchungen greift bei der Bewertung auf den bekannten Schädigungsparameter P_{SWT} zurück, der u.a. schädigungsrelevante Mitteldehnungen unberücksichtigt lässt. Daher sind weitere Schädigungsparameter in diese Untersuchungen zu integrieren und darüber hinaus die sich einstellenden Spannungs-Dehnungs-Hysteresen, auch in ihrer transienten Entwicklung, zu beobachten.

Aufgrund der metallurgischen Kerbe stellt sich das Versagen der unbearbeiteten Stumpfnähte dieser Untersuchung, unabhängig von einer last- oder dehnungsgeregelten Versuchsführung, verglichen mit Werkstoffproben erwartungsgemäß bei kürzeren Schwingspielzahlen ein. Zur umfänglichen Beschreibung der Dehnungs- und Schädigungsparameterwöhlerlinien sollten zusätzlich Versuche bei niedrigen Dehnungsamplituden bis in die Langzeitfestigkeit vorgesehen werden. Mittelfristig kann dadurch die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen von der Kurzzeit- bis in die Langzeitfestigkeit in Form der *Fatigue Life Curve* [WaMe17a, WaMe17b], welche kontinuierliche Werkstoffwöhlerkurven aus der Zusammenführung last- und dehnungsgeregelter Versuche ableitet, beschrieben werden. Damit einhergehend wird eine Beschreibung der Schwingfestigkeit im 3. Bereich der trilinearen Dehnungs- bzw. Schädigungsparameterwöhlerlinien und folglich eine realistischere Lebensdauerabschätzung bis in den Bereich niedrigerer Beanspruchungen möglich.

Die integrale Methode nutzt das zyklisch transiente Werkstoffverhalten zur Lebensdauerabschätzung. In der hier vorliegenden Arbeit werden zur Berücksichtigung der zyklischen Entfestigung Spannungs-Dehnungs-Kurven schädigungsabhängig über $K'(D_i)$ und $n'(D_i)$ geändert. Anhand der Ergebnisse dehnungsgeregelter Versuche wurde näherungsweise eine Linearisierung beider Kenngrößen über der Schädigung D_i vorgenommen. Eine Fortführung dieser Untersuchung kann zu einer verbesserten Kenntnis des Zusammenhangs und folglich abweichenden funktionalen Beschreibungen führen. Zyklisches Kriechen und dessen Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit wurde bislang nicht explizit berücksichtigt. Eine Beschreibung des Kriechverhaltens, dessen Einfluss auf die Lebensdauer und ggf. Integration in die Beanspruchungssimulation kann die Abbildungsgüte von Spannungs-Dehnungs-Verläufen verbessern. Hinsichtlich der Treffsicherheit rechnerischer Lebensdauern ist den Gründen der sehr konservativen Abschätzung unter variablen Lastamplituden nachzugehen. Andere Beanspruchungs-Zeit-Funktionen oder Lastkollektivformen könnten Aufschluss geben. Als Alternative zur Bewertung der Beanspruchungshysterese können energiebasierte Ansätze, z.B. der Energieparameter nach Ellyin, zum Einsatz kommen.

Die "integrale Betrachtung" umfasst sowohl die metallurgische Kerbe, hervorgehend aus den unterschiedlichen Gefügen der Schweißzonen, als auch die geometrische Kerbe im Bereich des Nahtübergangs. Die anteilige Verteilung von Werkstoffzonen und die Ausprägung der Kerbe beeinflussen das zyklische Verhalten einer Schweißnaht. Das bedeutet, dass Größeneinflüssen eine erhöhte Relevanz zugeschrieben wird. Konkret sind die Abhängigkeit von der Blechdicke oder Schweißnahtdimensionen von Interesse. Zur Untersuchung der Übertragbarkeit stehen daher weitere Blechdicken, Schweißverfahren und Grundwerkstoffe, z.B. S1300QL oder Aluminium, im Fokus. Schließlich sollte angestrebt werden, die integrale Methode nicht nur für Stumpfnähte im Schweißzustand anzuwenden, sondern auf andere Schweißverbindungen, wie nachbehandelte Stumpfnähte oder Quersteifen, zu erweitern.

8 Literaturverzeichnis

[Ahre18] Ahrend, E.: Kurzzeitfestigkeit von Schweißverbindungen: Ein Verfahren zur Parameteridentifikation lokaler zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven bei Werkstoffinhomogenitäten auf Basis digitaler Bildkorrelation. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, TUprints, Darmstadt (2018)

- [Aich73] Aicher, W.: Markov-Analyse und Synthese einer Betriebsbelastung. Interner Bericht des IST, TU Stuttgart (1973)
- [ArFr66] Armstrong, P. J.; Frederick, C. O.: A Mathematical Representation of the Multiaxial Bauschinger Effect. C.E.G.B. interner Forschungsbericht RD/B/N731 (1966) nachgedruckt in: Materials at High Temperatures 24 (2007), Nr. 1, S. 1-26
- [ALLEGRO] LOEWE-Schwerpunkt "ALLEGRO": Hochleistungskomponenten aus Aluminiumlegierungen durch ressourcenoptimierte Prozesstechnoligien. LOEWE – LandesOffensive zur Entwicklung Wissenschaftlich-ökonomischer Exzellenz, Land Hessen (2018-2021) www.uni-kassel.de/projekte/allegro/startseite (zuletzt aufgerufen am 24.11.2019)
- [BaBr13] Baumgartner, J.; Bruder, T.: An efficient meshing approach for the calculation of notch stresses. Welding in the World 57 (2013), Nr. 1, S. 137-145 DOI: 10.1007/s40194-012-0005-
- [Basq10] Basquin, O.H.: The Exponential Law of Endurance Tests, American Society Test, Materials Proc., Vol. 10 (1910), S. 625-630
- [Bau+09] Baumgartner, J.; Störzel, K.; Bruder, T.: Fatigue Assessment of Seam Welded Thin Sheet Metals under Variable Amplitude Loading using Local Stress Approach. Konferenzband der 2nd International Conference on Material and Component Performance under Variable Amplitude Loading, 23.-26. März 2009, Darmstadt, S. 1241-1251
- [Bau+12] Baumgartner, J.; Bruder, T.; Hanselka, H.: Fatigue strength of laser beam welded automotive components made of thin steel sheets considering size effects. International Journal of Fatigue 34 (2012), S. 65-75 DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2011.01.022
- [Bau+15] Baumgartner, J.; Schmidt, H.; Ince, E.; Melz, T.; Dilger, K.: Fatigue assessment of welded joints using stress averaging and critical distance approaches. Welding in the World 59 (2015), Nr. 5, S. 731-742 – DOI: 10.1007/s40194-015-0248-x
- [Baum13] Baumgartner, J.: Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen und Größeneinflüssen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Fraunhofer Verlag, Stuttgart (2014)
- [Baum17] Baumgartner, J.: Review and considerations on the fatigue assessment of welded joints using reference radii. International Journal of Fatigue 101 (2017), S. 459-468 DOI: 10.1016/j.ijfa-tigue.2017.01.013
- [BäSe90] Bäumel, A.; Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading Supplement 1. Materials Science Monographs 61, Elsevier, Amsterdam (1990)
- [BaWa15] Baumgartner, J.; Waterkotte, R.: Rissinitiierung und Wahrscheinlichkeitsanalyse an Schweißverbindungen – Abschätzung der Lebensdauer von komplexen Strukturen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 46 (2015), Nr. 2, S. 123-135 (in Englisch) – DOI: 10.1002/mawe.201400367
- [Bec+86] Becker, H.; Brandis, H.; Küppers, W.: Zur Verfestigung instabil austenitischer nichtrostender Stähle und ihre Auswirkungen auf das Umformverhalten von Feinblechen. Thyssen Edelstahl, Technischer Bericht 2 (1986), Nr. 1, S. 35-54
- [Berg83] Bergmann, J.: Zur Betriebsfestigkeitsmessung gekerbter Bauteile auf Grundlage der örtlichen Beanspruchungen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt (1983)
- [Ber+06] Bergers, J.; Herion, S.; Höhler, S.; Müller, C.; Stötzel, J.: Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Krankonstruktionen bei Einsatz hoch- und ultrahochfester Stähle. Stahlbau 75 (2006), Heft 11, S. 897-915 – DOI: 10.1002/stab.200610100
- [Best91] Best, R.: Der Schadensparameter im Kerbgrundkonzept. Materialprüfung 33 (1991) 6, S. 184-188
- [BeSt14a] Berg, J., Stranghöner, N.: Fatigue strength of welded ultra high strength steels improved by high frequency hammer peening. 30th June 4th July 2014, Trondheim, Norway, in Procedia Materials Science 3 (2014), S. 71-76 DOI: 10.1016/j.mspro.2014.06.015
- [BeSt14b] Berg, J., Stranghöner, N.: Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Kerbdetails des Mobilkranbaus. Stahlbau 83 (2014), Heft 8, S. 553-563 – DOI: 10.1002/stab.201410180

[BeSt16]	Berg, J.; Stranghöner, N.: Fatigue behaviour of high frequency hammer peened ultra high strength steels. International Journal of Fatigue 82 (2016), S. 35-48 – DOI: 10.1016/j.ijfa-tigue.2015.08.012
[BHWS01]	Bacher-Höchst, M.; Werner, S.; Sonsino, C.M.: Schwingfestigkeit kaltumgeformter Fügestellen von Aluminiumgehäusen für Bremsregelsysteme. DVM-Bericht 128 "Fertigungsverfahren und Betriebsfestigkeit" (2001), Schaffhausen, S. 85-104
[Bis+14]	Bisping, J.R.; Peterwerth, B.; Bleicher, C.; Wagener, R.; Melz, T.: Fatigue life assessment for large components based on rainflow counted local strains using the damage domain. International Journal of Fatigue 68 (2014), S. 150-158 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.05.008
[Bjö+17]	Björk, T., Mettänen, H., Ahola, A., Lindgren, M.: Fatigue Strength Assessment of Duplex and Super-duplex Stainless Steels by 4R Method. International Institute of Welding (IIW), IIW-Doc. XIII-2683-17 (2017)
[BöHe82]	Böhm, J.; Heckel, K.: Die Vorhersage der Dauerschwingfestigkeit unter Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses. Zeitschrift für Werkstofftechnik 13 (1982), S. 120-128 (1982) – DOI: 10.1002/mawe.19820130408
[BoSe87]	Boller, C.; Seeger, T.: Materials Data for Cyclic Loading – Materials Science Monographs 42: Part A-E. Elsevier, Amsterdam (1987)
[BS7608]	British Standard BS 7608:2014+A1:2015: Guide to fatigue design and assessment of steel products. BSI Standards Limited; London, Second edition (2014)
[Bru+12]	Bruder, T.; Störzel, K.; Baumgartner, J.; Hanselka, H.: Evaluation of nominal and local stress based approaches for the fatigue assessment of seam welds. International Journal of Fatigue 34 (2012), S. 86-102 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2011.06.002
[BrVo09]	Bruder, T.; Vogt, M.: Gesamtbewertung der Clusterergebnisse. Festigkeit geschweißter Bau- teile, DVS-Berichte Band 256 (2009), S. 145-153
[Boro06]	Boroński, D.: Cyclic material properties distribution in laser-welded joints. International Journal of Fatigue 28 (2006), S. 346-354 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2005.07.029
[Boro15]	Boroński, D.: Testing low-cycle material properties with micro-specimens. Materials Testing 57 (2015) 2, S. 165-170 – DOI: 10.3139/120.110693
[Buca00]	Bucak, Ö.: Zum Ermüdungsverhalten von hoch- und höchstfesten Stählen. Stahlbau 69 (2000), Heft 4, S. 311-316 – DOI: 10.1002/stab.200000910
[Buc+13]	Bucak, Ö.; Grotmann, D.; Gundel, W.; Heise, FJ.: 20 Jahre technisch-wissenschaftlicher Er- fahrungsaustausch im Praktikergespräch: Ein geschichtlicher Rückblick. Stahlbau 82 (2013), Heft 4, S. 233-235 – DOI: 10.1002/stab.201310043
[Buxb92]	Buxbaum, O.: Betriebsfestigkeit – Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchge- fährdeter Bauteile. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1992 (2. Auflage) – ISBN 3-514-00437- 4
[Bux+86]	Buxbaum, O.; Grubišić, V.; Huth, H.; Schütz, D.: Betriebsfestigkeit – Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile. Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1986 (1. Auflage) – ISBN 3–514–00376–9
[Bux+91]	Buxbaum, O.; Klätschke, H.; Oppermann, H.: Effect of loading sequence on the fatigue life of notched specimens made from steel and aluminium alloys. Applied Mechanics Reviews 44 (1991), Nr. 1, S. 27-35 – DOI: 10.1115/1.3119493
[Chab74]	Chaboche, JL.: Une loi différentielle d'endommagement de fatigue avec cumulation non li- néaire. Revue Francaise de Mécanique 50/51 (1974); englische Übersetzung in Annales de l'IBTP, HS 39 (1977)
[Chab81]	Chaboche, JL.: Continuous Damage Mechanics – A Tool to Describe Phenomena before Crack Initiation. Nuclear Engineering and Design 64 (1981), S. 233-247
[Chab88a]	Chaboche, JL.: Continuum Damage Mechanics: Part I – General Concepts. Journal of Applied Mechanics (ASME) 55 (1988), Nr. 3, S. 59-64 – DOI: 10.1115/1.3173661
[Chab88b]	Chaboche, JL.: Continuum Damage Mechanics: Part II – Damage Growth Crack Initiation and Crack Growth. Journal of Applied Mechanics (ASME) 55 (1988), Nr. 3, S. 65-72 – DOI: 10.1115/1.3173662
[ChLe88]	Chaboche, JL., Lesne, P. M.: A Non-Linear Continuous Fatigue Damage Model. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 11 (1988), Nr. 1, S. 1-17 – DOI: 10.1111/j.1460-2695.1988.tb01216.x
[Coff54]	Coffin, L.A.: A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stress on a Ductile Metal, Transactions ASME (1954), Nr. 76, S. 931-950

[Datt94]	Dattoma, V.: Prediction of the Fatigue Life of Laser Welded Stainless Steel Joints. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 17 (1994), Nr. 11, S. 1335-1342
[deJ089] [deJ082]	de Jonge, J.B.: <i>NER-Rep.</i> TR 69003 69003 0, 1909 de Jonge, J.B.: The analysis of load time histories by means of counting methods. <i>NLR-Rep.</i>
[Dem+01]	Demofonti, G.; Riscifuli, S.; Sonsino, C.M.; Kaufmann, H.; Sedlacek, G.; Müller, C.; Hanus, F.; Wegmann, H.G.: High-strength steels in welded state for lightweight constructions under high and variable stress peaks, Directorate-General for Research, Information and Communication Unit; European Commission, Brüssel (2001); EGKS EUR 19989 EN; ISBN-N0: 92-894-1588- 6
[DIN1990]	DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010. Beuth Verlag; Berlin (2010)
[DIN1993]	DIN EN 1993-1-9: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauteilen – Teil 1-9: Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009. Beuth Verlag GmbH, Brüssel (2010)
[DIN1999]	DIN EN 1999-1-3: Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumtragwerken – Teil 1-3: Ermüdungsbeanspruchte Tragwerke; Deutsche Fassung EN 1999-1-3:2007 + A1:2011. Beuth Verlag GmbH, Brüssel (2011)
[DIN5817]	DIN EN ISO 5817: Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) - Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:2014); Deutsche Fassung EN ISO 5817:2014. Beuth Verlag; Berlin, (2014)
[DIN10025-2]	DIN EN 10025-2: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbe- dingungen für unlegierte Baustähle; Deutsche Fassung prEN 10025-2:2011. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2011)
[DIN10025-3]	DIN EN 10025-3: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 3: Technische Lieferbe- dingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle; Deutsche Fassung prEN 10025-3:2011. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2011)
[DIN10025-4]	DIN EN 10025-4: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 4: Technische Lieferbe- dingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle; Deutsche Fassung prEN 10025-4:2011. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2011)
[DIN10025-6]	DIN EN 10025-6: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 6: Technische Lieferbe- dingungen für Flacherzeugnisse aus Stählen mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand; Deutsche Fassung prEN 10025-6:2011. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2011)
[DIN10027]	DIN EN 10027-1: Bezeichnungssysteme für Stähle – Teil 1: Kurznamen; Deutsche Fassung EN 10027-1:2016. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2017)
[DIN13001]	DIN EN 13001-3-1: Krane – Konstruktion allgemein – Teil 3-1: Grenzzustände und Sicherheitsnachweis von Stahltragwerken; Deutsche Fassung EN 13001-3-1:2012+A1:2013. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2013)
[DIN16834]	DIN EN ISO 16834: Schweißzusätze - Drahtelektroden, Drähte, Stäbe und Schweißgut zum Schutzgasschweißen von hochfesten Stählen - Einteilung (ISO 16834:2012); Deutsche Fassung EN ISO 16834:2012. Beuth Verlag GmbH, Berlin (2012)
[Doeg98]	Doege, E.: Einfluss des Faserverlaufs auf die Schwingfestigkeit und die mechanischen Eigen- schaften eines unlegierten Vergütungsstahl in Abhängigkeit vom Schwefelgehalt, Umformgrad und von der Umformtemperatur. Universität Hannover, Abschlussbericht (1987)
[Dürr07]	Dürr, A.: Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung der UIT-Nachbehandlung. Dissertation, Universität Stuttgart, Mitteilungen des In- stituts für Konstruktion und Entwurf, Nr.2006-3, Stuttgart (2007)
[DVS0905]	Merkblatt DVS 0905: Industrielle Anwendung des Kerbspannungskonzeptes für den Ermü- dungsfestigkeitsnachweis von Schweißverbindungen. DVS Media GmbH, Düsseldorf (2017)
[EiMa95]	Eigenmann, B.; Macherauch, E.: Röntgenographische Untersuchung von Spannungszuständen in Werkstoffen – Teil 1. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 26 (1995), S. 148-160
[Eibl03]	Eibl, M.: Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2003
[elD+12a]	el Dsoki, C.; Tomasella, A.; Hanselka, H.; Kaufmann, H.: Einfluss der Versuchsunterstützung auf die Abschätzungsgenauigkeit mittels künstlich neuronaler Netze. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 43 (2012), Nr. 6, S. 544-552

[elD+12b]	el Dsoki, C.; Tomasella, A.; Hanselka, H.; Kaufmann, H.: Einfluss der Netztopologie der künst- lich neuronalen Netze auf das Ergebnis der Abschätzung zyklischer Kennwerte. Materialwis- senschaft und Werkstofftechnik 43 (2012), Nr. 8, S. 681-686
[EuKo00]	Eulitz, KG.; Kotte, K.L.: Damage Accumulations – Limitations and Perspectives for Fatigue Life Assessment. Konferenzband der <i>Materials Week</i> , 2528. September 2000, München
[Eul+05]	Eulitz, KG.; Heuler, P.; Kotte, K.L.: Lebensdauerabschätzung von Schweißverbindungen unter variablen Amplituden – Berechnung und Experiment. Festigkeit geschweißter Bauteile, DVS-Berichte Band 236 (2005), S. 36-42
[Exe+10]	Exel, N.; Türk, M.; Hanselka, H.; Groche, P.; Schnitzler, V.: Einfluss von Faserverlauf und Gefüge auf die Schwingfestigkeit warmmassivumgeformter AFP-Stähle. Abschlussbericht, Forschungsgesellschaft Stahlverformung e. V., Darmstadt, 2010
[Exe+11]	Exel, N.; Kaufmann, H.; Hanselka, H.: Studie zur Schwingfestigkeit von Vergütungs- und AFP- Stahl mit vergleichbarem Faserverlauf bei Spannungskonzentrationen. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. 218506 (2011)
[Fara13]	Farajian, M.: Welding residual stress behavior under mechanical loading. Welding in the World 57 (2013), Nr. 2, S. 157-169 – DOI: 10.1007/s40194-013-0024-8
[FaYa98]	Fatemi, A.; Yang, L.: Cumulative fatigue damage and life prediction theories: a survey of the state of the art for homogenous materials. International Journal of Fatigue 20 (1998), Nr. 1, S. 9-34 – DOI: 10.1016/S0142-1123(97)00081-9
[FEM5004]	FEM 5.004: Regeln für die Berechnung von Stahltragwerken von Fahrzeugkranen für allge- meine Verwendung. Technischer Ausschuss "Fahrzeugkrane" der Fédération Européenne de la Manutention, 2. Ausgabe (1994)
[Fie+16]	Fiedler, M.; Varfolomeev, I.; Wächter, M.: Richtlinie Nichtlinear – Rechnerischer Bauteilfestig- keitsnachweis unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoff-Verformungsverhaltens. Ab- schlussbericht, FKM-Vorhaben Nr. 301, Heft 326, Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., Frankfurt a. M., 2016
[Fie+18]	Fiedler, M.; <i>et al.</i> : FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werkstoff-Verformungsverhaltens. Herausgeber: Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt / Main, 2018 (unveröffentlicht)
[Fisc17]	Fischer, Christian: Einfluss der Versuchsfrequenz auf die Wöhlerlinie der Aluminiumknetlegie- rung EN AW-6060. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, TUprints, Darmstadt (2017)
[Fri+04]	Fricke, W.; Doerk, O.; Weißborn, C.: Vergleich verschiedener Berechnungsmethoden für Strukturspannungen an Schweißkonstruktionen. Konstruktion 56 (2004) 10, S. 85-91
[Fric12]	Fricke, W.: IIW Recommendations for the Fatigue Assessment of Welded Structures By Notch Stress Analysis: IIW-2006-09. Woodhead Publishing (2012) – DOI: 10.1533/9780857098566 – ISBN: 978-0-85709-855-9
[Gaßn77]	Gaßner, E.: Fatigue Resistance of Various Materials under Random Loading. Konferenzband des <i>9th ICAF-Symposiums</i> "Fatigue Life of Structures under Operational Loads", 1977, Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmsadt, S. 3.5/1-34
[Gaß+64]	Gaßner, E.; Griese, F.W.; Haibach, E.: Ertragbare Spannungen und Lebensdauer einer Schweißverbindung aus Stahl St 37 bei verschiedenen Formen des Beanspruchungskollektivs. Archiv für das Eisenhüttenwesen 35 (1964), Heft 3, S. 255-267
[Gaßn54]	Gaßner, E.: Betriebsfestigkeit – Eine Bemessungsgrundlage für Konstruktionsteile mit statis- tisch wechselnden Betriebsbeanspruchungen. Konstruktion 6 (1954), Heft 3, S. 97-104
[GeWe04]	Gerster, P., Wegmann, H.: Besonderheiten beim Schneiden und Schweißen hochfester Fein- kornbaustähle bis 1100 N/mm ² . Sondertagung "Schweißen im Anlagen- und Behälterbau", 10. – 13. Februar 2004, München, S. 75-82
[Gnil80]	Gnilke, W.: Lebensdauerberechnung der Maschinenelemente. VEB Verlag Technik, Berlin (1980)
[GoEl87]	Golos, K.; Ellyin, F.: Generalization of cumulative damage criterion to multilevel cyclic loading. Theoretical and Applied Fracture Mechanics 7 (1987), Nr. 3, S. 169-176 – DOI: 10.1016/0167-8442(87)90032-2
[GoEl88]	Golos, K.; Ellyin, F.: A total strain energy density theory for cumulative fatigue damage. ASME Journal of Pressure Vessel Technology 110 (1988), Nr. 1, S. 36-41 – DOI: 10.1115/1.3265565

[GoEl89]	Golos, K.; Ellyin, F.: Total strain energy density as a fatigue damage parameter. In: Branco, C. M.; Rosa, L. G.: Advances in Fatigue Science and Technology, Proceedings of the NATO Advanced Study Institute series, Volume 159, Springer, Dordrecht (1989), S. 849-859 – DOI: 10.1007/978-94-009-2277-8 / ISBN: 978-94-010-7521-3
[Greu05]	Greuling, S.: Dauerfestigkeitsberechnung autofrettierter innendruckbelasteter Bauteile mit Bohrungskreuzungen unter Berücksichtigung stehen bleibender Risse. Dissertation, Techni- sche Universität Darmstadt, Darmstadt (2005) – ISBN 978-3-939195-01-6
[Grov60]	Grover, H.J.: An Observation Concerning the Cycle Ratio in Cumulative Damage. Symposium on Fatigue of Aircraft Structures (1959), ASTM STP 274 (1960), S. 120-124
[GrSo92]	Grubišić, V., Sonsino, C.M.: Einflussgrößen der Betriebsfestigkeit geschmiedeter Bauteile. VDI-Zeitung 134 (1992), Nr. 11, S. 105/12
[GuHa15]	Gundel, W., Harrer, T.: Laserstrahlschweißen bei Schweißkonstruktionen aus hochfesten Feinkornbaustählen. DVS-Berichte Band 315 (2015), S. 689-694
[Gün+73]	Autorenkollektiv (Federführung: Günther, W.): Schwingfestigkeit. 1. Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig (1973)
[GuZe99]	Gudehus, H., Zenner, H.: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung – Empfehlung zur Le- bensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen. 4. Auflage, Verein zur Förderung der For- schung und Anwendung von Betriebsfestigkeits-Kenntnissen in der Eisenhüttenindustrie (VBFEh) im Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), Düsseldorf (1999)
[Haib06]	Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 2006 (3. Auflage) – ISBN 3-540-29363-9
[Haib89]	Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung. Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg, 1989 (1. Auflage)
[Haib70]	Haibach, E.: Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung. Fraunhofer LBF, Darmstadt, Technische Mitteilungen TM Nr. 50/70 (1970)
[Haig15]	Haigh, B. P.: Report on alternating stress tests of a sample of mild steel. BASC rep. 85, Brit. Ass. Stress Committee, Manchester (1915), S. 163-170
[HaLe75]	Haibach, E., Lehrke, H.P.: Das Verfahren der Amplituden-Transformation. Fraunhofer LBF, Darmstadt, Bericht Nr. FB-125 (1975)
[Ham+00]	Hamme, U.; Hauser, J.; Kern, A.; Schriever, U.: Einsatz hochfester Baustähle im Mobilkranbau. Stahlbau 69 (2000), Heft 4, S. 295-305 – DOI: 10.1002/stab.200000890
[Hank70]	Hanke, M.: Eine Methode zur Beschreibung der Betriebslastkollektive als Grundlage für Betriebsfestigkeitsversuche. Automobiltechnische Zeitschrift ATZ 72 (1970), Heft 3, S. 91-97
[Hats04]	Hatscher, A.: Abschätzung der zyklischen Kennwerte von Stählen. Dissertation, TU Clausthal (2004)
[Hat+07]	Hatscher, A.: Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten. Materials Testing 49 (2007) 3, S. 81-93
[Heit81]	Heitmann, H.H.: Vorhersage der technischen Anrißlebensdauer unter Berücksichtigung des Verhaltens von Mikrorissen. Dissertation, TH Aachen (1981)
[Hel+14]	Hell, M.; Wagener, R.; Melz, T.: Werkstoffbasierte Lebensdauerabschätzung von Schmiedebauteilen aus Stahl und Aluminium. SchmiedeJOURNAL, März 2014, S. 26-29
[Hel+15]	Hell, M.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Fatigue design with respect to component re- lated cyclic material behaviour and considerations of size effects. Procedia Engineering 133 (2015), S. 389-398 – DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.665
[Hel+17]	Hell, M.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Effect of the Material Modeling and the Exper- imental Material Characterisation on Fatigue Life Estimation within Strain-based Fatigue As- sessment Approaches. Konferenzband der <i>7th Engineering Integrity Society International Con-</i> <i>ference on Durability and Fatigue</i> (Fatigue 2017), 35. Juli 2017, Cambridge, S. 82-91
[Hen+14]	Hensel, J.; Nitschke-Pagel, T.; Dilger, K.; Schönborn, S.: Residual Stresses and Fatigue Behavior of High Strength Structural Steels with Fillet Welded Longitudinal Stiffeners. HTM Journal of Heat Treatment and Materials 69 (2014) 1, S. 14-23
[Hin+11]	Hinkelmann, K., Müller, C., Masendorf, R., Esderts, A.: Extrapolation von Beanspruchungskol- lektiven. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 43 (2012), Nr. 10, S. 851-863
[Hin+12]	Hinkelmann, K.; Esderts, A.; Zenner, H.: Verbesserung der Lebensdauerabschätzung durch Berücksichtigung des Lebensdauervielfachen. Technical Report Series, Fac3-11-02, Technische Universität Clausthal (2011)

[Hobb16]	Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. IIW document IIW-2259-15 ex XIII-2460-13/XV-1440-13, Second Edition, International Institute of Welding, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg (2016) – ISBN 978–3–319–23756–5
[Hult79]	Hult, J.: Continuum Damage Mechanics – Capabilities Limitaitons and Promises. Mechanisms of Deformation and Fracture, Pergamon, Oxford, 1979, S. 233-347
[Hrab19]	Hrabowski, J.: Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich. Dissertation, Karlsruher Institut für Technologie, KIT Scientific Publishing, Karlsruhe (2019)
[Kach58]	Kachanov, L.M.: Zeitlicher Ablauf des Bruchprozesses unter Kriechbedingungen. Izv. Akad. Nauk, SSR, Otd. Tekh. Nauk. 8 (1958), S. 26-31
[Kach86]	Kachanov, L.M.: Introduction to Continuum Damage Mechanics. Martius Nijhoff, Dordrecht (1986)
[KaTo13]	Karakas, Ö.; Tomasella, A.: Fatigue life estimation of non-penetrated butt weldments in light metals by artificial neural network approach. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 44 (2013), Nr. 12, S. 847-855
[KaVo11]	Kaffenberger, M.; Vormwald, M.: Anwendung des Kerbspannungskonzeptes auf die reale Ge- ometrie von Schweißnahtenden. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 42 (2011), Nr. 4, S. 289-297
[KaKa15]	Kamaya, M.; Kawakubo, M.: Loading sequence effect on fatigue life of Type 316 stainless steel. International Journal of Fatigue 81 (2015), S. 10-20 – DOI: 10.1016/j.ijfa-tigue.2015.07.009
[Kau+05]	Kaufmann, H.; Sonsino, C. M.; Demofonti, G.; Riscifuli, S.: High-Strength Steels in Welded State for Light-Weight Constructions under High and Variable Stress Peaks. Konferenzbeitrag der 1 <i>th Engineering Integrity Society International Conference on Super-High Strength Steels</i> , 24. November 2005, Rom
[Kau+08]	Kaufmann, H.; Sonsino, C. M.; Demofonti, G.; Riscifuli, S.: High-Strength Steels in Welded State for Light-Weight Constructions under High and Variable Stress Peaks. Steel Research International 79 (2008) 5, S. 382-389 – DOI: 10.2374/SRI06SP151-79-2008-382
[KiHa15]	Kirschbaum, M.; Hamme, U.: Einsatz von hochfesten Feinkornbaustählen im Kranbau. Stahl und Eisen 135 (2015), Nr. 5, S. 69-74
[Kloo76]	Kloos, K. H.: Einfluß des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestig- keit. VDI-Berichte Nr. 268 (1976), S. 63-76
[Kloo89]	Kloos, K. H.: Kerbwirkung und Schwingfestigkeitseigenschaften. DVM-Bericht 115 "Kerben und Betriebsfestigkeit" (1989), Berlin, S. 7-40
[KIOp88]	Klätschke, H.; Oppermann, H.: Zum Reihenfolgeeinfluss der Belastungen auf die Lebensdauer schwingbruchgefärdeter Bauteile. Fraunhofer LBF, Darmstadt, Bericht Nr. TB-180 (1988), S. 17-30
[Köh+12]	Köhler, M.; Jenne, S.; Pötter, K.; Zenner, H.: Zählverfahren und Lastannahme in der Betriebs- festigkeit, Springer-Verlag, Berlin/Heidelberg (2012) – ISBN 978–3–642–13163–9
[Kork08]	Korkmaz, S.: Extension of the Uniform Material Law for High Strength Steels. Master Thesis, Bauhaus Universität, Weimar, 2008
[KuEl84]	Kujawski, D.; Ellyin, F.: A cumulative damage theory of fatigue crack initiation and propagation. International Journal of Fatigue 6 (1984), Nr. 2, S. 83-88 – DOI: 10.1016/0142-1123(84)90017- 3
[Kugu61]	Kuguel, R.: A Relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume. ASTM Proceedings 61 (1961), S. 732-744
[Kuh+05a]	Kuhlmann, U.; Bergmann, J.; Dürr, A.; Thumser, R.; Günther, HP.; Gerth, U.: Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von geschweißten höherfesten Baustählen durch Anwendung von Nachbehandlungsverfahren. Stahlbau 74 (2005) Heft 5, S. 358-365 – DOI: 10.1002/stab.200590066
[Kuh+05b]	Kuhlmann, U.; Dürr, A.; Schröter, F.: Hochfeste Feinkornbaustähle im Stahlbau: Anwendung im Stahlbau insbesondere unter Berücksichtigung der Ermüdungsfestigkeit geschweißter Konstruktionen. DVS-Berichte Nr. 236 (2005), S.130-135
[Lai+13]	Laitinen, R.; Valkonen, I.; Kömi, J.: Influence of the base material strength and edge preparation on the fatigue strength of the structures made by high and ultra-high strength steels. Procedia Engineering 66 (2013), S. 282-291 – DOI: 10.1016/j.proeng.2013.12.083
[Lamb55]	Lambie, B.J.: The strain range counter. Vickers Armstrongs Ltd VTO/M/416 (1955)

[Lan+14]	Lanz, C., Wagener, R., Melz, T.: FasTest – Fatigue Related Application Specific Testing Solutions. In: Baumgartner, J. (Hrsg.); Melz, T. (Hrsg.): Proceedings of the 4th Symposium on Structural Durability in Darmstadt SoSDiD. Stuttgart: Fraunhofer Verlag, 2014. – ISBN 978–3–8396–0734–3
[Lan+69]	Landgraf, R.W.; Morrow, J.D.; Endo, T.: Determination of the Cyclic Stress-Strain Curve. Journal of Materials (1969), Nr. 4, S. 176-188
[Lang37]	Langer, B.F.: Fatigue Failure From Stress Cycles of Varying Amplitude. Journal of Applied Mechanics 4 (1937), Nr. 4, S. A-160-A-162
[Lang79]	Lang, O.: Dimensioning of complex steel components in the fatigue strength for finite life and infinite life ranges. GERMAN Z Werkstofft 10 (1979), 1, S. 24-29 – Technische Mitteilung Nr. 47/69, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt (1969)
[Law+81]	Lawrence. F.V.; Ho, NJ.; Mazumdar, P.K.: Predicting the Fatigue Resistance of Welds. Annual Review of Materials Science Vol. 11 (1981), S. 401-425
[Lei+12]	Leitner, M.; Stoschka, M.; Schanner, R.; Eichlseder, W.: Influence of high frequency peening on fatigue of high-strength steels. FME Transactions 40 (2012), Nr. 3, S. 99-104
[Lei+15a]	Leitner, M.; Gerstbrein, S.; Ottersböck, M.; Stoschka, M.: Fatigue strength of HFMItreated high- strength steel joints under constant and variable amplitude block loading. Procedia Engineer- ing 1301 (2015), S. 251-258 – DOI: 10.1016/j.proeng.2015.02.036
[Lei+15b]	Leitner, M.; Gerstbrein, S.; Ottersböck, M.; Stoschka, M.: Fatigue strength of HFMI-treated and stress-relief annealed high-strength steel weld joints. Procedia Engineering 133 (2015), S. 477-484 – DOI: 10.1016/j.proeng.2015.12.618
[LeCh85]	Lemaitre, J.; Chaboche, J. L.: Mécanique des Matériaux Solides. Dunod & Bordes, Paris (1985)
	Englischsprachige Version: Mechanics of solid materials. Cambridge University Press, Cambridge (1990)
[LeEl84]	Lefebvre, D.; Ellyin, F.: Cyclic response and inelastic strain energy in low cycle fatigue. Inter- national Journal of Fatigue 6 (1984), Nr. 1, S. 9-15 – DOI: 10.1016/0142-1123(84)90003-3
[Lema86]	Lemaitre, J.: Local approach to fracture. Engineering Fracture Mechanics 25 (1986), S. 523- 537 – DOI: 10.1016/0013-7944(86)90021-4
[Lema92]	Lemaitre, J.: A Course on Damage Mechanics. Springer-Verlag, Berlin, 1992 und 1996 (1. und 2. Auflage) –
[LePI79]	Lemaitre, J.; Plumtree, A.: Application of damage concepts to predict creep-fatigue failures. Transactions ASME 101 (1979), S. 284-288
[Lil+16]	Lilliemäe, I.; Remes, H.; Liinalampi, S.; Itävuo, A.: Influence of weld quality on the fatigue strength of thin normal and high strength steel butt joints. Welding in the World 60 (2016), Nr. 4, S. 731-740 – DOI: 10.1007/s40194-016-0326-8
[Lipp69]	Lipp, W.: Zuverlässigere Lebensdauerangaben durch bessere Durchmischung der Lasten im 8-Stufen-Programmversuch. Zeitschrift für Werkstofftechnik 10 (1979), Nr. 1, S. 24-29
[LoHu84]	Lowak, H.; Huth, H.: Reihenfolgeeinflüsse in der Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase. Fraunhofer LBF, Darmstadt, Bericht Nr. TB-171 (1984), S. 105-122
[Lowa74]	Lowak, H.: Erstellung zyklischer Spannungs-Dehnungs-Schaubilder für die Werkstoffe TiAl6V4, Ti685, Inconel 718 und Wespaloy. Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, LBF-Bericht Nr. 3127 (1974), unveröffentlicht
[Mac+73]	Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.; Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. HTM 28 (1973), S. 201-211
[MaEn68]	Matsuishi, M.; Endo, T.: Fatigue of metals subjected to varying stress (in Japanisch). <i>Paper Japan Soc. Mech. Eng.</i> , Fukuoka, Japan, März 1968
[MaHo85]	Mang, H.; Hofstetter, G.: Festigkeitslehre. Springer-Verlag, Wien (2000)
[MaSt54]	Marco, S.M.; Starkey, W.L.: A concept of fatigue damage. Transactions of the ASME 76 (1954), Nr. 4, S. 627–632
[MaWo85]	Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe. In: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., Oberursel, 1985, Kapitel Eigenspannungen und Ermüdung, S. 237-283
[Man+00]	Mang, F.; Herion, S.; Sedlacek, G.; Müller, C.; Kästner, M.: Bemessungsregeln zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Krankonstruktionen – Klassifizierung von kranbauspezifischen Kerbdetails. Forschungsbericht P 293, Studiengesellschaft Stahlanwendung e.V., Düsseldorf (2000)

[Man+61]	Manson, S.S.; Nachtigall, A.J.; Freche, J.C.: A proposed new relation for cumulative fatigue damage in bending. Proceedings ASTM 61 (1961), S. 679-703
[MaHa81]	Manson, S.S.; Halford, G.R.: Practical implementation of the double-linear damage rule and damage curve approach for treating cumulative fatigue damage. International Journal of Fracture 17 (1981), Nr. 2, S. 169-192
[Mans53]	Manson, S.S.: Behavior of Materials Under Conditions of Thermal Stress. NACA Technical Note 2933 (1953)
[Mans65]	Manson, S.S.: Fatigue: A Complex Subject – Some Simple Approximations. Experimental Mechanics 5 (1965), Nr. 7, S. 193-226
[Man+65]	Manson, S.S.; Nachtigall, A.J.; Ensign, C.R.; Freche, J.C.: Further investigation of a relation for cumulative fatigue damage in bending. Journal of Engineering Industries (ASME) 87 (1965), Nr. 1, S. 23-35
[Mans66]	Manson, S.S.: Interfaces between Fatigue, Creep and Fracture. Journal of Fatigue of Fracture Mechanics 2 (1966), S. 327-363
[Man+67]	Manson, S.S.; Freche, J.C.; Ensign, C.R.: Application of a double linear damage rule to cumulative damage. ASTM STP 415 (1967), S. 384-412
[Mans79]	Manson, S.S.: Inversion of the Strain-life and Strain-stress Relationships for Use in Metal Fa- tigue Analysis. Journal of Fatigue of Engineering Materials and Structures 1 (1979), S. 37-57
[MaZe05]	Marquardt, C.; Zenner, H.: Lifetime calculation under variable amplitude loading with the application of artificial neural networks. International Journal of Fatigue 27 (2005), Nr. 8, S. 920-927 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2004.12.010
[Mel+15]	Melz, T.; Möller, B.; Baumgartner, J.; Ummenhofer, T.; Herion, S.; Hrabowski; J.; Henkel, J.; Boos, B.; Baier, E.: Erweiterung des örtlichen Konzeptes zur Bemessung von LCF-bean- spruchten geschweißten Kranstrukturen aus hochfesten Stählen. Forschungsbericht P 900, Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V., Düsseldorf, 2015
[Mine45]	Miner, M.A.: Cumulative damage in fatigue. Journal of Applied Mechanics 12 (1945), Nr. 3, S. A159-A164
[Möl+13]	Möller, B.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Hanselka, H.; Hrabowski, J.; Herion, S.; Ummenhofer, T.: Fatigue Life Approach Method for Welded High-strength Fine-grained Steels in the LCF Regime. Konferenzband der <i>Seventh International Conference on Low Cycle Fatigue</i> (LCF7), 911. September 2013, Aachen, S. 507-512
[Möl+15a]* ⁾	Möller, B.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Fatigue life and cyclic material behavior of butt welded high-strength steels in the LCF regime. Materials Testing 57 (2015) 2, S. 141-148 – DOI: 10.3139/120.110691
[Möl+15b]* ⁾	Möller, B.; Wagener, R.; Hrabowski, J.; Ummenhofer, T.; Melz, T.: Fatigue life of welded high- strength steels under Gaussian loads. Procedia Engineering 101 (2015), S. 293-301 – DOI: 10.1016/j.proeng.2015.02.035
[Möl+15c]* ⁾	Möller, B.; Baumgartner, J.; Steege, H.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Betriebsfeste Bemessung von LCF-beanspruchten MAG-Schweißverbindungen für den Einsatz im Kranbau. DVS-Berichte Band 315 (2015), S. 38-44
[Möl+15d]* ⁾	Möller, B.; Baumgartner, J.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Bemessung zyklisch bean- spruchter Schweißverbindungen aus höchst- und ultrahochfesten Stählen. Stahlbau 84 (2015), Heft 9, S. 620-628 – DOI: 10.1002/stab.201510303
[Möl+17a]* ⁾	Möller, B.; Tomasella, A.; Wagener, R.; Melz, T.: Cyclic Material Behavior of High-Strength Steels Used in the Fatigue Assessment of Welded Crane Structures with a Special Focus on Transient Material Effects, SAE International Journal of Engines 10 (2017), Nr. 2, S. 331-339 – DOI: 10.4271/2017-01-0342
[Möl+17b]	Möller, B.; Wagener, R.; Baumgartner, J.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Fatigue Life Assessment of Welded Joints by the Notch Strain Concept Considering Transient Effects of the Cyclic Material Behaviour. Konferenzband der <i>5th International Conference on Steels in Cars and Trucks</i> (SCT2017), 1822. Juni 2017, Amsterdam-Schiphol
[Möl+17c]	Möller, B.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Fatigue Life Assessment of High-strength Steels Butt Welds by the Notch Strain Approach Considering the Elastic-plastic Behavior. Konferenzband der <i>Eighth International Conference on Low Cycle Fatigue</i> (LCF8), 2729. Juni 2017, Dresden, S. 445-450

^{*)} Bei den markierten Quellen handelt es sich um referierte Veröffentlichungen des Verfassers dieser Arbeit

[Möl+17d]* ⁾	Möller, B.; Baumgartner, J.; Wagener, R.; Kaufmann, H.; Melz, T.: Low cycle fatigue life assessment of welded high-strength structural steels based on nominal and local design concepts. International Journal of Fatigue 101 (2017), S. 192-208 – DOI: 10.1016/j.ijfa-tigue.2017.02.014
[Möl+18]* ⁾	Möller, B.; Seyfried, B.; Wagener, R.; Knödel, P.; Melz, T.; Ummenhofer, T.: Betriebsfestigkeit lasergeschweißter Stumpfnähte für den Einsatz in Kranstrukturen am Beispiel des Feinkornbaustahls S1100QL. Konferenzband der Tagung Werkstoffprüfung 2018 "Werkstoffe und Bauteile auf dem Prüfstand", 6./7. Dezember 2018, Bad-Neuenahr, S. 195-200
[Morg06]	Morgenstern, C.: Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweiß- verbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn (AW-5083) und der warm- ausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6). Dissertation, Technische Universität Darmstadt, 2006
[Morr65]	Morrow, J.D.: Cyclic Plastic strain Energy and Fatigue of Metals, Internal Friction, Damping and Cyclic Plasti city. Special Technical Publication No. 378, ASTM (1965), S. 45-87
[Morr68]	Morrow, J.D.: Fatigue Properties in Metals. Fatigue Design Handbook, Advances in Engineer- ing, Volume 4 (Ed.: Graham, J.A.), Section 3.2 (1968), S. 21-29
[Neub36]	Neuber, H.: Theorie der technischen Formzahl. Forschung im Ingenieurwesen 7 (1936) 6, S. 271–274
[Neub58]	Neuber, H.: Kerbspannungslehre. Springer-Verlag, Berlin 1937, 1958 u. 1985 (1., 2. u. 3. Auflage)
[Neub68a]	Neuber, H.: Über die Dauerfestigkeit bei Spannungskonzentration. VDI-Berichte Nr. 129 (1968), S. 5-8
[Neub68b]	Neuber, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberech- nungen. Konstruktion 20 (1968), Heft 7,S. 245-251
[Nie+16]	Niemi, E.; Fricke, W.; Maddox, S.J.: Structural Hot-spot Stress Approach to Fatigue Analysis of Welded Components – Designer's Guide. International Institute of Welding (IIW), IIW-Doc. XIII-2639r1-16/XV- 1521r1-16, 2 nd Edition (2016)
[NyBj15]	Nykänen, T.; Björk, T.: Assessment of fatigue strength of steel butt-welded joints in as-welded condition – alternative approaches for curve fitting and mean effect analysis. Marine Structures 44 (2015), S. 288-310 – DOI: 10.1016/j.marstruc.2015.09.005
[NyBj16]	Nykänen, T.; Björk, T.: A new proposal for assessment of the fatigue strength of steel butt- welded joints improved by peening (HFMI) under constant amplitude tensile loading. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 39 (2016), Nr. 5, S. 566-582 – DOI: 10.1111/ffe.12377
[Oli+89]	Olivier, R.; Koettgen, V.B.; Seeger, T.: Schweißverbindungen I - Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf Grundlage örtlicher Beanspruchungen. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt, Forschungsheft 143 (1989)
[OIRi79]	Olivier, R.; Ritter, W.: Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen – Teil 1: Stumpfstoß – Einheitliche statistische Auswertung von Ergebnissen aus Schwingfestigkeits- versuchen. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., Düsseldorf, DVS-report no. 56/I (1979)
[OISe89]	Olivier, R.; Seeger, T.: Einfluss des Nahtanstiegswinkels auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen – Einheitliche Auswertung im Schrifttum veröffentlichter Versuchser- gebnisse. Technische Universität Darmstadt, Fachgebiet Werkstoffmechanik, FF – 2 / 1989 (1989)
[P1203]	Forschungsprojekt P1203 "KranlaSt": Bemessung von Kranstrukturen aus laserstrahl- und la- serhybridgeschweißten höchst- und ultrahochfesten Stählen. AiF-Forschungsvorhaben IGF- Nr. 19272 N der Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V., Düsseldorf (2017-2019)
[PaEr63]	Paris, P.; Erdogan, F.: A Critical Analysis of Crack Propagation Laws. Journal of Basic Engineering 85 (1963), S. 528-534
[Palm24]	Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. VDI-Zeitung 68 (1924), Nr. 14, S. 339-341
[Put+06]	Puthli, R.; Herion, S.; Bergers, J.; Sedlacek, G.; Müller, C.; Stötzel, J.; Höhler, S.; Bucak, Ö.; Lorenz, J.: Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Krankonstruktionen bei Einsatz hoch- und ultra-hochfester Stähle. Forschungsbericht P 512, Forschungsvereinigung Stahlanwen- dungen e.V., Düsseldorf (2006)
[Rabo69]	Rabotnov, Y.N.: Creep Problem in Structural Members. North Holland, Amsterdam (1969)

^{*)} Bei den markierten Quellen handelt es sich um referierte Veröffentlichungen des Verfassers dieser Arbeit

[Rad+06]	Radaj, D.; Sonsino, C. M.; Fricke, W.: Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches. Cambridge, 2 nd Edition, Woodhead Publ. (2006); (überarbeitete und erweiterte 2. Auflage von [RaSo98])
[RaVo07]	Radaj, D.; Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure. 3. Auflage, Sprin- ger-Verlag, Berlin/Heidelberg/New York (2007) – ISBN 978–3–540–71458–3
[Rada90]	Radaj, D.: Design and Analysis of Fatigue Resistant Welded Structures. Abington Publishing, Cambridge (1990)
[RaSo98]	Radaj, D.; Sonsino, C.M.: Fatigue Strength Assessment of Welded Joints by Local Approaches. Abington Publishing, Cambridge (1998)
[RaOs43]	Ramberg, W.; Osgood, W.R.: Description of stress-strain curves by three parameters. Technical Report Technical Note No. 902, NACA, 1943
[Reme08]	Remes, H: Strain-Based Approach to Fatigue Strength Assessment of Laser-Welded Joints. Dissertation, Helsinki University of Technology, Helsinki (2008)
[Rem+12]	Remes, H.; Varsta, P.; Romanoff, J.: Continuum approach to fatigue crack initiation and propagation in welded steel joints. International Journal of Fatigue 40 (2012), S. 16-26 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.01.007
[Ren+12]	Rennert, R.; Kullig, E.; Vormwald, M.; Esderts, A.; Siegele, D.: FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen (6., überarbeitete Ausgabe). Herausgeber: Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt / Main, 2012
[RiNe48]	Richart, F.E.; Newmark, N.M.: An hypothesis for the determination of cumulative damage in fatigue. Proc. ASTM 48 (1948), 767-800
[Röru03]	Rörup, J.: Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen. Dissertation, Report 619, Schriftenreihe Schiffbau, Technische Universität Hamburg-Harburg, 2003
[Saip12]	Saiprasertkit, K.: Strain Based Fatigue Strength Evaluation of Beam-to-Column Connections in Steel Bridge Bents. Dissertation, Tokyo Institute of Technology, 2012
[Sai+12a]	Saiprasertkit, K.; Hanji, T. & Miki, C.: Local strain estimation method for low- and high-cycle fatigue strength evaluation. International Journal of Fatigue 40 (2012), S. 1-6 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.01.021
[Sai+12b]	Saiprasertkit, K.; Hanji, T. & Miki, C.: Fatigue strength assessment of load-carrying cruciform joints with material mismatching in low- and high-cycle fatigue regions based on the effective notch concept. International Journal of Fatigue 40 (2012), S. 120-128 – DOI: 10.1016/j.ijfa-tigue.2011.12.016
[Saip13]	Saiprasertkit, K.: Fatigue Strength Assessment of Load Carrying Cruciform Joints in Low and High Cycle Fatigue Region Based on Effective Notch Concept. IIW document XIII-2456-13, International Institute of Welding, 2013
[Schi01]	Schijve, J.: Fatigue of Structures and Materials. AH Dordrecht: Kluwer Academic Publishers (2001)
[Schi63]	Schijve, J.: The analysis of random load-time histories with relation to fatigue tests and life calculations. In: Barrois, W.; Ripley, E.L. (Hrsg.): Fatigue of Aircraft Structures. Pergamon Press, Oxford (1963)
[Schi72]	Schijve, J.: The Accumulation of fatigue damage in aircraft materials and structures. Zen- tralstelle für Luftfahrtdokumentation, München, AGARDograph Nr. 157 (1972)
[Scho88]	Schott, G.: Lebensdauerberechnung auf der Grundlage von Ermüdungsfunktionen. Material- wissenschaft und Werkstofftechnik 19 (1988), Nr. 2, S. 67-73 – DOI: 10.1002/mawe.19880190206
[Scho89]	Schott, G.: Einflüsse von Reihenfolge und Teilfolgeumfang der Beanspruchungen auf die mit Ermüdungsfunktionen berechnete Lebensdauer. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 20 (1989), Nr. 6, S. 187-195 – DOI: 10.1002/mawe.19890200612
[Scho91]	Schott, G.: Anwendung des Folge-Wöhler-Kurven-Konzeptes zur Berechnung der Ausfallzy- klenzahl bei unterschiedlichen Belastungsabläufen im niederzyklischen Ermüdungsgebiet. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 22 (1991), Nr. 3, S. 99-106 – DOI: 10.1002/mawe.19910220305
[Schr03]	Schröter, F.: Höherfeste Stähle für den Stahlbau – Auswahl und Anwendung. Bauingenieur Heft 9 (2003), S. 420-432
[Schu12]	Schuster, A.: Charakterisierung des Faserverlaufs in umgeformten Stählen und dessen Aus- wirkungen auf mechanische Eigenschaften. Dissertation, Universität Dortmund (2012)

[Schu92]	Schubert, R.: Spannungs-Dehnungs-Verhalten von simulierten WEZ-Gefügen und Schweiß- nähten unter zyklischer Belastung. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 23 (1992), S. 162-170
[Schü67]	Schütz, W.: Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränder- licher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeug- bauteilen. Zeitschrift für Flugwissenschaften 15 (1967), Heft 11, S. 407-419
[Schw63]	Schweer, W.: Beanspruchungskollektive als Bemessungsgrundlage für Hüttenwerkslaufkrane. Dissertation, Technische Hochschule Hannover (1963)
[Sch+06]	Schlemmer, J. ; Bacher-Höchst, M. ; Scheffold, A.: Schwingfeste Auslegung von laserstrahl- geschweißten Bauteilen auf Basis des Ersatzradiuskonzeptes. MP Materialprüfung 48 (2006) 9, S. 426-431
[Sch+14]	Schönborn, S.; Hensel, J.; Melz, T.: Einfluss einer Schweißnahtnachbehandlung auf die Schwingfestigkeit. Lightweigth Design 1/2014 (2014), S. 40-45
[ScKa15]	Schröpfer, D.; Kanngießer, T.: Schweißbedingte Beanspruchungen beim Einsatz modifizierter Sprühlichtbogenprozesse in hochfesten Feinkornbaustählen. DVS-Berichte Band 315 (2015), S. 683-688
[ScMa82]	Scholtes, B.; Macherauch, E.: Inhomogen beanspruchte Bauteile. In: Eigenspannungen und Lastspannungen (HTM-Beiheft 1982), Herausg. V. Hauk und E. Macherauch, Carl Hanser Verlag, München, Wien, S. 35-38
[ScVo05]	Schliebner, R.; Vormwald, M.: Fatigue of welded hybrid-joints (Schwingfestigkeit von Hybrid- Schweißverbindungen). Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 36 (2005), Nr. 11, S. 706- 714 – DOI: 10.1002/mawe.200500937
[See+90]	Seeger, T.; Olivier, R.; Köttgen V. B.: Schwingfestigkeit für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen. Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt, Forschungsheft Nr. 143 (1990)
[Sey+18]* ⁾	Seyfried, B.; Möller, B.; Knödel, P.; Wagener, R.; Ummenhofer, T.; Melz, T.: Anwendungspo- tential von Laserstrahl- und Laserhybridschweißnähten für Stumpfstoßverbindungen ultra- hochfester Feinkornbaustähle. DVS-Berichte Band 344 (2018), S. 376-384
[Seeg96]	Seeger T.: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. Stahlbau Handbuch 1 (Teil B), Stahlbau-Verlagsgesellschaft, Köln, (1996)
[SEP06]	Stahl-Eisen-Prüfblatt (SEP) 1240: Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die experimentelle Ermittlung mechanischer Kennwerte von Feinblechen aus Stahl für die CAE-Berechnung, Stahlinstitut VDEh, 1. Ausgabe (2006)
[SEW93]	Stahl-Eisen-Werkstoffblatt (SEW) 088, Beiblatt 2:Schweißgeeignete Feinkornbaustähle - Richtlinien für die Verarbeitung, besonders für das Schmelzschweißen; Ermittlung der Abkühl- zeit t8/5 zur Kennzeichnung von Schweißtemperaturzyklen, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 4. Ausgabe (1993)
[SiSt55]	Siebel, E.; Stieler, M.: Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung. VDI-Zeitung 97 (1955), Nr. 5, S. 121-152
[SoBo15]	Sołtysiak, R. Boroński, D.: Strain analysis at notch root in laser welded samples using material properties of individual weld zones. International Journal of Fatigue 74 (2015), S. 71-80 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.12.004
[SoGr86]	Sonsino, C. M.; Grubišić, V.: Einfluss von Schweißen und Kaltumformung auf das Kurzzeit- schwingfestigkeitsverhalten von austenitischem Stahl. Zeitschrift für Werkstofftechnik 17 (1986), Nr. 3, S. 79-89
[SoGr95]	Sonsino, C. M.; Grubišić, V.: Hochwertige Gußbauteile – Forderungen zur Betriebsfestigkeit. VDI-Berichte Nr. 1173 (1995), S. 159-189
[SoKa05]	Sonsino, C. M.; Kaßner, M.: Übersicht über Konzepte zur schwingfesten Bemessung von Schweißverbindungen. Festigkeit gefügter Bauteile, DVS-Berichte Band 236 (2005), S. 12-23
[SoMo08]	Sonsino, C. M.; Moosbrugger, E.: Fatigue design of highly loaded short-glass-fibre reinforced polyamide parts in engine compartments. International Journal of Fatigue 30 (2008), S. 1279-1288 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2007.08.017
[Sona00]	Sonander, C.: Ermüdung von geschweißten Kreuzstößen aus WELDOX 1100. Stahlbau 69 (2000), Heft 4, S. 317-322 – DOI: 10.1002/stab.200000930
[Sons93]	Sonsino, C. M.: Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen. Konstruktion 45 (1993), Heft 1, S. 25-33
[Sons94a]	Sonsino, C. M.: Schwingfestigkeit von geschweißten Komponenten unter komplexen elasto- plastischen, mehrachsigen Verformungen. LBF-Bericht Nr. 6078 (1994)

*) Bei den markierten Quellen handelt es sich um referierte Veröffentlichungen des Verfassers dieser Arbeit

[Sons94b]	Sonsino, C. M.: Festigkeitsverhalten von Schweißverbindungen unter kombinierten phasen- gleichen und phasenverschobenen mehrachsigen Beanspruchungen. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 25 (1994), Nr. 9, S.353-368
[Sons00a]	Sonsino, C. M.: Methods of Structural Durability Assessment. Tagungsunterlagen der 18 th RPC User Group Meeting, 16. und 17. Mai 2000, Sindelfingen, S. 457-462
[Sons00b]	Sonsino, C. M.: Werkstoffauswahl für schlagartig und zyklisch belastete metallische Bauteile. DVM-Bericht 127 "Mit Kerben leben?" (2000), Koblenz, S. 21-38
[Sons01a]	Sonsino, C. M.: Concepts and Required Materials Data for Fatigue Design of PM Components. Konferenzband des <i>European Congress and Exhibition on Powder Metallurgy</i> (PM 2001), 22 24. Oktober 2001, Nizza, S. 80-109
[Sons01b]	Sonsino, C. M.: Werkstoffauswahl für schlagartig und zyklisch belastete metallische Bauteile. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 32 (2001), Nr. 3, S. 221-230
[Sons05a] [Sons05b]	Sonsino, C. M.: "Dauerfestigkeit" – Eine Fiktion. Konstruktion 57 (2005), Heft 4, S. 87-92 Sonsino, C. M.: Principles of Variable Amplitude Fatigue Design and Testing. Fatigue Testing and Analysis Under Variable Amplitude Loading Conditions, ASTM STP 1439, West Con- shohocken (2005), S. 3-23
[Sons07a]	Sonsino, C. M.: Fatigue testing under variable amplitude loading. International Journal of Fatigue 29 (2007), S. 1080-1089 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2006.10.011
[Sons07c]	Sonsino, C. M.: Light-weight design chances using high-strength steels. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 38 (2007), Nr. 1, S. 9-22
[Sons08]	Sonsino, C. M.: Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen. MP Materials Testing 50 (2008) 1-2, S. 77-90
[Sons09a]	Sonsino, C. M.: Effect of residual stresses on the fatigue behavior of welded joints depending on loading conditions and welded geometry. International Journal of Fatigue 31 (2009), 1, S. 88-101 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2008.02.015
[Sons09b]	Sonsino, C. M.: Gegenüberstellung und Zuverlässigkeit verschiedener lokaler Konzepte für die betriebsfeste Bemessung von geschweißten Offshore-Rohrknoten unter Seegangsbelastung und Meerwasserkorrosion, Deutscher Verband für Schweißen und Verwandte Verfahren e.VDVS-: Festigkeit geschweißter Bauteile. Anwendbarkeit lokaler Nachweiskonzepte bei Schwingbeanspruchung: DVS-Forschungskolloquium in Braunschweig, 2009
[Sons09c]	Sonsino, C. M.: A Consideration of Allowable Equivalent Stresses for Fatigue Design of Welded Joints according to the Notch Stress Concept with Reference Radii r_{ref} = 1.00 and 0.05 mm. Welding in the World 53 (2009), S. 64-75 – DOI: 10.1007/BF03266705
[Sons09d]	Sonsino, C. M.: Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit. DVM-Bericht 136 "Ein- flussgrößen auf die Betriebsfestigkeit bei der Bauteil- und Systementwicklung" (2009), Darm- stadt, S. 1-26
[Sons10]	Sonsino, C. M.: Ausgewählte Einflussgrößen auf die Betriebsfestigkeit. MP Materials Testing 52 (2010) 7-8, S. 428-439 (in Englisch)
[Sons79]	Sonsino, C. M.: Bedeutung von Aufnahmeverfahren zur Ermittlung von zyklischen Spannungs- Dehnungskurven. Sonderdruck aus dem Berichtsband "Kurzzeit-Schwingfestigkeit und elasto- plastisches Werkstoffverhalten", 5. Sitzung des Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, 08./09. Ok- tober 1979, Berlin, S. 221-229
[Sons89]	Sonsino, C. M.: Limitations in the use of RMS values and equivalent stresses in variable amplitude loading. International Journal of Fatigue 11 (1989), Nr. 3, S. 142-152 – DOI: 10.1016/0142-1123(89)90433-7
[Sons95]	Sonsino, C. M.: Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses. International Journal of Fatigue 17 (1995), Nr. 1, S. 55-70 – DOI: 10.1016/0142-1123(95)93051-3
[SoOp11]	Sonsino, C. M.; Oppermann, H.: Lässt sich bei einer Lebensdauerabschätzung die Kollektiv- völligkeit berücksichtigen? Konstruktion 63 (2011), Heft 7/8, S. 75-82
[SoVo04]	Sonsino, C. M.; Vormwald, M.: Geschweißte Offshore-Rohrknoten. In: Berger, C.; Blauel, G.; Hodulak, L.; Pyttel, B.: FKM Richtlinie - Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile (2. Ausgabe). Herausgeber: Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt / Main, 2004, S. 81-84
[Son+95]	Sonsino, C. M.; Kaufmann, H.; Grubišić, V.: Übertragbarkeit von Werkstoffkennwerten am Bei- spiel eines betriebsfest auszulegenden geschmiedeten Nutzfahrzeug-Achsschenkels. Kon- struktion 47 (1995), Heft 7/8, S. 222-232

[Son+99]	Sonsino, C. M.; Kaufmann, H.; Demofonti, G.; Riscifuli, S.; Sedlacek, G.; Müller, C.; Hanus, F.; Wegmann, H.G.: High-Strength Steels in Welded State for Light-Weight Constructions. Final Report, ECSC Steel Research Programme (1999)
[Son+04a]	Sonsino, C. M.; Łagoda, T.; Demofonti, G.: Damage accumulation under variable amplitude loading of welded medium- and high-strength steels. International Journal of Fatigue 26 (2004), S. 487-495 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2003.10.001
[Son+04b]	Sonsino, C. M.; Kaufmann, H.; Masendorf, R.; Hatscher, A.; Zenner, H.; Bork, CP.; Hin- terdorfer, J.; Sonne, H.M.; Engl, B.; Steinbeck, G.: Werkstoffkennwerte für die Lebensdau- erberechnung von Strukturen aus Stahlfeinblechen für den Automobilbau. Materialwissen- schaft und Werkstofftechnik 35 (2004), Nr. 8, S. 522-533
[Son+06]	Sonsino, C.M.; Radaj, D.; Fricke, W.: Lokale Konzepte zur betriebsfesten Auslegung von Naht- und Punktschweißverbindungen. MP Materialprüfung 48 (2006) 7-8, S. 332-343
[Son+09]	Sonsino, C. M.; Kaßner, M.; Fricke, W.: Stand von Bemessungskonzepten zur schwingfesten Auslegung von Schweißverbindungen. Festigkeit geschweißter Bauteile, DVS-Berichte Band 256 (2009), S. 1-25
[Son+10]	Sonsino, C. M.; Bruder, T.; Baumgartner, J.: S-N lines for welded thin joints - Suggested slopes and FAT values for applying the notch stress concept with various reference radii. Welding in the World 54 (2010), Nr. 11/12, S. 375-392 – DOI: 10.1007/BF03266752
[Son+11]	Sonsino, C. M.; Kaufmann, H.; Wagener, R.; Fischer, C.; Eufinger, J.: Interpretation of Over- load Effects under Spectrum Loading of Welded High-Strength Steel Joints. Welding in the World 55 (2011) Nr. 11/12, S. 66-78 – DOI: 10.1007/BF03321544
[SpHa78]	Spindel, J. E.; Haibach, E.: The Method of Maximum Likelihood applied to the Statistical Analysis of Fatigue Data including Run-Outs. S. E. E. International Conference 3 - 6. April 1978; Sonderdruck aus dem Vortragsband "Applications of Computers in Fatigue", S. 7.1-7.23
[Subr76]	Subramanyan, S.: Cumulative damage rule based on the knee point of the S-N curve. Journal of Engineering Materials and Technology (ASME) 98 (1976), S. 316-321
[Stö+11]	Störzel, K.; Baumgartner, J.; Bruder, T.; Hanselka, H.: Festigkeitskonzepte für schwingbelas- tete geschweißte Bauteile. MP Materials Testing 53 (2011) 7-8. S. 418-426
[SWT70]	Smith, K.N.; Watson, P.; Topper, T.H.: A Stress-Strain Function for the Fatigue of Metals. Journal of Materials 5 (1970). Nr. 4. S. 767-778
[Teic41]	Teichmann, A.: Grundsätzliches zum Betriebsfestigkeitsversuch. Jahrbuch der deutschen Luft- fahrtforschung (1941), S. 1467-1471
[ThBa35]	Thum, A.; Bautz, W.: Die Gestaltfestigkeit. Stahl und Eisen 55 (1935), Heft 39, S. 1025-1029
[ThBu32]	Thum, A.; Buchmann, W.: Dauerfestigkeit und Konstruktion. VDI-Verlag, Berlin (1932)
[Toma16]	Tomasella, A.: Description of transient material behaviour under constant and variable ampli- tude loading for cold formed steels by linear flow splitting. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Fachbericht FB-247, Fraunhofer Verlag, Stuttgart (2016)
[Umm+09]	Ummenhofer, T.; Herion, S.; Weich, I.: Schweißnahtnachbehandlung mit höherfrequenten Hämmerverfahren – Ermüdungsfestigkeit, Qualitätssicherung, Bemessung. Stahlbau 78 (2009), Heft 9, S. 605-612 – DOI: 10.1002/stab.200910074
[Umm+13]	Ummenhofer, T.; Herion, S.; Hrabowski, J.; Feldmann, M.; Eichler, B.; Bucak, Ö.; Lorenz, J.; Boos, B.; Eiwan, C.; Stötzel, J.: Bemessung von ermüdungsbeanspruchten Bauteilen aus hoch- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen im Kran- und Anlagenbau. Forschungsprojekt P 778, Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. Düsseldorf (2013)
[Vorm89]	Vormwald, M.: Anrißlebensdauervorhersage auf Basis der Schwingbruchmechanik für kurze Risse. Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Darmstadt (1989)
[VoSe88]	Vormwald, M.; Seeger, T.: Nutzung der Anrißschwingspielzahl beim Incremental-Step-Test zur Abschätzung der Werkstoffwöhlerlinie. MP Materials Testing 30 (1988) 11-12, S. 368-373
[Wäch16]	Wächter, M.: Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameter- wöhlerlinien. Dissertation, Technische Universität Clausthal, Clausthal-Zellerfeld (2016) – DOI: 10.21268/20161013-153328
[WäEs17]	Wächter, M.; Esderts, A.: Contribution to the Estimation of Cyclic Material Properties. Konfer- enzband der <i>Eighth International Conference on Low Cycle Fatigue</i> (LCF8), 2729. Juni 2017, Dresden, S. 457-462
[WäEs18]	Wächter, M.; Esderts, A.: On the estimation of cyclic material properties – Part 1: Quality of known estimation methods. Materials Testing 60 (2018) 10, S. 945-952

[Wage07]	Wagener, R.: Zyklisches Werkstoffverhalten bei konstanter und variabler Beanspruchungs- amplitude. Dissertation Technische Universität Clausthal, Papierflieger Verlag, Clausthal-Zel- lerfeld (2007)
[Wag+05]	Wagener, R.; Schatz, M.: Leichtbau mit Hilfe von zyklischen Werkstoffkennwerten für Strukturen aus Feinblech. FAT-Schriftenreihe Nr. 191, Frankfurt am Main (2005)
[Wag+11]	Wagener, R.; Melz, T.; Fischer, C.; Matthias, M.; Kaufmann, H.: Neue experimentelle Metho- den zur Untersuchung des Einflusses variabler Belastungen in HCF- und VHCF-Bereich. Ma- terialwissenschaft und Werkstofftechnik 42 (2011), Nr. 10, S. 929-933 (in Englisch)
[Wag+12]	Wagener, R.; Fischer, C.; Frohm, A. Kaufmann, H.: About the Challenge in Determining the Cyclic Material Behavior of Aluminum Alloys for Numerical Fatigue Analysis. Proceedings der 13 th International Conference on Aluminum Alloys (ICAA13), Pittsburgh, 37. Juni 2012, S. 471-478
[Wag+13]	Wagener, R., Kaufmann, H.; Hanselka, H.: Quantifizierung der Schwingfestigkeit von Schmie- deteilen für Zonen der Gratbahn. Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit (LBF), Darmstadt, Bericht Nr. 281735 (2013)
[WaMe17a]	Wagener, R., Melz, T.: Deriving a Continuous Fatigue Curve from LCF to VHCF. SAE Technical Paper 2017-01-0330, 2017 – DOI: 10.4271/2017-01-0330
[WaMe17b]	Wagener, R., Melz, T.: Ableitung einer kontinuierlichen Bemessungswöhlerlinie von der Kurz- zeitfestigkeit bis in die Zeitfestigkeit. Konferenzband der Tagung Werkstoffprüfung 2017 "Fort- schritte in der Werkstoffprüfung für Forschung und Praxis", 30. November und 01. Dezember 2017, Berlin, S. 83-89
[Weib39]	Weibull, W.: A Statistical Theory of the Strength of Materials. Ingeniörsvetenskapakademiens Handlingar Nr. 151, Stockholm (1939)
[Wei+10]	Weidner, P.; Weich, I.; Ummenhofer, T.: High frequency hammer peening of LCD-stressed ultra high strength steels. International Institute of Welding (IIW), IIW-Doc. XIII-2341-10 (2017)
[Wern99]	Werner, S.: Zur betriebsfesten Auslegung von Bauteilen aus AlMgSi 1 unter Berücksichtigung von hohen Mitteldehnungen und Spannungskonzentrationen. Dissertation, Technische Universität Darmstadt, Fachbericht FB-217, Darmstadt (1999)
[Yild12]	Yildirim, H.C., Marquis, G.B.: Fatigue strength improvement factors for high strength steel welded joints treated by high frequency mechanical impact. International Journal of Fatigue 44 (2012), S. 168-176 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2012.05.002
[Yild15]	Yıldırım, H.C.: Review of fatigue data for welds improved by tungsten inert gas dressing. Inter- national Journal of Fatigue 79 (2015), S. 36-45 – DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2015.04.017
[ZeLi92]	Zenner, H.; Liu, J.: Vorschlag zur Verbesserung der Lebensdauerabschätzung nach dem Nennspannungskonzept. Konstruktion 44 (1992), Heft 1, S. 9-17
[ZhRi00]	Zhang, G., Richter, B.: A new approach to the numerical fatigue-life prediction of spot-welded structures. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 23 (2000), S. 499-508

9 Abkürzungs- und Formelzeichenverzeichnis

9.1 Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung				
AFP	Ausscheidungshärtend ferritisch-perlitisch (als AFP-Stahl)			
BCMM	Basquin-Coffin-Manson-Morrow, Ansatz zur Beschreibung der Dehnungswöhlerlinie			
BG	Bewertungsgruppe			
BPZ	Bereichspaarzählung			
CAL	Constant Amplitude Loading (engl., konstante Lastamplituden)			
CDM	Continuum Damage Mechanics (engl., Kontinuumstheorie der Schädigung)			
DCA	Damage Curve Approach (engl.)			
DDCA	Double-Damage Curve Approach (engl.)			
DIN	Deutsches Institut für Normung			
DLDR	Double Linear Damage Rule (engl., doppeltlineare Schadenshypothese)			
DMS	Dehnungmessstreifen			
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und Verwandte Verfahren e.V.			
DWL	Dehnungswöhlerlinie			
EN	Europäische Norm			
FAT	Fatigue class (engl., Klassen der Ermüdungsfestigkeit für Kerbdetails)			
FAT _P	Fatigue class for damage parameters (engl., Ermüdungsfestigkeitsklassen für Schädigungsparameter)			
FE, FEM	Finite Elemente, Finite-Elemente-Methode			
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau (als FKM-Richtlinie)			
GEH	Gestaltänderungsenergiehypothese (von Mises-Vergleichsspannung)			
GI.	Gleichung			
GW	Grundwerkstoff			
GWP	Grundwerkstoffprobe, Flachprobe aus Grundwerkstoff			
HBV	Höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumen			
HCF	High Cycle Fatigue (engl.)			
HS	Hauptspannung			
HSH	Hauptspannungshypothese			
HV	Vickers Härte			
IIW	International Intitute of Welding (engl.)			
ISO	International Organization for Standardization (engl., Internationale Organisation für Normung)			
IST	Incremental Step Test (engl.)			
J	Gütegruppe für Baustähle hinsichtlich der Kerbschlagarbeit [DIN10025-2]			
J2G3	Gütegruppe für Baustähle hinsichtlich der Kerbschlagarbeit bei der Temperatur von 0 °C			
KGÜZ	Klassengrenzenüberschreitungszählung			
LCF	Low Cycle Fatigue (engl., Kurzzeitfestigkeit)			
LSA	Lineare Schadensakkumulation			
М	Kurzbezeichnung des Lieferzustands für thermomechanisches Walzen [DIN10025-2, DIN10025-4]			
MAG	Metall-Aktivgas (als MAG-Schweißen)			
MC	Kurzbezeichnung für thermomechanisch gewalzte Erzeugnisse			
MLSS	Material Law of Steel Sheet (engl.)			

MSG	Metall-Schutzgas (als MSG-Schweißen)
MVS	Method of Variable Slopes (engl.)
MVSm	Method of Variable Slopes modified (engl.)
NLCD	Non-Linear-Continuous-Damage (engl., Konzept nichtlinearer kontinuierlicher Schädigung)
Q, QL	Lieferzustand für Baustahl im vergüteten Zustand (L = Gütegruppe) [DIN10025-6]
QL, QT	Bezeichnung für wasservergüteten Stahl (QT-Herstellung: quenched and tempered)
QSN	Querbelastete Stumpfnaht (integraler Bereich, Ersatzmodell)
RFZ	Rainflow-Zählung (engl.: Rain Flow Counting)
S-Klassen	Klassen des Spannungsverlaufs bzw. Spannungsverlaufsparameters
SEP	Stahl-Eisen-Prüfblatt
SEW	Stahl-Eisen-Werkstoffblatt
SG	Schweißgut
ТМ	Bezeichnung für thermomechanisch gewalzten Stahl (TM-Herstellung)
UML	Uniform Material Law (engl.)
UML+	Uniform Material Law, erweitert (engl.)
VAL	Variable Amplitude Loading (engl., variable Lastamplituden)
VBZ	Von-Bis-Zählung (engl.: Transition Counting)
VDEh	Verein Deutscher Eisenhüttenleute
VHCF	Very High-Cycle-Fatigue (engl., Langzeitfestigkeit)
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inertgas (als WIG-Brenner, auch WIG-Schweißen)
ZSDK	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve

9.2 Formelzeichenverzeichnis

Lateinisches Alphabet			
Symbol	Einheit		
Α	mm	Fläche (engl.: area): Prüfquerschnittsfläche	
а	mm	Risslänge	
A_5	%	Bruchdehnung	
A _m		Mittelspannungsparameter	
В	mm	Breite: Nahtbreite der Decklage	
b	mm	Breite: Gleichmaßbreite, Nahtbreite der Gegenlage	
b, b _i		Zyklische/r Schwingfestigkeitsexponent/en (b_1, b, b_3)	
b_0, b_1		Optimierungsparameter zur Beschreibung der zyklischen Entfestigung [Toma16]	
С	МРа	Referenzkerbspannung der Potenzgleichung für den Referenzadius von $r_{\rm ref}$ = 1 mm	
С		Werkstoffabhängige Konstante im Rissfortschrittsgesetz nach [PaEr63]	
С		Zyklischer Duktilitätsexponent	
C_i		Kinematischer Werkstoffparameter des Backstress Tensors ($\mathcal{C}_1,\mathcal{C}_2,\mathcal{C}_3$)	
CEV		Kohlenstoffäquivalent (engl.: Carbon Equivalent Value)	
D		Schadenssumme, Schädigung	
d	mm	Durchmesser	
D_i		Kumulierte Stufenschädigung (für den <i>i</i> -ten Beanspruchungshorizont)	
d_i		Stufenschädigung, Schädigung auf dem <i>i</i> -ten Beanspruchungshorizont	
D _{Koll}		Kollektivschädigung	

$D_{\rm m,min}$		Untergrenze der effektiven Schadenssumme
$D_{\text{tat}}, \overline{D}_{\text{tat}}$		Tatsächliche Schadenssumme, Mittelwert der tatsächlichen Schadenssumme
D_{th}		Theoretische Schadenssumme ($D_{th} = 1,0$)
$D_{\rm zul}$		Zulässige Schadenssumme
Ε	МРа	Elastizitätsmodul
е	mm	Exzentrizität, Kantenversatz
F	kN	Kraft (engl.: force), Prüfkraft
Fa	kN	Kraftamplitude
F _O	kN	Oberlast
$F_{\rm U}$	kN	Unterlast
f	Hz	Frequenz, Prüffrequenz
f, g		Parameter im Exponenten bei nichtlinearer Schädigung nach [MaHa81, MaHa86]
f(R)		Bonusfaktor (engl.: fatigue enhancement factor)
$f_{\rm R}^{''}$		Erhöhungsfaktor zwischen Wechselfestigkeit und Zugschwellfestigkeit
Н	mm	Höhe: Nahthöhe (auch Nahtüberhöhung) der Decklage
Н		Normierte Kollektivform
h		Häufigkeit der Schwingspiele in einem Lastkollektiv
h	mm	Höhe: Nahthöhe (auch Nahtüberhöhung) der Gegenlage
h		Werkstoffkonstante (abhängig von der Beanspruchungsamplitude) [Fong82]
H_0		Teilfolgenumfang
HBV ₉₀	mm ³	Höchstbeanspruchtes Werkstoffvolumen für einen 90 %-igen Abfall der maximalen
		Haupt- bzw. Vergleichsspannung
Ι		Unregelmäßigkeitsfaktor
k, \overline{k}		Neigung der Wöhlerlinie, Neigung der Gaßnerlinie
K'	MPa	Zyklischer Verfestigungskoeffizient bzw. zyklischer Festigkeitskoeffizient
k'		Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
k^*		Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt in der Schadensakkumulation
k_0		Empirische Konstante zur Berücksichtigung der Mittelspannung nach [Mans79]
k_0		Optimierungsparameter zur Beschreibung der zyklischen Entfestigung [Toma16]
K _e		Elastischer Dehnungsüberhöhungsfaktor
$K_{\rm f}$		Kerbwirkungszahl
$K_{\rm f,S}$		Kerbwirkungszahl für Schweißverbindungen
Kp		Plastischer Dehnungsüberhöhungsfaktor
$K_{\rm SIF}$	MPa√m	Spannungsintensitätsfaktor
$K_{\rm t}, \overline{K}_{\rm t}$		Kerbformzahl, gemittelte Kerbformzahl
K _{ta}		Kerbformzahl unter Axialbelastung
K _{tb}		Kerbformzahl unter Biegung
$K_{\rm tt}$		Kerbformzahl unter Schub
K _{tv}		Kerbvergleichsformzahl
Kγ		Inelastische Dehnungssformzahl (für Schub)
Kε		Inelastische Dehnungsformzahl
K _σ		Inelastische Spannungsformzahl (für Normalspannungen)
K _τ		Inelastische Spannungsformzahl (für Schubspannungen)

KV	J	Kerbschlagarbeit
L	mm	Länge, Probenlänge
l	mm	Gleichmaßlänge
$l_{\rm Naht}$	mm	Länge der Schweißnaht
$L_{\rm Koll}, L_{\rm S}$		Länge des Kollektivs / des Spektrums (engl.: length of the sequence)
LV		Lebensdauervielfaches [Hin+12]
m		Exponent der Schädigungsparameterwöhlerlinie entsprechend [Vorm89]
m		Neigungskorrekturwert für k aus der Palmgren-Miner-Modifikation nach Haibach
m		Mittelspannungsfaktor des Schädigungsparameters $P_{\rm B}$ [Berg83]
m		Werkstoffabhängige Konstante im Rissfortschrittsgesetz nach [PaEr63]
М		Mittelspannungsempfindlichkeit
$M_{\rm E}, M_{\rm ES}$		Eigenspannungsempfindlichkeit
N, \overline{N}		Schwinspielzahl, Lastspielzahl unter konstanten / unter variablen Lastamplituden
n		Stützziffer
n		Exponent des Dickenabminderungsfaktors
nʻ		Zyklischer Verfestigungsexponent
$N_{\rm A}$		Anrissschwingspielzahl
$N_{ m B},~\overline{N}_{ m B}$		Bruchschwingspielzahl unter konstanten / unter variablen Lastamplituden
$n_{ m bm}$		Bruchmechanische Stützzahl
$N_{ m exp}$, $\overline{N}_{ m exp}$		Experimentell bestimmte Lebensdauer unter konstanten / variablen Lastamplituden
N _G		Grenzschwingspielzahl
N_i		Versagensschwingspielzahl (auf dem <i>i</i> -ten Beanspruchungshorizont)
n_i		Belastungshäufigkeit (auf dem <i>i-</i> ten Beanspruchungshorizont)
$N_{\mathbf{k}}$		Schwingspielzahl am Abknickpunkt
N _{rech}		Rechnerische Lebensdauer unter konstanten Beanspruchungsamplituden
$\overline{N}_{ m rech}$		Rechnerische Lebensdauer unter variablen Beanspruchungsamplituden
$N_{\rm ref}$		Referenzschwingspielzahl (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$n_{\rm st}$		Statische Stützzahl
$N_{ m V},~\overline{N}_{ m V}$		Versagensschwingspielzahl unter konstanten / unter variablen Lastamplituden
$n_{ m vm}$		Verformungsmechanische Stützzahl
n_{σ}		Werkstoffmechanische Stützzahl
p		Exponent der nichtlinearen Schadensakkumulation
p		Kollektivbeiwert
P_{B}	MPa	Schädigungsparameter nach Bergmann [Berg83]
$P_{ m HL}$	MPa	Schädigungsparameter nach Haibach-Lehrke [HaLe75]
P _{HL,mod}	МРа	Modifikation des Schädigungsparameters P _{HL} nach Haibach-Lehrke [HaLe75]
P_{J}	MPa	Schädigungsparameter nach Vormwald [Vorm89]
Pm	MPa	Kombinierter Schädigungsparameter zur beanspruchungsabhäniggen Berücksichti-
		gung von Mittelspannungen und Mitteldehnungen
$P_{\rm RAJ}$	MPa	Schädigungsparameter nach der "FKM-Richtlinie nichtlinear": Rechnerischer Festig-
		keitsnachweis für Maschinenbauteile unter expliziter Erfassung nichtlinearen Werk-
_		stoffverformungsverhaltens [Fie+18]
P_{Reg}		Schädigungsparameter aus der univarianten linearen Regressionsanalyse [Best91]
P _{SWT}	МРа	Schädigungsparameter nach Smith-Watson-Topper [SWT70]

P _{SWT.k}	MPa	Schädigungsparameter P _{SWT} am Abknickpunkt	
Ρ _Ü	%	Überlebenswahrscheinlichkeit	
P_{ϵ}	MPa	Schädigungsparameter nach Sonsino und Werner [BHWS01, Wern99]	
$P_{\varepsilon,k}$	МРа	Schädigungsparameter P_{ϵ} am Abknickpunkt	
Q	(MPa) ^{<i>m</i>}	Konstante der Schädigungsparameterwöhlerlinie entsprechend [Vorm89]	
R _a	μm	Mittlere Rauheit	
R_{z}	μm	Gemittelte Rauhtiefe	
$R_{\rm e}, R_{\rm eH}$	MPa	Streckgrenze, obere Streckgrenze (engl.: high elastic strength)	
R_{e}^{*}	MPa	Verformungsgrenze, korrigierte Streckgrenze	
$R_{\rm F}$		Lastverhältnis	
R _{local,ref}		Lokales Referenzspannungsverhältnis	
<i>R</i> _m	МРа	Zugfestigkeit (des Werkstoffs)	
$R_{p0,2}$	МРа	0,2 %-Dehngrenze	
$R'_{\rm p0,2}$	MPa	Zyklische 0,2 %-Dehngrenze	
Rε		Dehnungsverhältnis	
R_{σ}, R		Spannungsverhältnis	
r	mm	Radius, Kerbradius	
$r_{\rm real}$	mm	Real vorliegender Kerbradius	
$r_{\rm ref}$	mm	Referenzradius	
S		Standardabweichung	
S		Mikrostützwirkungsfaktor	
$s_{D_{\mathrm{tat}}}$		Standardabweichung der tatsächlichen Schadenssumme	
t	mm	Dicke (engl.: thickness), Blechdicke	
$t_{8/5}$	S	Abkühlzeit von 800 °C auf 500 °C	
$t_{ m eff}$	mm	Effektive Dicke	
$T_{ m N}$		Streuung in Schwingspielzahlrichtung	
$T_{\rm P}$		Streuung in Beanspruchungsrichtung bzgl. Schädigungsparameter	
T_{σ}		Streuung in Beanspruchungsrichtung bzgl. Spannung unter konstanten Amplituden	
\bar{T}_{σ}		Streuung in Beanspruchungsrichtung bzgl. Spannung unter variablen Amplituden	
V		Völligkeitsmaß nach Wirthgen	
W		Exponent der Potenzgleichung für Kerbspannungen abh. vom Nahtanstiegswinkel	
${\mathcal{Y}}_0$	mm	y-Koordinate im Kerbgrund	
Z_{d}	МРа	Schädigungsparameter nach [Heit81]	
Griechisches Alphabet			

Symbol	Einheit	
α		Parameter zur Beschreibung nichtlinearer Schädigung
α	0	Winkelverzug
γ		Reziproke der Kerbwirkungszahl für Schweißverbindungen (engl. reduction factor)
Υi		Abklingrate des Backstress Tensors (γ_1 , γ_2 , γ_3)
$\Delta \varepsilon$	%	Dehnungsschwingbreite
$\Delta \varepsilon_{\mathrm{eff}}$	%	Effektive Kerbdehnung (als Schwingbreite)
$\Delta \varepsilon_{\rm n}$	%	Nenndehnung (als Schwingbreite)
$\Delta\sigma$	MPa	Spannungsschwingbreite

$\Delta \sigma_{a}$	MPa	Höhe der Entfestigung (anhand der Spannungsamplitude)
$\Delta \sigma_{ m e}$	MPa	Kerbspannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_{ m C}$	MPa	Charakteristischer Wert der Schwingbreite (Normalspannung)
$\Delta\sigma_{\infty,\mathrm{max}}$	MPa	Maximale Entfestigung (anhand der Spannungsamplitude)
δ		Durchmischung (engl. intermixture)
ε_0	%	Optimierungsparameter zur Beschreibung der zyklischen Entfestigung [Toma16]
ε _a	%	Dehnungsamplitude (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\varepsilon_{\rm a,el}$	%	Elastische Dehnungsamplitude (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\varepsilon_{\rm a,pl}$	%	Plastische Dehnungsamplitude (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\mathcal{E}_{a,t}$	%	Gesamtdehnungsamplitude (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\mathcal{E}_{a,t,max}$	%	Maximale Gesamtdehnungsamplitude
$\mathcal{E}_{a,t,\min}$	%	Minimale Gesamtdehnungsamplitude
$arepsilon_{ m f}'$	%	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
$\varepsilon_{ m hs}$	%	Strukturdehnung (Hot-Spot-Spannungskonzept)
$\varepsilon_{\rm k,1}$	%	Kerbdehnung nach der Hauptspannungshypothese
$\varepsilon_{ m m}$	%	Mitteldehnung (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\eta_{ m k}$		Kerbempfindlichkeit
$\eta^*_{\mathbf{k}}$		Stützziffer nach [SiSt55]
$\theta_{ m Deck}$	0	Nahtanstiegswinkel der Decklage
θ_{Gegen}	0	Nahtanstiegswinkel der Gegenlage
ν		Formparameter bzw. Völligkeitsmaß
ν		Poissonzahl, Querkontraktionszahl
$ ho^*$	mm	Ersatzstrukturlänge, Mikrostrukturlänge, fiktive Strukturlänge
$ ho_{ m f}$	mm	Fiktiver Kerbradius
σ_0	MPa	Steckgrenze im Materialmodell mit nichtlinearer kinematischer Verfestigung
σ_1	MPa	1. Hauptspannung
$ar{\sigma}_1$	MPa	Gemittelte Hauptspannung (nach dem Spannungsmittelungsansatz)
$\sigma_{1,\max}$	MPa	Maximum der 1. Hauptspannung
σ_0	MPa	Mittelspannung in der Dehnungswöhlerlinie nach [Morr68]
σ_{a}	MPa	Spannungsamplitude unter konstanten Beanspruchungsamplituden
$\bar{\sigma}_{a}$	MPa	Spannungsamplitude unter variablen Beanspruchungsamplituden
$\sigma'_{a,k}$	MPa	Spannungsamplitude am Abknickpunkt zur fiktiven Dauerfestigkeit
$\sigma_{\mathrm{a,n}}$	MPa	Nennspannungsamplitude unter konstanten Beanspruchungsamplituden
$\sigma_{\rm a,n,k}$	MPa	Nennspannungsamplitude am Abknickpunkt zur Langzeitfestigkeit
$ar{\sigma}_{a,n}$	MPa	Nennspannungsamplitude unter variablen Beanspruchungsamplituden
$\bar{\sigma}_{\mathrm{a,n,rech}}$	MPa	Rechnerische Nennspannungsamplitude (mit der linearen Schadensakkumulation)
$\sigma_{ m a,ref}$	MPa	Referenzspannungsamplitude unter konstanten Beanspruchungsamplituden
$\sigma_{\rm b,R=-1}$	MPa	Biegewechselfestigkeit
$\sigma^{ m ES}$, $\sigma_{ m E}$	MPa	Eigenspannung
$\sigma_{ m f}^{\prime},\sigma_{ m fi}^{\prime}$	MPa	Zyklische/r Schwingfestigkeitskoeffizient/en
$\sigma_{ m k,1}$	MPa	Kerbspannung nach der Hauptspannungshypothese (1. Hauptspannung)
$\sigma_{\rm k,vM}$	MPa	Kerbspannung nach der Gestaltänderungsenergiehypothese (von Mises)

$\sigma_{ m m}$	MPa	Mittelspannung (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\sigma^*_{ m max}$	МРа	Normierte Maximalspannung eines Lastkollektivs
$\sigma_0, \bar{\sigma}_0$	МРа	Oberspannung unter konstanten / unter variablen Beanspruchungsamplituden
$\sigma_{ m P}$	МРа	Zugschwellfestigkeit
$\sigma_{ m res}$	МРа	Eigenspannung (engl.: residual stress)
$\sigma_{ m U}$	МРа	Unterspannung (unter konstanten Beanspruchungsamplituden)
$\sigma_{\rm zd,R=-1}$	МРа	Zug-Druck-Wechselfestigkeit
$\sigma_{ m V}$	МРа	Vergleichsspannung
$ar{\sigma}_{ m V}$	МРа	Gemittelte Vergleichsspannung (nach dem Spannungsmittelungsansatz)
$\sigma_{ m V,max}$	МРа	Maximum der Vergleichsspannung
χ^{*}		Bezogener Spannungsgradient
ω	o	Kerböffnungswinkel (auch Nahtanstiegswinkel)

10 Tabellenverzeichnis

Tabelle 3.1:	Übersicht einiger Verfahren zur Abschätzung zyklischer Werkstoffkennwerte (Wei- terführung von [Hat+07], nach [WäEs18])	45
Tabelle 3.2:	Optimierungsgrößen für die Abschätzung der zyklischen Entfestigung von Flachpro- ben aus Stahlblechwerkstoff und spaltprofiliertem Werkstoff [Toma16]	48
Tabelle 3.3:	Chronologische Zusammenstellung nichtlinearer Schädigungsansätze, Zusammen- fassung aus [RaVo07]	51
Tabelle 3.4:	FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen abhängig von Referenzradius des Kerb- modells $r_{\rm ref}$ (für Stahlwerkstoffe) nach [Fric12, Son+09, BrVo09]	59
Tabelle 3.5:	Eingangsgrößen der Schädigungsparameter	64
Tabelle 4.1:	Chemische Zusammensetzung der Stahlwerkstoffe in Gew. %	70
Tabelle 4.2:	Mechanische Eigenschaften der untersuchten Stahlwerkstoffe	71
Tabelle 4.3:	Wesentliche Schweißprozessparameter in dieser Untersuchung	73
Tabelle 4.4:	Versuchskörperübersicht mit den wesentlichen Abmessungen	74
Tabelle 4.5:	Mittelwerte ausgewählter Nahtgeometrieparameter der Versuchsreihen für Stumpf- stoßproben inkl. Bewertungsgruppen nach [DIN5817] (hochgestellt)	76
Tabelle 4.6:	Prüfprogramm für Kerbdetails unter Kraftregelung sowie Flach- und Mikrostruktur- proben unter Dehnungsregelung	82
Tabelle 4.7:	Kennwerte der Wöhler- und Gaßnerlinien für eine den Werkstoff und Fertigungspro- zess übergreifende Auswertung der Stumpfstoßproben	84
Tabelle 4.8:	Kennwerte der Wöhlerlinien für eine bezüglich Werkstoff und Fertigungsprozess dif- ferenzierte Auswertung der Stumpfstoßproben	87
Tabelle 4.9:	Kennwerte der Gaßnerlinien für eine bezüglich Werkstoff und Fertigungsprozess dif- ferenzierte Auswertung der Stumpfstoßproben	87
Tabelle 4.10:	Ausgewertete zyklische Streckgrenzen $R'_{ m p0,2}$ für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven	97
Tabelle 4.11:	Zyklische Streckgrenzenverhältnisse für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven	97
Tabelle 4.12:	Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen nach werkstoffspezifi- scher Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung unter Berücksich- tigung der Kompatibilität	99
Tabelle 4.13:	Kennwerte der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach werkstoffspezifischer Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung ohne Berücksichtigung der Kompatibilität	99
Tabelle 4.14:	Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen nach werkstoffspezifi- scher tri-linearer Auswertung für Grundwerkstoffe und manuelle Schweißung unter Berücksichtigung der Kompatibilität [Möl+15a]	99
Tabelle 4.15:	Ergebnisübersicht kraftgeregelter Versuche an Grundwerkstoffproben	100
Tabelle 4.16:	Ergebnisübersicht kraftgeregelter Versuche an Stumpfstoßproben	100
Tabelle 4.17:	Zyklische Kennwerte aus dehnungsgeregelten Versuchen für die drei Schweißzonen (GW, WEZ, SG) unter Berücksichtigung der Kompatibilität	104
Tabelle 5.1:	Bewertung für Stumpfnähte anhand FAT-Klassen differenziert nach Grundwerkstof- fen und Schweißnahtausführung	109

Bewertung für Stumpfnähte anhand der linearen Schadensakkumulation differen- ziert nach Grundwerkstoffen und Schweißnahtausführung	112
Tatsächliche Schadenssummen für die lineare Schadensakkumulation nach Palmg- ren-Miner elementar differenziert für die Grundwerkstoffe	113
Wesentliche Modellierungsgrößen für die lokale Bewertung von Stumpfnähten diffe- renziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung	115
Werkstoffkennwerte der Ramberg-Osgood Gleichung (K' und n') sowie des Abaqus Materialmodells (Streckgrenze σ_0 und Backstress-Tensoren: C_1 , γ_1 , C_2 , γ_2 , C_3 , γ_3) für werkstoffspezifische Versuchsreihen	117
FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen in Abhängigkeit des Referenzradius r_{ref} für Nahtanstiegswinkel 90° ≤ ω ≤ 150° (Stahlwerkstoffe) nach [Fric12, Son+09, Baum17]	118
Kenngrößen der ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien der angewandten Konzept- varianten	119
Kenngrößen der ermittelten P-Wöhlerlinien der angewandten Konzeptvarianten	127
Gegenüberstellung der Potenziale und Einschränkungen klassischer Bemessungs- konzepte für Schweißverbindungen	129
Ausgewertete Kenngrößen E, K' and n' für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL	146
FAT-Klassen für empfohlene Kerbspannungen mit unterschiedlichen Neigungne von $k = 3, k = 4$ und $k = 5$ für Nahtanstiegswinkel 90° $\leq \omega \leq 150^{\circ}$	172
FAT _P -Klassen zur Bewertung der Kerbgrundbeanspruchung mit $k = 3$ für Nahtan- stiegswinkel 90° ≤ ω ≤ 150°	173
Zusammenhang von Bewertungsgruppen, Schwingspielzahl, Verhältnis mit der Streckgrenze und FAT-Klasse bei der Nennspannungsbewertung	174
	Bewertung für Stumpfnähte anhand der linearen Schadensakkumulation differen- ziert nach Grundwerkstoffen und Schweißnahtausführung Tatsächliche Schadenssummen für die lineare Schadensakkumulation nach Palmg- ren-Miner elementar differenziert für die Grundwerkstoffe Wesentliche Modellierungsgrößen für die lokale Bewertung von Stumpfnähten diffe- renziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung Werkstoffkennwerte der Ramberg-Osgood Gleichung (K' und n') sowie des Abaqus Materialmodells (Streckgrenze σ_0 und Backstress-Tensoren: C_1 , γ_1 , C_2 , γ_2 , C_3 , γ_3) für werkstoffspezifische Versuchsreihen FAT-Klassen für effektive Kerbspannungen in Abhängigkeit des Referenzradius r_{ref} für Nahtanstiegswinkel 90° ≤ ω ≤ 150° (Stahlwerkstoffe) nach [Fric12, Son+09, Baum17] Kenngrößen der ermittelten Kerbspannungswöhlerlinien der angewandten Konzept- varianten Kenngrößen der ermittelten P -Wöhlerlinien der angewandten Konzept- varianten Ausgewertete Kenngrößen E , K' and n' für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL FAT-Klassen für empfohlene Kerbspannungen mit unterschiedlichen Neigungne von $k = 3$, $k = 4$ und $k = 5$ für Nahtanstiegswinkel 90° ≤ $\omega \le 150°$ FAT _P -Klassen zur Bewertung der Kerbgrundbeanspruchung mit $k = 3$ für Nahtan- stiegswinkel 90° $\leq \omega \le 150°$ Zusammenhang von Bewertungsgruppen, Schwingspielzahl, Verhältnis mit der Streckgrenze und FAT-Klasse bei der Nennspannungsbewertung

11 Bilderverzeichnis

Bild 2.1:	Mobilkran a) im Einsatz und b) auf dem Prüfgelände [KiHa15]	6
Bild 2.2:	Exemplarische Darstellung einer querverlaufenden Stumpfnaht in der zugbeanspruch- ten Oberschale	11
Bild 3.1:	Unterteilung der Betriebsfestigkeit nach Belastungsarten [SoGr95]	13
Bild 3.2:	Betriebsfestigkeit als Querschnittswissenschaft nach [Sons00a, Sons08]	14
Bild 3.3:	Kennwerte zur Beschreibung der Wöhler- und Gaßnerlinie, in Anlehnung an [Haib06, GuZe99, Sons08]	15
Bild 3.4:	Lastkollektivformen in normierter Darstellung in Abhängigkeit des Formparameters ν und Kollektivbeiwert p , in Anlehnung an [Gaß+64]	16
Bild 3.5:	Einfluss der Kollektivform auf die Lebensdauer und Bauteilabmessungen [Sons00a, Sons08]	17
Bild 3.6:	Schematische Anwendung der linearen Schadensakkumulation [SoGr95, Sons01a, SoKa05]	19
Bild 3.7:	Statistische Auswertung tatsächlicher Schadenssummen im Wahrscheinlichkeitsnetz für a) metallische Werkstoffe [EuKo00] und b) Schweißverbindungen [Eul+05]	21
Bild 3.8:	Unterteilung der Arten von Kerben nach der Kerbwirkung [RaVo07]	23
Bild 3.9:	Charakterisierung der drei Schweißzonen für laserstrahlgeschweißten S355J2G3 an- hand a) zyklischer Spannungs-Dehnungs-Kurven, b) Härte und c) Dehnungswöhlerli-	
	nien [Boro15]	26
Bild 3.10:	Mittelspannungsabhängigkeit der ertragbaren Spannungsamplituden für Schweißver- bindungen aus Baustahl im Haigh-Diagramm [Haib06]	31
Bild 3.11:	Mittelspannungsabhängigkeit von Maschinenbaustählen: a) Haigh-Diagramm für ver- schiedene Zugfestigkeiten, b) Wöhlerlinien für Wechsel- und Zugschwellbelastung, [Rada90] nach [Lang79]	33
Bild 3 12	Finfluss von Zug- oder Druckeigenspannungen auf die Wöhlerlinie [Haib06]	34
Bild 3 13	Figenspannungsempfindlichkeit und Mittelspannungsempfindlichkeit in Abhängigkeit	01
Dia orror	der Zugfestigkeit von Stählen, [Haib06] nach [MaWo85]	34
Bild 3.14:	Mittelspannungsempfindlichkeit für Schweißverbindungen [Sons09c]	35
Bild 3.15:	Fließortflächen und Spannungs-Dehnungs-Verläufe bei a) isotroper Verfestigung und b) kinematischer Verfestigung, in Anlehnung an [LeCh85]	36
Bild 3.16:	Zyklische Verfestigung unter a) Lastregelung und b) Dehnungsregelung [LeCh85]	37
Bild 3.17:	Zyklische Entfestigung unter a) Lastregelung und b) Dehnungsregelung [LeCh85]	37
Bild 3.18:	a) Zyklisches Kriechen (engl. Ratcheting) und b) Mittelspannungsrelaxation [LeCh85]	38
Bild 3.19:	Kenngrößen der a) Spannungs-Dehnungs-Hysterese, in Anlehnung an [RaVo07] und b) zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve	39
Bild 3.20:	a) Dehnungs-Zeit-Verlauf und b) Spannungs-Dehnungs-Hysteresen aus dem Incre-	
	mental Step Test (IST), nach [RaVo07]	41
Bild 3.21:	Tri-lineare Dehnungswöhlerlinie mit der Unterteilung in drei Bereiche, nach [Wage07]	43
Bild 3.22:	Unterschiede der a) Dehnungswöhlerlinien und b) zyklische Spannungs-Dehnungs- Kurven aus abgeschätzten Werkstoffkennwerten nach 3 Varianten des Uniform Mate-	
	rial Law (UML) sowie für Kennwerte höhertester Stähle aus [Son+04b]	45

Bild 3.23:	Abschätzung und experimentelle Ergebnisse für den Zusammenhang der Höhe der Entfestigung mit der Dehnungsamplitude bei Optimierung der Parameter k_0 und ε_0 [Toma16]	46
Bild 3.24:	Beispiel für die Abschätzung der Wechselverformungskurven (Spannungsamplituden) gegenüber den experimentellen Ergebnissen für den Stahlblechwerkstoff HC340LA im Lieferzustand [Toma16]	47
Bild 3.25:	Schädigung nichtlinearer Schadensakkumulation a) nach Gl. 3.24 bzw. 3.25 und b) des Damage Curve Approach, Refined Double Linear Damage Rule und den Double-Da- mage Curve Approach (DDCA) [Toma16], nach [MaHa86]	49
Bild 3.26:	Abgrenzung von Schädigungs- und Bruchmechanik sowie Beschreibung der Makro- risseinleitung mit zugehörigen charakteristischen Längen, nach [Chab81]	50
Bild 3.27:	Bemessungskonzepte der Betriebsfestigkeit [Rad+06, Sons01a]	52
Bild 3.28:	Bemessungswöhlerlinien mit zugehörigen FAT-Klassen für Stahlschweißverbindungen unter konstanter Beanspruchungsamplitude, nach [Hobb16]	53
Bild 3.29:	Nennspannungsbewertung von Schwingfestigkeitsergebnissen für Stumpfstöße unter- schiedlicher Ausführungsart mit Ergebnissen im Kurzzeitfestigkeitsbereich	54
Bild 3.30:	a) Schematische Darstellung der Definitionen und ein b) Typ "a" Beispiel für zwei Posi- tionen bei der Dehnungsmessung mit zugehöriger Extrapolationsgleichung der Hot- Spot-Dehnung zur die Bestimmung der Strukturspannung durch Extrapolation aus er-	
D'I I O O4	mitteiten Dennungen einer Schweißprobe [Hobb16]	55
BIIQ 3.31:	wertung nach dem Hot-Spot-Spannungskonzept [SoKa05]: a) Geeignete Fälle und b) ungeeignete Fälle für die Anwdnungs des Hot-Spot- bzw. Strukturspannungskonzepts	56
Bild 3.32:	Anwendung des Referenzradiuskonzepts durch Ausrunden von Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben durch fiktive Kerbradien einer Schweißprobe [Fric12]	58
Bild 3.33:	FAT-Klassen für Stahlschweißverbindungen unter Anwendung Kerbspannungskonzep- tes mit den Referenzradien $r_{ref} = 0,05$ mm, $r_{ref} = 0,30$ mm und $r_{ref} = 1,00$ mm in Ab- hängigkeit von a) der Festigkeitshypothese [Son+09] und b) des Nahtanstiegswinkels [Baum17, DVS0905]	60
Bild 3.34:	Übersicht des Bewertungsablaufs bei der Anwendung des Dehnungskonzepts zur Le- bensdauerberechnung bis Anriss nach [RaVo07] bzw. in Anlehnung an [Kloo89]	62
Bild 3.35:	Kerbdehnungsbewertung von nicht durchgeschweißten Kreuzstößen mit $r_{\rm ref}$ = 1,00 mm, nach [Sai+12a, Sai+12b]	65
Bild 3.36:	Anwendungsbereiche der Bewertungskonzepte anhand der Rissstadien [Baum13] (in Anlehnung an [Rad+06])	66
Bild 4.1:	Unterteilung der Versuchskörper in Kerbdetails, kleinskalige Flachproben und Mikro- strukturproben	72
Bild 4.2:	Auswahl relevanter, dokumentierter Nahtgeometriegrößen für Stumpfstöße: a) Naht- breiten <i>B</i> bzw. <i>b</i> und Nahtüberhöhungen <i>H</i> bzw. <i>h</i> , b) Verzugswinkel α_1 bzw. α_2 sowie c) Exzentrizität (axialer Verzug) <i>e</i>	75
Bild 4.3:	Exemplarische Aufnahmen der Nahtübergänge mit gemessenen Radien für Stumpf- nähte aus a) S1100QL und b) S960QL	77
Bild 4.4:	Stumpfnähte im Querschliff für a) S960QL (manuell geschweißt), b) S960QL (automat. geschweißt), c) S960M (H. 1, man. geschweißt) und d) S1100QL (man. geschweißt)	78
11 Bilderverzeichnis

Bild 4.5:	Mikrohärtefeldmessergebnisse in HV0,1 über die Querschliffe der Stumpfnähte für a) S960QL (manuell geschweißt), b) S960QL (automatisiert geschweißt), c) S960M (Hers- tel-ler 1, manuell geschweißt) und d) S1100QL (manuell geschweißt)	78
Bild 4.6:	Gefüge automatisiert geschweißter S960QL-Stumpfnähte ausgehend vom Schweißgut (SG) über die Wärmeeinflusszone (WEZ) bis in den Grundwerkstoff (GW): a) Übersicht im Nahtquerschliff, b) Position 1 (SG), c) Position 2 (SG/WEZ), d) Position 3 (WEZ), e) Position 4 (WEZ) und f) Position 5 (GW)	79
Bild 4.7:	Prüfaufbauten zur Durchführung Schwingfestigkeitsversuchen: a) Servohydraulische Prüfmaschine für kraftgeregelte Versuche an Stumpfnähten, b) servohyraulische Prüf- maschine für dehnungsgeregelte Versuche an kleinskaligen Flachproben und c) pie- zobasierte Prüfmaschine für dehnungsgeregelte Versuche an Mikrostrukturproben	80
Bild 4.8:	Charakterisierung der variablen Beanspruchung durch a) normierte Last-Zeit-Folge, b) Rainflow-Zählung, c) Klassengrenzenüberschreitungszählung und d) Gegenüberstel- lung der Klassengrenzen- und Bereichspaarzählung	81
Bild 4.9:	Typischer Rissfortschritt mit Rissinitiierung ausgehend vom Schweißnahtübergang am Beispiel eines Querschliffs der Stumpfnaht aus S1100QL (manuell geschweißt)	84
Bild 4.10:	Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche an Stumpfnähten unter konstanten und va- riablen Lastamplituden im Nennspannungssystem	85
Bild 4.11:	Schwingbruchfläche und -anteil in Abhängigkeit der Nennspannungsamplitude sowie exemplarische Bruchbild	85
Bild 4.12:	Wöhlerlinien für Stumpfnähte mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{U} = 50 \%$ differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung	86
Bild 4.13:	Wechselverformungskurven mit zyklischer Entfestigung ermittelt an S1100QL-Flach- proben für den Grundwerkstoff der Dicke von a) 8 mm sowie b) 4 mm und für die quer- belastete Stumpfnaht der Dicke von c) 8 mm sowie b) 4 mm (abgearbeitet)	89
Bild 4.14:	Rissverlauf im integralen Schweißnahtbereich für geätzte, unbearbeitete (Walzoberflä- che/Nahtprofil), querbelastete Stumpfnähte (QSN): a) Rissfortschritt überwiegend durch WEZ und b) Rissfortschritt ausgeprägt im Übergang von der WEZ zum Schweißgut	89
Bild 4.15:	Rissverlauf geätzter querbelasteter Stumpfnähte (QSN) mit abgearbeiteter Oberfläche: a) Rissfort-schritt überwiegend durch WEZ und b) Rissfortschritt ausgeprägt im Über- gang von der WEZ zum Schweißgut	90
Bild 4.16:	Spannungs-Dehnungs-Hysteresen für a) S1100QL Grundwerkstoff und b) querbelas- tete Stumpfnähte aus S1100QL	90
Bild 4.17:	Dehnungswöhlerlinien nach BCMM und tri-linear für die Grundwerkstoffe ($t = 8$ mm): a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	91
Bild 4.18:	Dehnungswöhlerlinien nach BCMM und tri-linear für manuell geschweißte, querbelas- tete Stumpfnähte (QSN, $t = 8 \text{ mm}$) aus: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	92
Bild 4.19:	Gegenüberstellung der tri-linearen Dehnungswöhlerlinien für Grundwerkstoff (GW) und manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit $t = 8$ mm für: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	93
Bild 4.20:	Gegenüberstellung der Dehnungswöhlerlinien für a) den Grundwerkstoff (GW) und b) die querbelastete Stumpfnaht (QSN) mit 8 mm (gewalzt) und 4 mm (abgearbeitet) Pro- bendicke	93

Bild 4.21:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven ausgewertet nach Ramberg-Osgood (direkt), Kompatibilität aus BCMM und Kompatibilität aus der tri-linearen DWL für die Grund- werkstoffe (t = 8 mm): a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (H. 1) und d) S960M (H. 2)	94
Bild 4.22:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven ausgewertet mittels Ramberg-Osgood (direkt), Kompatibilität aus BCMM und Kompatibilität aus der tri-linearen DWL für manuell ge- schweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN, $t = 8$ mm) aus: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	95
Bild 4.23:	Gegenüberstellung der zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für Grundwerkstoff (GW) und manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit $t = 8$ mm für: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	96
Bild 4.24:	Verlauf zyklische Streckgrenzen $R'_{p0,2}$ über N/N_A für transiente Spannungs-Dehnungs- Kurven der a) Grundwerkstoffe und b) querbelasteten Stumpfnähte (QSN)	97
Bild 4.25:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für Grundwerkstoffe (GW) und querbelastete Stumpfnähte (QSN) für a) 8 mm (gewalzt) und b) 4 mm (abgearbeitet) Probendicke	98
Bild 4.26:	Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit folgender Be- zeichnung nach Tabelle 4.16: a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN 01), d) S960M2 (QSN 14), e) S960M1 (QSN 02) und f) S960M2 (QSN 15)	101
Bild 4.27:	, Dehnungswöhlerlinien für die drei Schweißzonen Grundwerkstoff (GW), Wärmeein- flusszone (WEZ) und Schweißgut (SG)	102
Bild 4.28:	Zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven für die drei Schweißzonen Grundwerkstoff (GW), Wärmeeinflusszone (WEZ) und Schweißgut (SG	103
Bild 5.1:	Bewertung für Stumpfnähte anhand FAT-Klassen differenziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung für a) manuell geschweißten S960QL, b) automati- siert geschweißten S960QL sowie c) manuell geschweißten S960M und S1100QL	108
Bild 5.2:	Bewertung für Stumpfnähte anhand der linearen Schadensakkumulation $(k' = k)$ diffe- renziert nach Versuchsreihen gleicher Schweißnahtausführung für a) manuell ge- schweißten S960QL, b) automatisiert geschweißten S960QL sowie c) manuell ge- schweißten S960M und S1100QL	111
Bild 5.3:	Schematische Darstellung für die Ermittlung der rechnischen Gaßnerlinie und Drehung dieser auf die Neigung der experimentell ermittelten Gaßnerlinie	114
Bild 5.4:	Schematischer Querschnitt der untersuchten Stumpfnähte mit wesentlichen Modellie- rungsgrößen und Referenzradien für die lokale Bewertung	115
Bild 5.5:	Kerbspannungsbewertung für Stumpfnähte anhand zugehöriger FAT-Klassen mit Nei- gungen von $k = 3$ bzw. $k = 5$ und	
	a) $r_{\rm ref}$ = 1,00 mm und 1. HS,	
	b) $r_{\rm ref}$ = 1,00 mm und von Mises,	
	c) $r_{\rm ref} = 0.05$ mm und 1. HS,	
	d) $r_{\rm ref}$ = 0,05 mm und von Mises,	
	e) $r_{\rm ref}$ = 0,05 mm und 1. HS inkl. Mikrostützwirkung sowie	
	f) $r_{\rm ref}$ = 0,05 mm und von Mises inkl. Mikrostützwirkung	120
Bild 5.6:	Kerbspannungsbewertung (1. Hauptspannung) für Stumpfnähte mit r_{ref} = 1,00 und anhand a) FAT 225 mit k = 5, b) FAT 200 mit k = 4 und c) FAT 160 mit k = 3	121

Bild 5.7:	Lokale Spannungs-Dehnungs-Hysterese und Kenngrößen zur Berechnung der Schädi- gungsparameter P_{SWT} und P_{ε} am Beispiel des automatisiert geschweißten S9600QL un- ter hoher Belastung	123
Bild 5.8:	Lokale Spannungs-Dehnungs-Hysteresen und ausgewertete Schädigungsparameter der FE Simulation bei steigender Belastung unter Annahme des zyklischen Span- nungs-Dehnungs-Verhaltens für den S1100QL Grundwerkstoff (a, c und e) sowie des- sen querbelasteter Stumpfnaht (b, d, und f)	124
Bild 5.9:	Schwingfestigkeitsbewertung für Stumpfnähte anhand <i>P</i> -Wöhlerlinien mit Neigungen von $k = 3$ für die Schädigungsparameter a) P_{SWT} und b) P_{ε}	126
Bild 6.1:	Schädigungsparameterwöhlerlinien des mittelspannungsfreien <i>P</i> _{SWT} nach BCMM und tri-linear für manuell geschweißte, querbelastete Stumpfnähte (QSN) aus a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	133
Bild 6.2:	Schädigungsparameterwöhlerlinien des <i>P</i> _J bzw. <i>P</i> _{RAJ} für manuell geschweißte, querbe- lastete Stumpfnähte (QSN) aus a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)	134
Bild 6.3:	Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) unter Anwen- dung des "zyklisch stabilisierten" Verhaltens für konstante Lastamplituden	136
Bild 6.4:	Zyklisch stabilisiert berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpfnaht aus S1100QL bei a) niedriger Belastung von $F_a/l_{Naht} = 1.3 \text{ kN/mm}$ und b) hoher Belastung von $F_a/l_{Naht} = 5.4 \text{ kN/mm}$	137
Bild 6.5:	Berechnete Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparameter im Vergleich mit den Versuchsergebnissen für $R_{\rm F}$ = 0,1 unter konstanten Lastamplitu- den für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Herst. 1) und d) S960M (Herst. 2)	138
Bild 6.6:	Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert berechneter und experimentell bestimmter Le- bensdauern für $R_{\rm F}$ = 0,1 unter konstanten Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungspa- rameter a) $P_{\rm SWT}$, b) P_{ϵ} , c) $P_{\rm HL,mod}$, d) $P_{\rm J}$ und e) $P_{\rm RAJ}$	140
Bild 6.7:	Zusammenhang zwischen linear-elastischen Einbauspannungen und dem Winkelver- zug der Stumpfstoßproben	141
Bild 6.8:	Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens für variable Lastamplituden und unter Berücksichtigung des Winkelverzugs	142
Bild 6.9:	Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparame- ter unter Anwendung des zyklisch stabilisierten Verhaltens im Vergleich mit den Ver- suchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)	143
Bild 6.10:	Gegenüberstellung transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) P_{HLmod} , d) P_{I} und e) P_{RAI}	144
Bild 6.11:	Zyklisch transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven für $N/N_A = 100 \%$, $N/N_A = 50 \%$ und $N/N_A = 10 \%$, ausgewertet aus den Versuchsergebnissen des S960QL Grundwerkstoffs	145
Bild 6.12:	Transiente zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL für a) den Grundwerk- stoff und b) querbelastete (integrale) Schweißnähte	146
Bild 6.13:	Verlauf der Kenngrößen a) K' and b) n' über N/N_A für transiente Spannungs-Dehnungs-Kurven des S960QL	147

Bild 6.14:	Bewertung der Schädigung für Änderungen des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens am Beispiel des S960QL durch die Schädigungsparameter a) P_{SWT} und b) P_{ϵ}	148
Bild 6.15:	Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) unter Anwen- dung des zyklisch transienten Verhaltens für konstante Lastamplituden	149
Bild 6.16:	Transient berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpf- naht unter konstanten Lastamplituden mit F_a/l_{Naht} = 8,0 kN/mm und R_F = 0,1 aus a) S960QL und b) S1100QL	150
Bild 6.17:	Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparame- ter unter Anwendung des zyklisch transienten Verhaltens im Vergleich mit den Ver- suchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)	151
Bild 6.18:	Gegenüberstellung transient berechneter und experimentell bestimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter konstanten Lastamplituden mit Hilfe der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_{ε} , c) P_{HL} , d) P_J und e) P_{RAJ}	152
Bild 6.19:	Berücksichtigung des ausgeprägten Winkelverzugs in der zyklisch transienten Lebens- dauerabschätzung der querbelasteten Stumpfnaht aus S960QL	153
Bild 6.20:	Prozentualer Unterschied in der Lebensdauerabschätzung zwischen der zyklisch stabi- lisierten gegenüber der transienten berechneten Lebensdauer (bezogen auf die tran- siente Abschätzung) bei konstanten Lastamplituden	155
Bild 6.21:	Übersicht des Bewertungsablaufs für querbelastete Stumpfnähte (QSN) mit der Ab- grenzung hoher und niedriger Belastungen	155
Bild 6.22:	Transient berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen der querbelasteten Stumpfnaht aus S960QL unter variablen Lastamplituden mit $\bar{R}_{\rm F}$ = 0,1 und Berücksichtigung des Winkelverzugs	156
Bild 6.23:	Rechnerische Nennspannungswöhlerlinien für zugrunde gelegte Schädigungsparame- ter unter Anwendung des zyklisch stabilisierten und transienten Verhaltens im Ver- gleich mit den Versuchsergebnissen für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden für a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (Hersteller 1) und d) S960M (Hersteller 2)	157
Bild 6.24:	Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert/transient berechneter und experimentell be- stimmter Lebensdauern für $R_F = 0,1$ unter variablen Lastamplituden mit Hilfe der Schä- digungsparameter a) P_{mure} b) P_{mure} c) P_{mure} d) P_{mure} und e) P_{mure}	159
Bild 6.25:	Mittelwertfaktoren m_{σ} und m_{ε} in Abhängigkeit von der bezogenen Maximalspannung und dem Exponenten <i>z</i>	160
Bild 6.26:	Gegenüberstellung zyklisch stabilisiert/transient berechneter und experimentell be- stimmter Lebensdauern für $R_{\rm F} = 0,1$ mit $P_{{\rm m},z=R'_{{\rm nn},z}/R_{\rm m}}$ und probenspezischem Winkel-	
	verzug unter a) konstanten und b) variablen Lastamplituden	161
Bild 6.27:	Gegenüberstellung experimenteller (links) und simulierter (rechts) Spannungs-Deh- nungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit konstanten Amplituden a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN01) und d) S960M2 (QSN 14)	162
Bild 6.28:	Ergebnisse experimentell ermittelter und rechnerischer Lebensdauern für QSN unter konstanten Lastamplituden entsprechend der Beschreibung in Tabelle 4.16: a) S1100QL (QSN 14), b) S1100QL (QSN 15), c) S960M1 (QSN01), d) S960M2 (QSN 14) und e) S960QL (QSN 15)	163

11 Bilderverzeichnis

Bild 6.29:	Gegenüberstellung experimenteller (links) und simulierter (rechts) Spannungs-Deh- nungs-Verläufe für Stumpfnähte unter Kraftregelung mit variablen Amplituden	165
Bild 6.30:	Ergebnisse experimentell ermittelter und rechnerischer Lebensdauern für QSN unter variablen Lastamplituden (Tabelle 4.16): a) S960M1 (QSN 02), b) S960M2 (QSN 15)	165
Bild 6.31:	Gegenüberstellung aus zyklisch transienten Kennwerten des manuell geschweißten S960QL berechneten Lebensdauern mit experimentell für den automatisiert ge- schweißten S960QL für $R_F = 0,1$ unter a) konstanten Lastamplituden und b) variablen Lastamplituden und Berücksichtigung des Winkelverzugs	166
Bild 6.32:	Lebensdauerabschätzung der Versuchsergebnisse des automatisiert geschweißten S960QL durch die integrale Methode mit $P_{m,z=R'_{p0,2}/R_m}$	167
Bild 6.33:	Einordnung weiterer Versuchsergebnisse für Stumpfnähte aus a) S1100QL [BeSt14b, BeSt16] und b) S960 [OIRi79, Lei+12]	167
Bild 6.34:	Gegenüberstellung aus zyklisch stabilisiertem/transientem Verhalten berechneten Lebensdauern mit experimentell bestimmten für $R_F = 0,1$ durch a) P_SWT und b) P_ϵ	168
Bild 7.1:	Gleichungen und Kenngrößen der Schädigungsparameter a) P_{SWT} , b) P_B , c) P_{ϵ} , d) P_{HL} bzw. $P_{HL,mod}$, e) P_J bzw. P_{RAJ} und f) P_m	178

Anhang

Inhaltsverzeichnis des Anhangs

Anhang 3.1	Beschreibung von Beanspruchungskollektiven	212
Anhang 3.2	Zählverfahren	213
Anhang 3.3	Kerbklassen (FAT-Klassen) für Stumpfnähte entsprechend den Re-	
	gelwerken	216
Anhang 3.4	Kontinuierliche Verläufe von K und n über N/N_a	218
Anhang 4.1:	Technische Zeichnungen der Versuchskörper	219
Anhang 4.2:	Härte von Mikrostrukturproben und Querschliffen	222
Anhang 5.1:	Ergebnisse der linearen Schadensakkumulation	223
Anhang 5.2:	Streuung der Kerbspannungswöhlerlinien	229
Anhang 5.3:	Ergebnisse der elastisch-plastischen Bewertung	230
Anhang 6.1:	PJ- bzw. PRAJ-Schädigungsparameterwöhlerlinien	232
Anhang 7.1:	Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung mittels QSN	236

Anhang 3.1 Beschreibung von Beanspruchungskollektiven

Zur Beschreibung der schädigenden Wirkung und des Vergleichs von Kollektivformen werden für die Völligkeit, teilweise auch Fülligkeit, voneinander abweichende Definitionen gegeben. Eine Übersicht über einige Definitionen der Völligkeit und ihre Auswirkungen in Abhängigkeit von der Kollektivform ist in Tabelle A3.1 dargestellt.

Die Völligkeit nach [SoOp11] verwendet den Völligkeitsindex $D_{L,s}^*$, um Verteilungen einheitlich auf den gleichen Umfang von z.B. $L_s = 5 \cdot 10^5$ Schwingspielen zu beziehen. In [Gün+73] werden neben der graphischen Kollektivkennzeichnung nach Gaßner das Völligkeitsmaß nach Lehmann v, welches das lastbezogene Verhältnis von Wöhler- zu Gaßnerlinie im Wertebereich von v = 0 bis v = 1 beschreibt und in [Ren+12] als Kennwert für die Kollektivform Anwendung findet, und das Völligkeitsmaß nach Wirthgen V aufgeführt. Das Pendant zum Völligkeitsmaß v ist durch das Lebensdauervielfache LV gegeben [Hin+12], welches den multiplikativen Abstand zwischen Wöhler- und Gaßnerlinie in Schwingspielzahlrichtung beschreibt. Aufgrund der Streuungen tatsächlicher Schadenssummen kann keine eindeutige Aussage bezüglich des Einflusses der Völligkeit der in [SoOp11] untersuchten Teilfolgen getroffen werden.

	Formpara- Kollektivkenn-		Völligk	eitsmaß	Völligkeitsindex		
	meter	zeichnung	nach Lehmann	nach Wirthgen	nach Sonsino		
Jahr, Quelle	1970, [Hank70] 1964, [Gaß+64]	1969, [Gün+73]	1970, [Gün+73]	2011, [SoOp11]		
Definition	$H(\sigma_{\rm a}) = H_0^{1 - \left(\frac{\sigma_{\rm a}}{\sigma_{\rm a}}\right)^{\nu}}$	grafische Definition	$v = \frac{\log\left(\sum \frac{n_i}{n_1} \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_1}\right)^b\right)}{\log \sum \frac{n_i}{n_1}}$	$V = \frac{\sum n_i}{\sum n_i \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_1}\right)^b} \stackrel{\frown}{=} \frac{\overline{N}_{\rm C}}{\overline{N}_{\rm C}}$	$\frac{D}{L_{\rm L,s}} = D_{{\rm L},s,x} \frac{L_{{\rm s},{\rm G}} = 5 \cdot 10^5}{L_{{\rm s},{\rm x}}}$		
Einstufenbelastung	$\nu \to \infty$	p = 1	v = 1	V = 1	-		
Normalverteilung	$\nu = 2$	p=0	v = 0,5	$V \approx 100$	$D_{\mathrm{L,s}}^{*} = 0,013 \dots 0,213$		
abnehm. Völligkeit	$\nu \to 0$	_	$v \to 0$	$V \to \infty$	$D_{\mathrm{L,s}}^* \to 0$		

Tabelle A3.1: Definitionen der Völligkeit und ihre Auswirkungen in Abhängigkeit von der Kollektivform



Bild A3.1: Versuchsergebnisse mit Streubereich und zugehörigen Lebensdauerlinien für Kollektive mit p = 1,00, p = 0,50, p = 0,25 und p = 0,00 im doppeltlogarithmischen Netz

Anhang 3.2 Zählverfahren

In der Grundform der **Spitzenwertzählung** (SZ) werden Maxima in vordefinierten Klassen gezählt. Köhler *et al.* [Köh+12] unterscheiden drei weitere Varianten der Spitzenwertzählung, deren Ergebnisse sich für typische Beanspruchungs-Zeit-Verläufe unterscheiden. Das Zählergebnis ändert sich, wenn Minima (*Variante I*) statt Maxima gezählt werden. *Variante II* beinhaltet alle lokalen Extremwerte, d.h. Umkehrpunkte (Minima und Maxima). *Variante III* reduziert die Zählung auf Extremwerte zwischen Nulldurchgängen [Schi63]. Die Zählung der Extremwerte wird in einer Häufigkeitsverteilung aufgetragen, aus der sich ein Amplitudenkollektiv erzeugen lässt. Dabei werden variierende Mittelspannungen vernachlässigt.

Durch die **Klassengrenzenüberschreitungszählung** (KGÜZ), auch Überschreitungshäufigkeitszählung, wird das Amplitudenkollektiv aus der Zählung von Überschreitungen in aufsteigender Richtung durch vorgegebene Klassengrenzen erzeugt. Durch die Zählung gehen Informationen über Frequenz, Mittelspannungen, Zwischenschwingungen und Reihenfolge verloren. Eine Variante besteht in der Zählung von Überschreitungen in absteigender Richtung [Köh+12]. Die KGÜZ kann zur Zählung großer Amplituden führen, die in dieser Ausprägung nicht auftreten. Daraus folgt, dass mehrere Beanspruchungs-Zeit-Verläufe auf das gleiche Kollektiv führen bzw. aus einem Kollektiv sich mehrere Beanspruchungs-Zeit-Funktionen konstruieren lassen. Es hat sich gezeigt, dass sich im Falle einer zufälligen Beanspruchungsfolge eine Normalverteilung ergibt. Die KGÜZ eignet sich, um einen Überblick über die Einhüllende der Lasten bzw. Beanspruchungen zu geben, nicht jedoch zur Lebensdauerabschätzung [Köh+12].

Bei der **Bereichszählung** (BZ) werden die Differenzen je zwei aufeinanderfolgender Extremwerte gezählt, weswegen das Verfahren auch als Spannenverfahren bezeichnet wird. Neben positiven Flanken (Minimum zu Maximum) können auch negative (Maximum zu Minimum) gezählt werden, was zu unterschiedlichen Zählergebnissen führt [Köh+12]. In beiden Fällen geht die Höhe der tatsächlichen Extremwerte sowie die Frequenz und der Mittelwert verloren. Die BZ wird weder für einen Kollektivvergleich noch für eine Lebensdauerabschätzung empfohlen [Köh+12].

In Fortführung dessen wird bei der von Lambie [Lamb55] entwickelten **Bereichspaarzählung** (BPZ) die Häufigkeit voller Schwingspiele gezählt, d.h. die Zählung erfolgt, wenn zu einem Halbschwingspiel das zugehörige zweite Halbschwingspiel gleicher Amplitude gefunden wird. Dabei gehen neben Frequenz und Mittelwerten auch Absolut- und Extremwerte verloren. Durch die Zählung von Doppelamplituden gehen Mittelwerte verloren, sodass sich die Bereichspaarzählung ohne Berücksichtigung der Mittelwerte nicht zur Lebensdauerabschätzung eignet.

Zwar ist die BPZ nur eingeschränkt und die KGÜZ nicht für eine Lebensdauerabschätzung geeignet, jedoch sind beide für einen Kollektivergleich hilfreich. Ihre Gegenüberstellung ist

nützlich, weil Gegenüberstellung der Zählung von Überschreitungen vorgegebener Klassengrenzen und von Schwingspielen Informationen zu Mittelspannungen liefern. Ist das Schwingspielzahlverhältnis zwischen KGÜZ und BPZ kleiner als 1:3, so ist keine zusätzliche Berücksichtigung von Mittelspannungsfluktuationen in der Schadensumme erforderlich [Sons07a]. Liegen die Ergebnisse jedoch in einem Verhältnis größer als 1:3 auseinander [Bux+86, Sons07a], so sollte eine wesentlich geringere tatsächliche Schadenssumme gegenüber einer Beanspruchungs-Zeit-Funktion ohne Mittellastschwankungen angenommen werden, z.B. $D_{tat} = 0,2$ anstelle $D_{tat} = 0,5$ für Schweißverbindungen [Sons05b].

Im Gegensatz zu einparametrischen Zählverfahren ermöglichen zweiparametrische eine eindeutige Rücktransformation von Mittelwerten und Amplituden. Die **Bereichs-Mittelwert-Zählung** (BMZ) [Teic41] beispielsweise ergänzt die BZ um die Zählung des dazugehörigen Mittelwertes. Bei der Kombination aus **Bereichspaar-Mittelwertzählung** (BPMZ) [deJo69, deJo82] werden zusätzlich zu den Doppelamplituden auch die Mittelwerte gezählt. Die Frequenzinformation geht jedoch verloren.

Die Zählung anhand zweiparametrischer Verfahren erfolgt mit Hilfe von Matrizen. Die Von-Bis-Zählung (VBZ) [Aich73, Gün+73] ist daher auch unter dem Begriff Markov-Matrix oder Transitionsmatrix bekannt. In einer sequentiellen Zählung von Umkehrpunkt zu Umkehrpunkt wird der erste Umkehrpunkt als Startklasse und der darauffolgende als Zielklasse in einer Übergangsmatrix eingetragen. Die Übergangsmatrix veranschaulicht die wesentliche Information des Beanspruchungs-Zeit-Verlaufs. Die Diagonale der Matrix bleibt unbelegt, nahe dieser sind kleine Schwingbreiten aufgetragen und entfernt davon große. Dazugehörige Häufigkeiten können farblich veranschaulicht werden.

Das Ergebnis der **Rainflow-Zählung** ist identisch der Bereichspaar-Mittelwertzählung [deJo69, deJo82]. In der Rainflow-Matrix werden vollständige Hysteresen gezählt, nichtgeschlossene, d.h. Halbschwingspiele, werden als Residuum festgehalten. Minima und Maxima der Schwingspiele werden in einer Vollmatrix, in reduzierter Form in einer Halbmatrix, abgelegt. Die Information über die Frequenz geht auch hier verloren. Der Begriff der Rainflow-Zählung entstammt in seiner Form nach [MaEn68] dem Fließen des Regenwassers von typisch asiatischen Pagodendächern und wird daher auch als Pagodendach- oder Regenflussverfahren bezeichnet. Die Entwicklung der Rainflow-Zählung nach [MaEn68] und der Bereichspaar-Mittelwertzählung [deJo69, deJo82] fand etwas zeitgleich und unabhängig voneinander statt. Die Rainflow-Zählung wird inzwischen als Standardverfahren bei der Lebensdauerabschätzung eingesetzt. Algorithmen ermöglichen eine Online-Klassierung von Beanspruchungs-Zeit-Verläufen mit Hilfe der Rainflow-Zählung.

Zählverfahren,		Eignung zur Lebens-	
kursiv: englischsprachige	Parameter	dauerabschätzung	Jahr, Literatur
Übersetzung		nach [Köh+12]	
Extremwertzählung,			-
Spitzenwertzählung (SZ)	1	nicht geeignet	Variante III:
peak counting			1963 [Schi63]
Klassengrenzenüberschrei-			
tungszählung (KGÜZ, auch			
Überschreitungshäufigkeits-	1	nicht geeignet	-
zählung)			
level crossing counting			
Bereichszählung (BZ)	1	nicht accianct	_
range counting	I	mont geeignet	-
Bereichspaarzählung (BPZ)	1	eingeschränkt	1955 [l amb55]
range pair counting	I	(keine Mittelwerte)	
Bereichs-Mittelwertzählung	2	k.A.	
range mean counting	2	(ungebräuchlich)	
Bereichspaar- und Mittel-			1969 [deJo69]
wertzählung	2	gut geeignet	1982 [deJo82]
range pair range counting			
Von-Bis-Zählung (VBZ),			1072 [Ajah72]
Markov-Matrix	2	gut geeignet	1973 [AIUH73],
transition counting			1973 [Gull+73]
Rainflowzählung (RZ),			
Regenflussverfahren	2	gut geeignet	1968 [MaEn68]
Rainflow couting			

Tabelle A3.2: Zählverfahren und deren Eignung zur Lebensdauerabschätzung

Anhang 3.3 Kerbklassen (FAT-Klassen) für Stumpfnähte entsprechend den Regelwerken

FAT-Klasse bzw.	DIN EN 1993-1-9	IIW-Richtlinie bzw.	DIN EN 13001-3-1
$\Delta\sigma(N_{\rm V}=2\cdot10^6)$	(Eurocode 3)	FKM-Richtlinie	
[MPa]	[DIN1993]	[Hobb16, Ren+12]	[DIN13001]
140	-	-	Detail 3.1 : BG⁵ B*
125	-	-	Detail 3.1 : BG ¹ B
110	Tab. 8.3-1 : zfP ⁶ ,	Detail 211 : zfP ² ,	Detail 3.1: BG1 C
112	Nähte blecheben	Nähte blecheben	
	Tab. 8.3-5 : zfP ² ,	Detail 212 : zfP ² ,	-
00	$h_{\mathrm{Naht}} \leq 0, 1b$	$h_{\mathrm{Naht}} \leq 0, 1b$	
90		In Werkstatt in Wan-	
		nenlage geschweißt	
	Tab. 8.3-11 : zfP ² ,	Detail 214: kerami-	Detail 3.2: BG1 C,
90	$h_{\mathrm{Naht}} \leq 0,2b$	sche, nicht verblei-	verbleibende Badsi-
00		bende Badsicherung	cherung, durchge-
		Detail 213: zfP ²	schweißt
	Tab. 8.3-13/14:	Detail 216: zfP ² , ein-	-
	zfP ² , einseitig ge-	seitig voll durchge-	
71	schweißt,	schweißt	
71	ohne/mit Badsi-	Detail 215: verblei-	
	cherung	bende Badsicherung	
		mit Wurzelriss	
	Tab. 8.3-16: mit	-	-
50	verbleibender		
	Badsicherung		
	<i>Tab. 8.3-13</i> : ein-	Detail 217: teildurch-	-
26	seitig geschweißt,	geschweißt	
30	ohne Badsiche-	Detail 216: voll	
	rung und zfP ²	durchgeschweißt	

Kerbklassen für Nennspannungen – Stumpfnaht

Tabelle A3.3.1: Kerbklassen (FAT-Klassen) für Nennspannungen Stumpfnähte aus Stahl

⁵ Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817 [DIN5817]

⁶ Zerstörungsfreie Prüfung

FAT-Klasse bzw. $\Delta \sigma (N_V = 2 \cdot 10^6)$	DIN EN 1993-1-9 (Eurocode 3)	IIW-Richtlinie bzw. FKM-Richtlinie	DIN EN 13001-3-1
[MPa]	[DIN1993]	[Hobb16, Ren+12]	[DIN13001]
112	<i>Tab. B.1-1</i> : Voll durchgeschweißte Stumpfnaht, zfP, blecheben ge- schliffen [#]	-	-
100	<i>Tab. B.1-2</i> : Voll durchgeschweißte Stumpfnaht	Detail 1 : Querbelas- tete Stumpfnaht im Schweißzustand, zfP	-

Kerbklassen für Strukturspannungen – Stumpfnähte

[#] Für FAT 112 nach DIN EN 1993-1-9 (Eurocode 3) [DIN1993] gelten folgende Anforderungen: Alle Nähte und Blechränder sind blecheben in Lastrichtung geschliffen, keine Nahtenden (Schweißnahtan- und -auslaufstücke verwenden und anschließend entfernen), beidseitige Schweißung mit ZfP, spezifische Anforderunge an Exzentrizitäten

Tabelle A3.3.2: FAT-Klassen des in dieser Arbeit untersuchten Schweißdetails ,Stumpfnaht' aus Stahl – FAT-Klassen, Strukturspanngen, Stahl (Normalspannung)



Anhang 3.4 Kontinuierliche Verläufe von K⁴ und n⁴ über N/N_a

Bild A3.4: Kontinuierliche Verläufe von K' und n' über N/N_a für Grundwerkstoffe und querbelastete Stumpfnähte: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (V1) und d) S960M (V2)



Anhang 4.1 Technische Zeichnungen der Versuchskörper

Bild A4.1.1: Technische Zeichnung der Stumpfstoßprobe



Bild A4.1.2: Technische Zeichnung der längs der Naht entnommenen Mikrostrukturprobe



Bild A4.1.3: Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe des Grundwerkstoffs



Bild A4.1.4: Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe der querbelasteten Stumpfnaht



Bild A4.1.5: Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe des Grundwerkstoffs mit abgearbeiteter Nahtkontur



Bild A4.1.6: Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe der querbelasteten Stumpfnaht mit abgearbeiteter Nahtkontur

Anhang 4.2 Härte von Mikrostrukturproben und Querschliffen

		Gru	ndwerk	stoff	S	chweiß	gut		WEZ	
	Probe	96Q-07	96Q-09)11Q-04	4 96Q-0 <i>1</i>	1 96Q-09) 11Q-04	96Q-02	96Q-09	11Q-04
	Härtefeld (0-5 mm) Einzel-	304	304	302	322	318	307	304	307	315
min(HV0,1)	messung- en	336	375	326	347	334	361	326	311	352
	min aus Bild 4.5	33	34	334	32	22	292	3	13	274
	Härtefeld (0-5 mm)	375	381	390	449	449	412	442	449	469
max(HV0,1)	Einzel- messung- en	348	396	339	469	462	401	418	449	430
	max aus Bild 4.5	40	06	444	4	56	464	3	93	361
	Härtefeld (0-5 mm) Einzel-	349	345	335	380	394	362	365	388	394
HV0,1	messung-	344	384	333	389	394	381	388	387	393
	HV0,1 aus Bild 4.5	3	59	391	30	69	368	3	39	313
s(HV0,1)	Härtefeld (0-5 mm) Einzel-	16	21	18	29	30	23	38	32	36
	messung- en	5	9	5	35	38	12	28	50	27
	<i>s</i> aus Bild 4.5	1	5	29		27	38	2	20	24

Tabelle A4.2: Minima, Maxima, Mittelwerte und Standardabweichung der Härte HV0,1 ausgewählter Mikrostrukturproben entnommen aus GW, WEZ und SG

Anhang 5.1 Ergebnisse der linearen Schadensakkumulation

Anhang 5.1.1 S960QL (manuell geschweißt)

Versuc	Versuchsreihe: Stumpfnähte aus S960QL (manuell geschweißt); Palmgren-Miner elementar									
$\bar{\sigma}_{\mathrm{a,n}}$	$\bar{\sigma}_{0,n}$	$\overline{N}_{\mathrm{exp}}$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm th}=1)$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0,5)$	$D_{\text{tat}} =$	$D^* =$	D_{Koll}			
					N _{exp}	N _{exp}				
[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	$N_{\rm rech}(D_{\rm th}=1)$ [-]	$N_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0,5)$ [-]	[-]			
			experimentell	experimentell						
Wöhlerl	inie: -		(S960QL, man.)	(S960QL, man.)	-	-	-			
			$b_{a,n}(N=1.10) = 42$ k = 3,0	$\delta_{a,n}(N=1.10) = 42$ k = 3,0						
		Rechner	rische Lebensdau	ern und Schadens	summen der Gal	3nerlinie ^{a)}				
630,0	1400	2.903	2.874	1.437	1,01	2,02	0,069590			
607,5	1350	3.407	3.205	1.603	1,06	2,13	0,062397			
585,0	1300	4.022	3.590	1.795	1,12	2,24	0,055718			
562,5	1250	4.780	4.038	2.019	1,18	2,37	0,049533			
540,0	1200	5.720	4.564	2.282	1,25	2,51	0,043824			
517,5	1150	6.898	5.185	2.593	1,33	2,66	0,038571			
495,0	1100	8.389	5.925	2.962	1,42	2,83	0,033755			
472,5	1050	10.294	6.812	3.406	1,51	3,02	0,029358			
450,0	1000	12.759	7.886	3.943	1,62	3,24	0,025361			
405,0	900	20.284	10.818	5.409	1,88	3,75	0,018488			
360,0	800	34.058	15.403	7.701	2,21	4,42	0,012985			
315,0	700	61.289	22.992	11.496	2,67	5,33	0,008699			
270,0	600	120.768	36.510	18.255	3,31	6,62	0,005478			
225,0	500	269.370	63.089	31.545	4,27	8,54	0,003170			
Rechneri	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Einzelve	rsuche ^{A)}					
315,0	700	62.712	22.992	11.496	2,73	5,46	0,008699			
481,5	1070	9.513	6.437	3.219	1,48	2,96	0,031068			
490,5	1090	112	6.090	3.045	0,02	0,04	0,032843			
450,0	1000	12.313	7.886	3.943	1,56	3,12	0,025361			
270,0	600	142.513	36.510	18.255	3,90	7,81	0,005478			
360,0	800	18.112	15.403	7.701	1,18	2,35	0,012985			
486,0	1080	113	6.260	3.130	0,02	0,04	0,031947			
405,0	900	37.313	10.818	5.409	3,45	6,90	0,018488			
477,0	1060	5.513	6.621	3.311	0,83	1,67	0,030205			
				Mittelwert:	1,68	3,37	0,021897			
				Minimum:	0,02	0,04	0,005478			
				Maximum:	3,90	7,81	0,032843			
				Standardabw.:	1,32	2,64	0,010115			

^{A)} Für die *Gaßnerlinie* entspricht \overline{N}_{exp} dem Wert der ausgewerteten Gaßnerlinie mit P_{U} = 50 %; für *Einzelversuche* ist \overline{N}_{exp} die Bruchschwingspielzahl der jeweiligen Probe (blau markierte sind LCF)

Tabelle A5.1.1: Experimentell bestimmte und mittels Palmgren-Miner elementar berechnete Lebensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960QL-Grundwerkstoff und zugehörige Schadenssummen

Versuchsreihe: Stumpfnähte aus S960QL (automatisiert geschweißt); Palmgren-Miner elementar											
$ar{\sigma}_{\mathrm{a,n}}$	$\bar{\sigma}_{0,n}$	$\overline{N}_{\mathrm{exp}}$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm th}=1)$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0.5)$	$D_{\text{tat}} = \overline{N}_{\text{exp}}$	$D^* = \\ \overline{N}_{exp}$	D _{koll}				
[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{th}} = 1)$ [-]	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0.5)$ [-]	[-]				
Wöhlerl	inie:	-	experimentell (S960QL, auto.) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot10^6) = 127$ k = 5,0	experimentell (S960QL, auto.) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot10^6) = 127$ k = 5,0	-	-	-				
Rechneri	sche Leb	pensdauern	und Schadenssur	nmen der Gaßnerl	inie ^{A)}						
630,0	1400	90.631	7.553	3.777	12,00	24,00	0,026478				
607,5	1350	111.103	9.060	4.530	12,26	24,53	0,022076				
585,0	1300	137.250	10.941	5.471	12,54	25,09	0,018279				
562,5	1250	170.962	13.312	6.656	12,84	25,69	0,015024				
540,0	1200	214.872	16.326	8.163	13,16	26,32	0,012250				
517,5	1150	272.702	20.197	10.099	13,50	27,00	0,009902				
495,0	1100	349.781	25.225	12.612	13,87	27,73	0,007929				
472,5	1050	453.874	31.830	15.915	14,26	28,52	0,006283				
450,0	1000	596.480	40.624	20.312	14,68	29,37	0,004923				
405,0	900	1.076.063	68.798	34.399	15,64	31,28	0,002907				
360,0	800	2.081.095	123.976	61.988	16,79	33,57	0,001613				
315,0	700	4.395.889	241.711	120.855	18,19	36,37	0,000827				
270,0	600	10.421.945	522.432	261.216	19,95	39,90	0,000383				
225,0	500	28.931.021	1.299.979	649.989	22,25	44,51	0,000154				
Rechneri	sche Lek	pensdauern	und Schadenssur	mmen der Einzelve	ersuche ^{A)}						
450,0	1000	60.512	40.624	20.312	1,49	2,98	0,004923				
315,0	700	339.512	241.711	120.855	1,40	2,81	0,000827				
468,0	1040	36.913	33.390	16.695	1,11	2,21	0,005990				
405,0	900	162.913	68.798	34.399	2,37	4,74	0,002907				
477,0	1060	113	30.357	15.178	0,00	0,01	0,006588				
360,0	800	417.712	123.976	61.988	3,37	6,74	0,001613				
450,0	1000	46.513	40.624	20.312	1,14	2,29	0,004923				
270,0	600	841.113	522.432	261.216	1,61	3,22	0,000383				
468,0	1040	44.313	33.390	16.695	1,33	2,65	0,005990				
				Mittelwert:	1,54	3,07	0,003794				
				Minimum:	0,00	0,01	0,000383				
				Maximum:	3,37	6,74	0,006588				
				Standardabw.:	0,87	1,74	0,002260				

Anhang 5.1.2 - S960QL (automatisiert geschweißt)

^{A)} Für die *Gaßnerlinie* entspricht \overline{N}_{exp} dem Wert der ausgewerteten Gaßnerlinie mit P_{ij} = 50 %; für *Einzelversuche* ist \overline{N}_{exp} die Bruchschwingspielzahl der jeweiligen Probe (blau markierte sind LCF)

Tabelle A5.1.2: Experimentell bestimmte und mittels Palmgren-Miner elementar berechnete Lebensdauern für automatisiert geschweißte Stumpfnähte aus S960QL-Grundwerkstoff und zugehörige Schadenssummen

Versuchsreihe: Stumpfnähte aus S960M (Herst. 1, manuell geschweißt); Palmgren-Miner eleme										
$ar{\sigma}_{\mathrm{a,n}}$	$\bar{\sigma}_{0,n}$	$\overline{N}_{\mathrm{exp}}$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm th}) = 1)$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0,5)$	$D_{ ext{tat}} = \overline{N}_{ ext{exp}}$	$D^* = \overline{N}_{exp}$	D _{koll}			
[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{th}} = 1)$ [-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{zul}} = 0,5)$ [-]	[-]			
Wöhlerli	nie:	-	experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot10^{6}) = 64$ k = 3,3	experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1.10^{6}) = 64$ k = 3,3	-	-	-			
Rechneris	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Gaßnerl	inie ^{A)}					
630,0	1400	3.955	5.948	2.974	0,67	1,33	0,033625			
607,5	1350	4.625	6.706	3.353	0,69	1,38	0,029823			
585,0	1300	5.440	7.596	3.798	0,72	1,43	0,026330			
562,5	1250	6.439	8.645	4.323	0,74	1,49	0,023134			
540,0	1200	7.675	9.892	4.946	0,78	1,55	0,020218			
517,5	1150	9.216	11.384	5.692	0,81	1,62	0,017569			
495,0	1100	11.157	13.182	6.591	0,85	1,69	0,015172			
472,5	1050	13.628	15.369	7.685	0,89	1,77	0,013013			
450,0	1000	16.809	18.054	9.027	0,93	1,86	0,011078			
405,0	900	26.443	25.561	12.781	1,03	2,07	0,007824			
360,0	800	43.879	37.704	18.852	1,16	2,33	0,005304			
315,0	700	77.916	58.581	29.291	1,33	2,66	0,003414			
270,0	600	151.181	97.428	48.714	1,55	3,10	0,002053			
225,0	500	331.114	177.821	88.910	1,86	3,72	0,001125			
Rechneris	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Einzelve	rsuche ^{A)}					
490,5	1090	112	13.586	6.793	0,01	0,02	0,014722			
360,0	800	37.513	37.704	18.852	0,99	1,99	0,005304			
468,0	1040	10.713	15.863	7.931	0,68	1,35	0,012608			
477,0	1060	112	14.896	7.448	0,01	0,02	0,013426			
315,0	700	57.313	58.581	29.291	0,98	1,96	0,003414			
405,0	900	16.713	25.561	12.781	0,65	1,31	0,007824			
517,5	1150	113	11.384	5.692	0,01	0,02	0,017569			
270,0	600	108.313	97.428	48.714	1,11	2,22	0,002053			
450,0	1000	12.913	18.054	9.027	0,72	1,43	0,011078			
210,9	469	390.712	220.028	110.014	1,78	3,55	0,000909			
				Mittelwert:	0,69	1,39	0,008891			
				Minimum:	0,01	0,02	0,000909			
				Maximum:	1,78	3,55	0,017569			
				Standardabw.:	0,54	1,08	0,005504			

Anhang 5.1.3 – S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)

^{A)} Für die *Gaßnerlinie* entspricht \overline{N}_{exp} dem Wert der ausgewerteten Gaßnerlinie mit $P_{U} = 50$ %; für *Einzelversuche* ist \overline{N}_{exp} die Bruchschwingspielzahl der jeweiligen Probe (blau markierte sind LCF)

Tabelle A5.1.3: Experimentell bestimmte und mittels Palmgren-Miner elementar berechnete Lebensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960M-Grundwerkstoff (Hersteller 1) und zugehörige Schadenssummen

Versuch	nsreihe:	Stumpfnä	hte aus S960M	(Herst. 2, man. g	eschweißt); Pal	mgren-Miner ele	mentar
$ar{\sigma}_{\mathrm{a,n}}$	$\bar{\sigma}_{0,n}$	$\overline{N}_{\mathrm{exp}}$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm th}=1)$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0.5)$	$D_{\mathrm{tat}} = \overline{N}_{\mathrm{exp}}$	$D^* = \\ \overline{N}_{exp}$	D _{koll}
[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{th}} = 1)$ [-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{zul}} = 0.5)$ [-]	[-]
Wöhlerl	inie: -		experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot10^6) = 64$ k = 3,3	experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1.10^{6}) = 64$ k = 3,3	-	-	-
Rechneri	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Gaßnerl	inie ^{A)}		
630,0	1400	3.955	5.948	2.974	0,67	1,33	0,033625
607,5	1350	4.625	6.706	3.353	0,69	1,38	0,029823
585,0	1300	5.440	7.596	3.798	0,72	1,43	0,026330
562,5	1250	6.439	8.645	4.323	0,74	1,49	0,023134
540,0	1200	7.675	9.892	4.946	0,78	1,55	0,020218
517,5	1150	9.216	11.384	5.692	0,81	1,62	0,017569
495,0	1100	11.157	13.182	6.591	0,85	1,69	0,015172
472,5	1050	13.628	15.369	7.685	0,89	1,77	0,013013
450,0	1000	16.809	18.054	9.027	0,93	1,86	0,011078
405,0	900	26.443	25.561	12.781	1,03	2,07	0,007824
360,0	800	43.879	37.704	18.852	1,16	2,33	0,005304
315,0	700	77.916	58.581	29.291	1,33	2,66	0,003414
270,0	600	151.181	97.428	48.714	1,55	3,10	0,002053
225,0	500	331.114	177.821	88.910	1,86	3,72	0,001125
Rechneri	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Einzelve	rsuche ^{A)}		
481,5	1070	20.313	14.442	7.221	1,41	2,81	0,013849
477,0	1060	22.112	14.896	7.448	1,48	2,97	0,013426
468,0	1040	17.312	15.863	7.931	1,09	2,18	0,012608
490,5	1090	14.913	13.586	6.793	1,10	2,20	0,014722
360,0	800	129.112	37.704	18.852	3,42	6,85	0,005304
225,0	500	681.913	177.821	88.910	3,83	7,67	0,001125
270,0	600	208.313	97.428	48.714	2,14	4,28	0,002053
				Mittelwert:	2,07	4,14	0,009012
				Minimum:	1,09	2,18	0,001125
				Maximum:	3,83	7,67	0,014722
				Standardabw.:	1,04	2,09	0,005514

Anhang 5.1.4 – S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)

^{A)} Für die *Gaßnerlinie* entspricht \overline{N}_{exp} dem Wert der ausgewerteten Gaßnerlinie mit $P_{U} = 50$ %; für *Einzelversuche* ist \overline{N}_{exp} die Bruchschwingspielzahl der jeweiligen Probe

Tabelle A5.1.4: Experimentell bestimmte und mittels Palmgren-Miner elementar berechnete Lebensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960M-Grundwerkstoff (Hersteller 2) und zugehörige Schadenssummen

Versuchsreihe: Stumpfnähte aus S1100QL (manuell geschweißt); Palmgren-Miner elementar										
$ar{\sigma}_{a,n}$	$\bar{\sigma}_{0,n}$	$\overline{N}_{ m exp}$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm th}=1)$	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0,5)$	$\begin{array}{c} D_{\rm tat} = \\ \overline{N}_{\rm exp} \end{array}$	$D^* = \frac{\overline{N}_{exp}}{\overline{N}_{exp}}$	D _{koll}			
[MPa]	[MPa]	[-]	[-]	[-]	$\overline{N}_{\text{rech}}(D_{\text{th}} = 1)$ [-]	$\overline{N}_{\rm rech}(D_{\rm zul}=0.5)$ [-]	[-]			
Wöhlerl	inie:	-	experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot10^{6}) = 64$ k = 3,3	experimentell (S960+S1100) $\bar{\sigma}_{a,n}(N=1\cdot 10^{6}) = 64$ k = 3,3	-	-	-			
Rechneri	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Gaßnerl	linie ^{A)}					
630,0	1400	3.955	5.948	2.974	0,67	1,33	0,033625			
607,5	1350	4.625	6.706	3.353	0,69	1,38	0,029823			
585,0	1300	5.440	7.596	3.798	0,72	1,43	0,026330			
562,5	1250	6.439	8.645	4.323	0,74	1,49	0,023134			
540,0	1200	7.675	9.892	4.946	0,78	1,55	0,020218			
517,5	1150	9.216	11.384	5.692	0,81	1,62	0,017569			
495,0	1100	11.157	13.182	6.591	0,85	1,69	0,015172			
472,5	1050	13.628	15.369	7.685	0,89	1,77	0,013013			
450,0	1000	16.809	18.054	9.027	0,93	1,86	0,011078			
405,0	900	26.443	25.561	12.781	1,03	2,07	0,007824			
360,0	800	43.879	37.704	18.852	1,16	2,33	0,005304			
315,0	700	77.916	58.581	29.291	1,33	2,66	0,003414			
270,0	600	151.181	97.428	48.714	1,55	3,10	0,002053			
225,0	500	331.114	177.821	88.910	1,86	3,72	0,001125			
Rechneri	sche Leb	ensdauern	und Schadenssu	mmen der Einzelve	ersuche ^{A)}					
490,5	1090	712	13.586	6.793	0,05	0,10	0,007361			
225,0	500	225.113	177.821	88.910	1,27	2,53	0,000562			
486,0	1080	112	14.005	7.003	0,01	0,02	0,007140			
498,9	1109	112	12.845	6.423	0,01	0,02	0,007785			
486,0	1080	8.713	14.005	7.003	0,62	1,24	0,007140			
360,0	800	52.400	37.704	18.852	1,39	2,78	0,002652			
405,0	900	13.313	25.561	12.781	0,52	1,04	0,003912			
472,5	1050	16.913	15.369	7.685	1,10	2,20	0,006506			
481,5	1070	10.113	14.442	7.221	0,70	1,40	0,006924			
449,2	998	14.994	18.161	9.080	0,83	1,65	0,005506			
450,0	1000	22.513	18.054	9.027	1,25	2,49	0,005539			
495,0	1100	313	13.182	6.591	0,02	0,05	0,007586			
405,0	900	24.913	25.561	12.781	0,97	1,95	0,003912			
180,0	400	844.112	371.352	185.676	2,27	4,55	0,000269			
				Mittelwert:	0,79	1,57	0,005200			
				Minimum:	0,01	0,02	0,000269			
				Maximum:	2,27	4,55	0,007785			
				Standardabw.:	0,63	1,26	0,002465			

Anhang 5.1.5 – S1100QL (manuell geschweißt)

^{A)} Für die *Gaßnerlinie* entspricht \overline{N}_{exp} dem Wert der ausgewerteten Gaßnerlinie mit $P_{U} = 50$ %; für *Einzelversuche* ist \overline{N}_{exp} die Bruchschwingspielzahl der jeweiligen Probe (blau markierte sind LCF)

Tabelle A5.1.5: Experimentell bestimmte und mittels PM elementar berechnete Lebensdauern für man. geschweißte aus S1100QL-Stumpfnähte und zug. Schadenssummen

Anhang 5.1.6 Gegenüberstellung rechnerischer und experimenteller Lebensdauern sowie Wahrscheinlichkeitsverteilung tatsächlicher Schadenssummen



Bild A5.1.6.1: Gegenüberstellung rechnerischer und experimenteller Lebensdauern für a) $D_{th} = 1,0$ und b) $D_{zul} = 0,5$



Bild A5.1.6.2: Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung tatsächlicher Schadenssummen für Stumpfnähte mit a) $D_{th} = 1,0$ und b) $D_{zul} = 0,5$

Anhang 5.2 Streuung der Kerbspannungswöhlerlinien

In Kapitel 5.2.2 wurden Kerbspannungswöhlerlinien ohne Abknicken ausgewertet. Der Abknickpunkt hat bei Auswertung mit der Maximum-Likelihood-Methode unter Berücksichtigung von Durchläufern Auswirkungen auf die ausgewertete Streuung. Die Streuung in Spannungsrichtung für die untersuchten Konzeptvarianten bei vorgegebenen Schwingspielzahlen am Abknickpinkt ist in Tabelle A5.2 und Bild A5.2 dargestellt. Für theoretische Abknickpunkte im Bereich von 2.10⁵ bis 4.10⁵ Schwingspielen ergeben sich um 6-9 % geringere Streuungen gegenüber der Auswertung ohne Abknickpunkt.

Ν	k 1∙10 ⁷	2·10 ⁶	4.10 ⁵	3∙10 ⁵	2,5·10⁵	2.10⁵	1.10 ⁵	1.10 ⁴
r _{ref} = 1,00 mm, 1. HS	1,65	1,62	1,56	1,56	1,55	1,55	1,62	2,21
$r_{\rm ref}$ = 1,00 mm, v. Mises	1,62	1,58	1,52	1,52	1,51	1,51	1,59	2,21
$r_{\rm ref}$ = 0,05 mm, 1. HS	2,03	1,99	1,86	1,85	1,85	1,85	1,92	2,48
$r_{\rm ref}$ = 0,05 mm, v. Mises	2,03	2,00	1,87	1,85	1,85	1,85	1,92	2,48
$r_{ m ref}$ = 0,05 mm, 1. HS, $ ho^*$ = 0,3 mm	1,83	1,78	1,70	1,69	1,69	1,69	1,77	2,43
$r_{\rm ref}$ = 0,05 mm, v. M., ρ^* = 0,3 mm	1,83	1,78	1,70	1,69	1,69	1,70	1,77	2,44

Tabelle A5.2: Streuungen der Kerbspannungswöhlerlinien mit Änderung der vorgegebenen Schwingspielzahl am Abknickpunkt



Bild A5.2: Streuung der Kerbspannungswöhlerlinien mit Änderung der vorgegebenen Schwingspielzahl am Abknickpunkt

Anhang 5.3 Ergebnisse der elastisch-plastischen Kerbgrundbewertung

Versuch	Versuchsreihe: S960QL (man.); <u>zykl. stab.</u> Werkstoffverhalten (GW); R _F = 0,1 (Konst.)												
Bez.	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	α [°]	N _{exp} [-]	P _{swт} [MPa]	P _ε [MPa]	ρ* [mm]	n [-]	P _{SWT,n} [MPa]	P _{ε,n} [MPa]			
GP_02	148	328	2,4	38.507	748	1.337	0,3	2,28	328	586			
GP_04	185	411	3,1	16.725	878	2.018	0,3	2,28	385	885			
GP_06	221	491	3,9	9.001	1.052	2.885	0,3	2,28	462	1.265			
GP_08	184	409	4,4	8.376	989	2.652	0,3	2,28	434	1.163			
GP_10	150	332	4,4	12.820	835	1.982	0,3	2,28	366	869			
GP_12	99	219	4,8	136.565	694	1.320	0,3	2,28	304	579			
GP_14	148	329	4,4	11.067	832	1.974	0,3	2,28	365	866			
GP_16	98	219	3,8	50.400	655	1.082	0,3	2,28	287	475			
GP_18	247	548	2,7	7.451	1.052	2.728	0,3	2,28	461	1.197			

Anhang 5.3.1 S960QL (manuell geschweißt)

Tabelle A5.3.1: Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S960QL

Anhang 5.3.2 S960QL (automatisiert geschweißt)

Versuch	Versuchsreihe: S960QL (auto.); <u>zykl. stab.</u> Werkstoffverhalten (GW); R _F = 0,1 (Konst.)													
Bez.	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	α [°]	N _{exp} [-]	P _{SWT} [MPa]	P _ε [MPa]	ρ* [mm]	n [-]	P _{SWT,n} [MPa]	P _{ε,n} [MPa]				
GP_02	147	328	1,0	825.506	661	922	0,3	2,23	296	414				
GP_04	184	409	1,0	101.679	751	1.246	0,3	2,23	337	559				
GP_06	220	490	0,0	47.834	759	1.173	0,3	2,23	340	526				
GP_08	98	217	1,0	5.000.000	513	564	0,3	2,23	230	253				
GP_10	368	818	0,0	7.046	1.116	2.736	0,3	2,23	500	1.227				
GP_12	294	654	1,0	8.684	1.015	2.351	0,3	2,23	455	1.054				
GP_14	343	763	0,0	8.466	1.035	2.331	0,3	2,23	464	1.045				

Tabelle A5.3.2: Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für automatisiert geschweißten S960QL

Anhang 5.3.3 S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)

Versuch	Versuchsreihe: S960M (H. 1, man.); zykl. stab. Werkstoffverh. (GW); R _F = 0,1 (Konst.)													
Bez.	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	α [°]	N _{exp} [-]	P _{swт} [MPa]	P _ε [MPa]	ρ* [mm]	n [-]	P _{SWT,n} [MPa]	P _{ε,n} [MPa]				
GP_06	73	163	1,2	2.115.600	591	736	0,3	2,98	198	247				
GP_08	184	408	1,5	31.190	1.074	2.201	0,3	2,98	361	739				
GP_10	295	655	1,3	8.185	1.567	3.638	0,3	2,98	526	1.221				
GP_13	220	488	1,8	29.730	1.270	2.817	0,3	2,98	426	945				
GP_14	269	598	2,0	13.049	1.533	3.639	0,3	2,98	515	1.221				
GP_15	147	327	2,3	60.525	975	2.015	0,3	2,98	327	676				
GP_16	184	409	2,5	20.182	1.167	2.622	0,3	2,98	391	880				
GP_18	245	544	1,9	10.833	1.407	3.235	0,3	2,98	472	1.086				
GP_19	244	543	1,9	13.190	1.410	3.252	0,3	2,98	473	1.091				

Tabelle A5.3.3: Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S960M-H1

Versuch	/ersuchsreihe: S960M (H. 2, man.); <u>zykl. stab.</u> Werkstoffverh. (GW); R_F = 0,1 (Konst.)													
Bez.	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	α [°]	N _{exp} [-]	Р _{SWT} [MPa]	P _ε [MPa]	ρ* [mm]	n [-]	P _{SWT,n} [MPa]	P _{ε,n} [MPa]				
GP_02	178	396	0,8	82.000	949	1.893	0,3	2,98	319	635				
GP_04	178	396	1,1	47.456	980	2.050	0,3	2,98	329	688				
GP_06	142	316	1,1	58.790	851	1.585	0,3	2,98	286	532				
GP_08	285	633	0,4	15.228	1.365	3.121	0,3	2,98	458	1.047				
GP_10	213	473	1,0	26.426	1.117	2.473	0,3	2,98	375	830				
GP_12	70	156	1,4	599.600	590	747	0,3	2,98	198	251				

Anhang 5.3.4 S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)

Tabelle A5.3.4: Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S960M-H2

Anhang 5.3.5 S1100QL (manuell geschweißt)

Versuchsreihe: S1100QL (man.); <u>zykl. stab.</u> Werkstoffverhalten (GW); R _F = 0,1 (Konst.)											
Bez.	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	α [°]	N _{exp} [-]	P _{SWT} [MPa]	P _ε [MPa]	ρ* [mm]	n [-]	Р _{SWT,n} [MPa]	<i>Ρ</i> _{ε,n} [MPa]	
GP_02	187	416	0,7	37.108	1.148	1.737	0,3	2,19	524	793	
GP_04	187	416	1,4	26.342	1.222	1.982	0,3	2,19	558	905	
GP_06	230	511	1,3	10.974	1.385	2.441	0,3	2,19	632	1.115	
GP_08	227	504	2,1	9.981	1.470	2.765	0,3	2,19	671	1.263	
GP_09	151	337	2,0	33.093	1.127	1.789	0,3	2,19	514	817	
GP_10	149	332	2,1	27.599	1.119	1.774	0,3	2,19	511	810	
GP_12	113	251	2,5	65.614	992	1.463	0,3	2,19	453	668	
GP_18	303	673	1,9	6.466	1.792	3.569	0,3	2,19	818	1.630	
GP_20	75	167	1,1	798.700	664	718	0,3	2,19	303	328	
GP_23	245	544	2,7	8.143	1.636	3.269	0,3	2,19	747	1.493	
GP_29	274	608	2,8	4.497	1.784	3.672	0,3	2,19	815	1.677	
GP_34	74	165	1,0	911.200	643	685	0,3	2,19	294	313	
GP_36	252	559	1,8	9.911	1.539	2.896	0,3	2,19	703	1.322	

Tabelle A5.3.5: Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S1100QL

Anhang 6.1 P_J- bzw. P_{RAJ}-Schädigungsparameterwöhlerlinien

Anhang 6.1.1 S960QL (manuell geschweißt)

Versu	Versuchsreihe: S960QL; zyklisch stabilisierter Zustand; R_{ϵ} = -1 (konstante Dehnungsamplitude)											
			Kenngro	ößen der f	Regression	:		Kenngrö	ßen der Foi	mulierung	aus [Vo	orm89]:
			P_x	$= b_{\rm pot} \cdot N$	A m _{pot}				$P_x^m \cdot N_A$	= Q = con	nst.	
]	$\log_{10} P_x =$	$= m_{\text{lin}} \cdot \log (m_{\text{lin}})$	$g_{10} N_{\rm A} + b_{\rm B}$	lin			$\log N_{\rm A} = I$	$FK \cdot \log P_x$	+FN	
		m	it m _{pot} =	= $m_{ m lin}$ und	$b_{\rm pot} = 10$	b _{lin}	m	it $FK = \cdot$	$-m = 1/m_{\rm p}$	_{in} und <i>FN</i>	$= \log \zeta$	$p = -\frac{b_{\rm lin}}{m_{\rm lin}}$
P_x	$m_{ m l}$	pot	$b_{\rm pot}$	R^2	$m_{ m lin}$	Ł	lin	т	Q	FK		FN
P _J :	-0,7	755	301,79	0,7829	-0,7548	2,4	1797 1	,3249	1928,41	-1,324	19	3,2852
$P_{\rm RAJ}$: -0,7	704	264,51	0,7888	-0,7037	2,4	1224 1	,4211	2769,63	-1,42	11	3,4424
Versu	chsreih	e: S96	0QL; zyl	klisch stal	bilisierter	Zusta	nd; R_{ε} =	-1 (konst	ante Dehnu	Ingsamplit	ude)	
P ,	Eing	gangsg	rößen de	er zykl. sta	b. Hystere	se		Kenn	größen der	P _J -Berechr	nung	
Nr.	$\mathcal{E}_{O,t}$	$\boldsymbol{\mathcal{E}}_{U,t}$	Rε	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{\! m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\varepsilon_{op} = \varepsilon_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{\mathrm{eff}}$	P_{J}
	[%]	[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
01	0,797	-0,796	5 -1,0	816,39	-865,92	-1,1	-175,9	-762,0	-0,460	1578,39	1,257	38,70
02	0,200	-0,199	9 -1,0	336,69	-473,94	-1,4	93,1	85,0	0,078	251,69	0,123	0,38
04	0,800	-0,793	3 -1,0	670,03	-990,95	-1,5	-91,6	-873,9	-0,351	1543,94	1,151	33,33
05	0,200	-0,200	0 -1,0	407,54	-423,70	-1,0	104,9	118,0	0,058	289,54	0,141	0,51
06	0,399	-0,398	8 -1,0	707,37	-692,81	-1,0	-40,7	-262,5	-0,080	969,86	0,479	5,86
07	0,390	-0,39	1 -1,0	635,65	-825,48	-1,3	-30,5	-167,8	-0,003	803,44	0,393	3,93
08	0,499	-0,49	7 -1,0	722,76	-794,94	-1,1	-78,2	-502,0	-0,147	1224,76	0,646	10,90
09	0,398	-0,398	8 -1,0	483,63	-875,59	-1,8	21,3	-245,0	0,042	728,65	0,356	3,22
10	0,699	-0,698	8 -1,0	814,38	-861,66	-1,1	-172,7	-695,3	-0,362	1509,69	1,061	28,87
11	0,200	-0,20	1 -1,0	214,56	-553,15	-2,6	63,6	9,0	0,100	205,52	0,100	0,26
13	0,297	-0,299	9 -1,0	443,67	-719,82	-1,6	56,3	-0,1	0,081	443,80	0,216	1,19
14	0,179	-0,18	1 -1,0	328,34	-382,88	-1,2	103,1	75,7	0,056	252,59	0,123	0,39
P _{RAJ}	Eing	gangsg	rößen de	er zykl. sta	b. Hystere	se		Kenng	größen der	P _{RAJ} -Berech	inung	
Nr.	€ _{O,t}	$\boldsymbol{\mathcal{E}}_{U,t}$	Rε	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{\! m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{eff}$	P_{RAJ}
	[%]	[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
01	0,797	-0,796	5 -1,0	816,39	-865,92	-1,1	-190,5	-764,2	-0,467	1580,55	1,264	39,07
02	0,200	-0,199	9 -1,0	336,69	-473,94	-1,4	52,7	44,6	0,058	292,08	0,142	0,52
04	0,800	-0,793	3 -1,0	670,03	-990,95	-1,5	-185,9	-890,2	-0,399	1560,25	1,199	35,75
05	0,200	-0,200	0 -1,0	407,54	-423,70	-1,0	100,2	113,2	0,056	294,30	0,144	0,52
06	0,399	-0,398	8 -1,0	707,37	-692,81	-1,0	-40,2	-262,1	-0,080	969,46	0,479	5,86
07	0,390	-0,39	1 -1,0	635,65	-825,48	-1,3	-86,3	-222,8	-0,030	858,41	0,421	4,51
08	0,499	-0,49	7 -1,0	722,76	-794,94	-1,1	-99,4	-514,1	-0,157	1236,86	0,656	11,27
09	0,398	-0,398	8 -1,0	483,63	-875,59	-1,8	-93,9	-361,9	-0,016	845,51	0,414	4,37
10	0,699	-0,698	8 -1,0	814,38	-861,66	-1,1	-186,6	-698,1	-0,369	1512,47	1,068	29,20
11	0,200	-0,20	1 -1,0	214,56	-553,15	-2,6	-35,9	-90,6	0,051	305,21	0,149	0,56
13	0,297	-0,299	9 -1,0	443,67	-719,82	-1,6	-24,9	-82,3	0,041	525,93	0,257	1,67
14	0,179	-0,18	1 -1,0	328,34	-382,88	-1,2	87,1	59,7	0,048	268,63	0,131	0,44

Tabelle A6.1.1: Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter P_J und P_{RAJ} sowie deren Schädigungsparameterwöhlerlinien für S960QL-Stumpfnähte (QSN)

Versuchsreihe: S960M1; zyklisch stabilisierter Zustand; R_{ε} = -1 (konstante Dehnungsamplitude)												
		k	Kenngro	ößen der F	Regression			Kenngrö	bßen der Foi	rmulierung	aus [V	orm89]:
			P_x	$= b_{\text{pot}} \cdot N$	A mpot				$P_x^m \cdot N_A$	Q = Q = cor	nst.	
		lo	$g_{10} P_x =$	$= m_{\text{lin}} \cdot \log (m_{\text{lin}})$	$g_{10} N_{\rm A} + b_{\rm l}$	in			$\log N_{\rm A} = 1$	$FK \cdot \log P_x$	+FN	
		mit	$m_{\rm pot}$ =	= $m_{ m lin}$ und	$b_{\rm pot} = 10$	b _{lin}	r	nit <i>FK</i> =	-m = 1/m	_{lin} und <i>FN</i>	$= \log \zeta$	$Q = -\frac{b_{\rm lin}}{m_{\rm lin}}$
P_x	$m_{ m pot}$		b_{pot}	R^2	$m_{ m lin}$	k	lin	т	Q	FK		FN
$P_{\rm J}$:	-0,881	10)39,6	0,8633	-0,8809	3,0)169	1,1352	2658,28	-1,13	52	3,4246
$P_{\rm RAJ}$: -0,824	1 79	94,82	0,8928	-0,8244	2,9	9003	1,2130	3297,10	-1,21	30	3,5181
Versu	chsreihe: S	S960I	M (Her	st. 1); zyl	klisch stab	oilisier	ter Zust	and; R_{ε} =	1 (konsta	nte Dehnu	ngsamp	olitude)
P J	Eingan	igsgrö	ßen de	er zykl. sta	b. Hysteres	se		Kenr	ngrößen der	PJ-Berechi	nung	
Nr.	€o,t	€ U,t	Rε	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{\! m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{eff}$	P_{J}
	[%] [[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
03	0,182 -0	,181	-1,0	830,66	138,52	0,2	137,1	86,7	-0,182	744,00	0,363	3,361
04	0,399 -0	,396	-1,0	638,85	-674,47	-1,1	-1,1	-306,2	-0,0068	945,06	0,467	5,575
05	0,797 -0	,799	-1,0	744,80	-766,98	-1,0	-93,2	-746,4	-0,470	1491,17	1,267	39,418
06	0,499 -0	,500	-1,0	691,48	-722,34	-1,0	-43,5	-528,2	-0,168	1219,72	0,667	11,847
07	0,699 -0	,697	-1,0	744,88	-774,16	-1,0	-95,2	-689,1	-0,366	1434,00	1,065	29,331
08	0,298 -0	,299	-1,0	532,61	-648,88	-1,2	47,2	6,3	0,041	526,33	0,257	1,676
09	0,598 -0	,599	-1,0	710,49	-716,95	-1,0	-54,7	' -647,0	-0,276	1357,45	0,873	20,385
10	0,799 -0	,796	-1,0	779,27	-809,51	-1,0	-133,3	-711,2	-0,466	1490,52	1,265	39,283
11	0,201 -0	,201	-1,0	248,23	-579,51	-2,3	67,6	5 71,4	0,115	176,80	0,086	0,189
12	0,398 -0	,396	-1,0	667,52	-753,74	-1,1	-36,5	-235,3	-0,046	902,87	0,444	5,035
13	0,202 -0	,199	-1,0	361,72	-433,25	-1,2	99,7	73,3	0,061	288,38	0,141	0,503
14	0,798 -0	,798	-1,0	758,32	-801,41	-1,1	-113,5	-731,3	-0,463	1489,65	1,261	39,101
15	0,398 -0	,399	-1,0	641,37	-701,12	-1,1	-8,8	3 -289,1	-0,061	930,46	0,459	5,382
$P_{\rm RAJ}$	Eingan	igsgrö	ßen de	er zykl. sta	b. Hysteres	se		Kenn	größen der	P _{RAJ} -Berech	nung	
Nr.	E _{O,t}	€ _{U,t}	Rε	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{\! m op}$	$\sigma_{\!\scriptscriptstyle ext{cl}}$	$\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{ ext{eff}}$	P_{RAJ}
	[%] [[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
03	0,182 -0	,181	-1,0	830,66	138,52	0,2	312,5	261,1	-0,096	569,61	0,278	1,963
04	0,399 -0	,396	-1,0	638,85	-674,47	-1,1	-11,5	-315,4	-0,073	954,25	0,472	5,699
05	0,797 -0	,799	-1,0	744,80	-766,98	-1,0	-99,6	5 -747,1	-0,473	1491,93	1,270	39,579
06	0,499 -0	,500	-1,0	691,48	-722,34	-1,0	-52,4	-532,3	-0,173	1223,74	0,672	12,011
07	0,699 -0	,697	-1,0	744,88	-774,16	-1,0	-103,7	-690,5	-0,370	1435,37	1,069	29,533
08	0,298 -0	,299	-1,0	532,61	-648,88	-1,2	13,6	-27,6	0,025	560,16	0,273	1,899
09	0,598 -0	,599	-1,0	710,49	-716,95	-1,0	-56,6	647,4	-0,276	1357,90	0,874	20,426
10	0,799 -0	,796	-1,0	779,27	-809,51	-1,0	-142,1	-712,3	-0,470	1491,57	1,269	39,502
11	0,201 -0	,201	-1,0	248,23	-579,51	-2,3	-28,3	-24,6	0,068	272,88	0,133	0,450
12	0,398 -0	,396	-1,0	667,52	-753,74	-1,1	-61,4	-258,4	-0,058	925,94	0,456	5,323
13	0,202 -0	,199	-1,0	361,72	-433,25	-1,2	79,0	52,6	0,051	309,09	0,151	0,578
14	0,798 -0	,798	-1,0	758,32	-801,41	-1,1	-126,0	-732,8	-0,469	1491,14	1,267	39,413
15	0,398 -0	,399	-1,0	641,37	-701,12	-1,1	-26,1	-304,7	-0,069	946,08	0,467	5,588

Anhang 6.1.2 S960M (Hersteller 1, manuell geschweißt)

Tabelle A6.1.2: Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter P_J und P_{RAJ} sowie deren Schädigungsparameterwöhlerlinien für S960M(H1)-Stumpfnähte (QSN)

Versu	uchsreih	e: S960	M2; zy	vklisch sta	bilisierte	r Zusta	and; R_{ε} =	-1 (kons	tante Dehn	ungsamplit	tude)		
		ķ	Kenngr	ößen der I	Regression	:		Kenngrößen der Formulierung aus [Vorm89]:					
			P_x	$b = b_{\text{pot}} \cdot N$			$P_x^m \cdot N_A$	Q = Q = con	nst.				
		lo	$g_{10} P_x$	$= m_{\text{lin}} \cdot \log (m_{\text{lin}})$			$\log N_{\rm A} = 1$	$FK \cdot \log P_x$	+ FN				
		mit	m _{pot} =	$= m_{ m lin}$ und	$b_{\rm pot} = 10$	b _{lin}	rr	nit $FK =$	-m = 1/m	_{lin} und <i>FN</i>	$= \log Q$	$=-\frac{b}{m}$	
P_x	m	pot	b _{pot}	R^2	$m_{ m lin}$	Ł	lin	т	Q	FK		FN	
$P_{\rm J}$:	-1,	178 50	005,8	0,9750	-1,1778	3,6	5995 (0,8490	1383,30	-0,849	90	3,1409	
P _{RAJ}	: -1,	074 32	227,6	0,9779	-1,0739	3,5	5089 (0,9312	1851,64	-0,931	12	3,2676	
Versuchsreihe: S960M (Herst. 2); zyklisch stabilisierter Zustand; R_{ε} = -1 (konstante Dehnungsamplitude)													
P J	Eing	gangsgrö	ißen de	er zykl. sta	b. Hystere	se		Kenr	ıgrößen dei	<i>P</i> J-Berechr	nung		
Nr.	€o,t	€ ∪,t	R_{ϵ}	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{\! m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{ ext{eff}}$	P_{J}	
	[%]	[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa	
01	0,798	-0,794	-1,0	925,29	-964,30	-1,0	-336,9	-722,4	-0,487	1647,65	1,286	37,3	
02	0,401	-0,398	-1,0	582,79	-863,75	-1,5	-18,0	-191,1	0,020	773,85	0,381	3,6	
03	0,598	-0,598	-1,0	759,90	-955,65	-1,3	-160,9	-606,3	-0,207	1366,23	0,805	16,2	
04	0,698	-0,697	-1,0	828,85	-962,19	-1,2	-228,5	-698,1	-0,337	1526,98	1,035	25,7	
05	0,301	-0,297	-1,0	445,80	-742,36	-1,7	49,2	19,5	0,093	426,26	0,208	1,1	
06	0,797	-0,798	-1,0	855,16	-898,17	-1,1	-235,6	-786,6	-0,474	1641,77	1,271	36,6	
07	0,398	-0,397	-1,0	534,84	-782,85	-1,5	18,7	-276,7	-0,002	811,54	0,400	4,0	
08	0,198	-0,200	-1,0	361,19	-463,75	-1,3	95,2	104,6	0,073	256,58	0,125	0,3	

-1,8

-1,1

-1,2

-1,0

-1,4

Rσ

[-]

-1,0

-1,5

-1,3

-1,2

-1,7

-1,1

-1,5

-1,3

79,8

91,6

 $\sigma_{\!
m op}$

[MPa]

-214,2 -804,4

-73,6 -487,8

-191,1 -599,2

-348,4 -724,7

-101,3 -273,9

-219,0 -631,2

-268,0 -709,3

-248,4 -789,3

-54,8 -347,5

-38,7

64,8

124,9

102,9

 $\sigma_{
m cl}$

[MPa]

-72,1

74,0

0,108

-0,457

-0,133

-0,300

0,081

 $\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$

[%]

-0,493

-0,023

-0,237

-0,357

0,048

-0,480

-0,040

0,058

Kenngrößen der P_{RAJ}-Berechnung

186,14

1635,19

1184,66

1440,38

 $\Delta\sigma_{
m eff}$

[MPa]

1650,00

856,70

1391,09

1538,18

517,89

1644,41

882,32

287,21

204,28

0,091

1,256

0,631

0,899

0,100

 $\Delta \mathcal{E}_{eff}$

[%]

1,291

0,424

0,834

1,055

0,253

1,278

0,438

0,140

b_{lin}

m_{lin} FN3,1409 3,2676

[MPa]

37,327

3,686

16,264 25,772

1,100

36,644

4,075 0,398

0,210

35,896

10,156

20,007

0,252

 $P_{\rm RAJ}$

[MPa]

37,602

4,578

17,416

26,652

36,949

4,883

0,499

1,625

Anhang 6.1.3 S960M (Hersteller 2, manuell geschweißt)

09 0,199 -0,199 -1,0 311,04 -548,86 -1,8 9,3 53,5 0,073 257,51 0,126 0,401 10 0,799 -0,797 -1,0 830,78 -909,82 -237,6 -809,4 -0,468 1640,14 36,457 -1,1 1,267 11 0,498 -0,498 -1,0 696,87 -816,93 -1,2 -109,2 -510,2 -0,151 1207,06 0,649 10,737 12 0,599 -0,599 841,22 -802,56 -189,5 -598,6 -0,299 1439,79 0,898 19,973 -1,0 -1,0 13 307,16 -441,65 0,181 -0,179 -1,0 -1,4 51,8 62,8 0,062 244,36 0,119 0,361 Tabelle A6.1.3: Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter P_1 und P_{RAI} sowie deren

Schädigungsparameterwöhlerlinien für S960M(H2)-Stumpfnähte (QSN)

09

10

11

12

13

 P_{RAJ}

Nr.

01

02

03

04

05

06

07

80

0,199 -0,199

0,799 -0,797

0,498 -0,498

0,599 -0,599

0,181 -0,179

0,798 -0,794

0,401 -0,398

0,598 -0,598

0,698 -0,697

0,301 -0,297

0,797 -0,798

0,398 -0,397

0,198 -0,200

€∪,t

[%]

E_{O,t}

[%]

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

Rε

[-]

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

-1,0

311,04 -548,86

-909,82

-816,93

-802,56

-441,65

 $\sigma_{\!
m min}$

[MPa]

-964,30

-863,75

-955,65

-962,19

-742,36

-463,75

855,16 -898,17

534,84 -782,85

830,78

696,87

841,22

307,16

 $\sigma_{
m max}$

[MPa]

925,29

582,79

759,90

828,85

445,80

361,19

Eingangsgrößen der zykl. stab. Hysterese

Versu	Versuchsreihe: S1100QL; zyklisch stabilisierter Zustand; R_{ϵ} = -1 (konstante Dehnungsamplitude)											
			Kenngr	ößen der F	Regression			Kenngrö	ßen der Fo	rmulierung	aus [Vo	orm89]:
			P_x	$= b_{\text{pot}} \cdot N$	A mpot				$P_x^m \cdot N_A$	= Q = cor	nst.	
]	$\log_{10} P_x =$	$= m_{\text{lin}} \cdot \log (m_{\text{lin}})$	$g_{10} N_{A} + b_{I}$	in			$\log N_{\rm A} = 1$	$FK \cdot \log P_x$	+FN	
		mi	t $m_{\rm pot} =$	$-m_{ m lin}$ un	d $b_{\rm pot} = 1$	$0^{b_{\lim}}$	n	nit <i>FK</i> = -	-m = 1/m	_{lin} und FN	$= \log Q$	$p = -\frac{b_{\rm lin}}{m_{\rm lin}}$
P_x	$p_x m_{\rm pot} b_{\rm pot}$		R^2	$m_{ m lin}$	Ł	lin	т	Q	FK		FN	
$P_{\rm J}$:	-0,8	372	949,43	0,9388	-0,8721	2,9	9775	1,1467	2595,31	-1,146	57	3,4142
P _{RAJ}	: -0,8	311	747,23	0,9522	-0,8115	2,8	3735	1,2323	3474,87	-1,232	23	3,5409
Versu	chsreih	e: S11	00QL; zy	yklisch sta	abilisierte	r Zust	and; R _ɛ :	= -1 (kons	stante Dehr	nungsampl	itude)	
P J	Eing	gangsg	rößen de	er zykl. sta	b. Hystere	se		Kenn	größen der	P _J -Berechr	nung	
Nr.	€o,t	€ ∪,t	R_{ϵ}	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{ m min}$	Rσ	$\sigma_{ m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\mathcal{E}_{op} = \mathcal{E}_{cl}$	$\Delta\sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{ ext{eff}}$	P_{J}
	[%]	[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
01	0,200	-0,199	9 -1,0	428,41	-335,58	-0,8	143,4	89,7	0,035	338,71	0,165	0,695
02	0,797	-0,798	8 -1,0	786,69	-841,68	-1,1	-21,6	-777,4	-0,386	1564,12	1,184	30,617
03	0,398	-0,398	8 -1,0	560,60	-702,45	-1,3	87,3	-241,5	-0,003	802,11	0,402	4,090
04	0,597	-0,59	7 -1,0	754,69	-819,54	-1,1	0,8	-543,4	-0,186	1298,12	0,783	14,854
05	0,298	-0,298	8 -1,0	315,32	-798,45	-2,5	73,8	-2,2	0,144	317,51	0,155	0,610
06	0,499	-0,49	7 -1,0	726,71	-739,85	-1,0	32,2	-391,7	-0,112	1118,38	0,611	9,320
07	0,800	-0,79	7 -1,0	830,57	-858,25	-1,0	-52,3	-738,4	-0,394	1568,94	1,193	31,031
08	0,398	-0,399	9 -1,0	591,28	-671,22	-1,1	87,8	-240,8	-0,021	832,09	0,419	4,441
10	0,698	-0,698	8 -1,0	772,97	-840,51	-1,1	-13,7	-675,1	-0,282	1448,06	0,980	22,226
11	0,797	-0,798	8 -1,0	780,46	-854,92	-1,1	-21,3	-779,2	-0,378	1559,64	1,175	30,238
12	0,201	-0,20	1 -1,0	331,88	-495,84	-1,5	107,0	114,4	0,095	217,44	0,106	0,286
13	0,178	-0,180	0 -1,0	287,20	-399,09	-1,4	105,4	59,1	0,067	228,15	0,111	0,315
P _{RAJ}	Eing	gangsg	rößen de	er zykl. sta	b. Hystere	se		Kenng	größen der	P _{RAJ} -Berech	inung	
Nr.	€ _{0,t}	€ _{U,t}	Rε	$\sigma_{ m max}$	$\sigma_{\! m min}$	Rσ	$\sigma_{ m op}$	$\sigma_{ m cl}$	$\varepsilon_{op} = \varepsilon_{cl}$	$\Delta \sigma_{ m eff}$	$\Delta \mathcal{E}_{ ext{eff}}$	$P_{\rm RAJ}$
	[%]	[%]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[%]	[MPa]	[%]	[MPa]
01	0,200	-0,199	9 -1,0	428,41	-335,58	-0,8	145,8	92,2	0,036	336,23	0,164	0,684
02	0,797	-0,798	8 -1,0	786,69	-841,68	-1,1	-36,0	-781,5	-0,394	1568,22	1,192	30,969
03	0,398	-0,398	8 -1,0	560,60	-702,45	-1,3	49,9	-277,6	-0,024	838,20	0,422	4,515
04	0,597	-0,59	7 -1,0	754,69	-819,54	-1,1	-16,3	-551,9	-0,195	1306,59	0,792	15,190
05	0,298	-0,298	8 -1,0	315,32	-798,45	-2,5	-53,5	-148,2	0,072	463,52	0,227	1,305
06	0,499	-0,49	7 -1,0	726,71	-739,85	-1,0	28,8	-394,0	-0,114	1120,71	0,613	9,376
07	0,800	-0,79	7 -1,0	830,57	-858,25	-1,0	-59,6	-740,4	-0,398	1570,97	1,197	31,207
08	0,398	-0,399	9 -1,0	591,28	-671,22	-1,1	66,7	-260,5	-0,032	851,80	0,430	4,683
10	0,698	-0,698	8 -1,0	772,97	-840,51	-1,1	-31,5	-681,6	-0,293	1454,55	0,991	22,624
11	0,797	-0,798	8 -1,0	780,46	-854,92	-1,1	-40,9	-784,8	-0,389	1565,29	1,186	30,717
12	0,201	-0,20	1 -1,0	331,88	-495,84	-1,5	63,8	69,8	0,073	262,06	0,128	0,416
13	0,178	-0,180	0 -1,0	287,20	-399,09	-1,4	75,9	29,1	0,053	258,06	0,126	0,403

Anhang 6.1.4 S1100QL (manuell geschweißt)

Tabelle A6.1.4: Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter P_J und P_{RAJ} sowie deren Schädigungsparameterwöhlerlinien für S1100QL-Stumpfnähte (QSN)

Anhang 7.1 Ergebnisse der Lebensdauerabschätzung mittels QSN

Versuo	Versuchsreihe: S960QL; α = 0,0 °; <u>zyklisch stabilisiertes</u> Verhalten (QSN); $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplitude)											
Probe	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R'_{po,2}}}$ [-]			
	Wöhler	linie:	-	P _{SWT}	P_{SWT}	P _{SWT}	P _J	P _J	P_{SWT}			
-	630,0	1.400	-	-	-	-	-	-	-			
-	607,5	1.350	-	-	-	-	-	-	-			
-	585,0	1.300	-	116	-	14	-	-	-			
-	562,5	1.250	-	144	0	19	-	-	-			
-	540,0	1.200	-	179	0	28	-	-	-			
-	517,5	1.150	-	225	0	40	159	190	0			
-	495,0	1.100	-	286	0	62	181	230	0			
-	472,5	1.050	-	364	0	81	204	300	2			
-	450,0	1.000	-	472	1	104	233	399	422			
02	147,7	328	38.507	291.623	291.583	49.354	18.410	128.944	291.623			
04	184,9	411	16.725	74.294	74.183	13.050	8.353	48.680	74.294			
06	221,1	491	9.001	25.763	25.517	4.691	4.246	20.900	25.763			
08	184,2	409	8.376	76.503	76.395	13.426	8.504	49.773	76.503			
10	149,5	332	12.820	272.651	272.608	46.525	17.710	123.839	272.651			
12	98,7	219	136.565	3.542.799	3.542.792	572.792	65.804	588.188	3.542.799			
14	148,2	329	11.067	288.200	288.159	49.113	18.259	128.542	288.200			
16	98,5	219	50.400	3.542.799	3.542.792	572.792	65.804	588.188	3.542.799			
18	246,7	548	7.451	13.619	13.214	2.558	2.730	12.072	13.619			

Anhang 7.1.1 S960QL (manuell) unter konstanten Lastamplituden

Tabelle A7.1.1.1: Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^\circ$, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	Versuchsreihe: S960QL; α = 0,0 °; <u>zykl. stab./transientes</u> Verhalten (QSN); R_F = 0,1 (Konstantamplitude)											
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]			
	Wöhlerlinie:		-	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	P _J	$P_{\rm J}$	P_{SWT}			
-	630,0	1.400	-	69	0	7	75	83	0			
-	607,5	1.350	-	88	0	10	89	101	0			
-	585,0	1.300	-	111	0	14	103	119	0			
-	562,5	1.250	-	139	0	19	119	138	0			
-	540,0	1.200	-	175	0	27	137	161	0			
-	517,5	1.150	-	221	0	39	156	186	0			
-	495,0	1.100	-	281	1	60	177	224	1			
-	472,5	1.050	-	361	4	81	203	296	4			
-	450,0	1.000	-	469	18	103	232	395	78			
02	147,7	328	38.507	291.623	291.583	49.354	18.410	128.944	291.623			
04	184,9	411	16.725	74.294	74.183	13.050	8.353	48.680	74.294			
06	221,1	491	9.001	25.763	25.517	4.691	4.246	20.900	25.763			
08	184,2	409	8.376	76.503	76.395	13.426	8.504	49.773	76.503			
10	149,5	332	12.820	272.651	272.608	46.525	17.710	123.839	272.651			
12	98,7	219	136.565	3.542.799	3.542.792	572.792	65.804	588.188	3.542.799			
14	148,2	329	11.067	288.200	288.159	49.113	18.259	128.542	288.200			
16	98,5	219	50.400	3.542.799	3.542.792	572.792	65.804	588.188	3.542.799			
18	246,7	548	7.451	13.619	13.214	2.558	2.730	12.072	13.619			

Tabelle A7.1.1.2: Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^{\circ}$, kombiniert zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuo	Versuchsreihe: S960QL; α = 3,9 °; <u>zyklisch stabilisiertes</u> Verhalten (QSN); $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplitude)											
Probe	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]			
	Wöhler	linie:	-	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	PJ	PJ	$P_{\rm SWT}$			
-	630,0	1.400	-	-	-	-	-	-	-			
-	607,5	1.350	-	-	-	-	-	-	-			
-	585,0	1.300	-	-	-	-	-	-	-			
-	562,5	1.250	-	1.884	0	317	928	1.738	0			
-	540,0	1.200	-	2.294	0	409	1.054	2.075	0			
-	517,5	1.150	-	2.811	0	528	1.204	2.506	0			
-	495,0	1.100	-	3.469	0	677	1.384	3.080	0			
-	472,5	1.050	-	4.318	0	860	1.604	3.838	1			
-	450,0	1.000	-	5.428	0	1.096	1.878	4.813	2			
03	315,0	700	62.712	39.323	8.494	7.576	7.853	33.501	39.176			
05	481,5	1.070	9.513	4.227	0	840	1.581	3.758	1			
07	490,5	1.090	112	3.317	0	643	1.344	2.944	0			
09	450,0	1.000	12.313	4.597	0	919	1.674	4.085	1			
11	270,0	600	142.513	43.229	11.501	8.296	8.402	36.527	43.127			
13	360,0	800	18.112	11.335	12	2.308	3.159	10.089	222			
15	486,0	1.080	113	3.354	0	651	1.354	2.977	0			
17	405,0	900	37.313	9.081	3	1.869	2.692	8.056	31			
19	477,0	1.060	5.513	5.363	0	1.082	1.863	4.756	2			

Anhang 7.1.2 S960QL (manuell) unter variablen Lastamplituden

Tabelle A7.1.2.1: Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 3,9$ °, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuchsreihe: S960QL; α = 3,9 °; <u>zykl. stab./transientes</u> Verhalten (QSN); R_F = 0,1 (variable Amplitude)											
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ɛ} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]		
	Wöhlerl	inie:	-	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	PJ	$P_{\rm J}$	P_{SWT}		
-	630,0	1.400	-	912	5	122	650	1.006	5		
-	607,5	1.350	-	1.118	5	196	719	1.203	5		
-	585,0	1.300	-	1.418	5	264	807	1.437	5		
-	562,5	1.250	-	1.791	5	312	918	1.713	5		
-	540,0	1.200	-	2.265	5	405	1.054	2.050	5		
-	517,5	1.150	-	2.713	5	512	1.200	2.482	5		
-	495,0	1.100	-	3.437	14	694	1.384	3.058	64		
-	472,5	1.050	-	4.201	64	878	1.600	3.806	112		
-	450,0	1.000	-	5.397	112	1.098	1.880	4.786	112		
03	315,0	700	62.712	39.323	8.494	7.576	7.853	33.501	39.176		
05	481,5	1.070	9.513	4.197	56	840	1.582	3.713	112		
07	490,5	1.090	112	3.295	14	652	1.334	2.913	64		
09	450,0	1.000	12.313	4.555	81	912	1.680	4.065	112		
11	270,0	600	142.513	43.229	11.501	8.296	8.402	36.527	43.127		
13	360,0	800	18.112	11.335	12	2.308	3.159	10.089	222		
15	486,0	1.080	113	3.313	14	664	1.346	2.935	64		
17	405,0	900	37.313	9.065	146	1.880	2.692	8.056	31		
19	477,0	1.060	5.513	5.319	112	1.094	1.864	4.713	112		

Tabelle A7.1.2.2: Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 3,9$ °, kombiniert zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuc	Versuchsreihe: S960M1; <i>α</i> = 0,0 °; <u>zyklisch stabilisiertes</u> Verhalten (QSN); <i>R</i> _F = 0,1 (Konstantamplitude)											
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]			
	Wöhler	linie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	PJ	PJ	P _{SWT}			
-	630,0	1.400	-	66	0	21	142	145	0			
-	607,5	1.350	-	84	0	25	168	173	0			
-	585,0	1.300	-	108	0	30	196	203	0			
-	562,5	1.250	-	141	0	37	226	237	0			
-	540,0	1.200	-	185	1	45	258	274	1			
-	517,5	1.150	-	249	1	55	294	314	1			
-	495,0	1.100	-	346	2	69	335	361	2			
-	472,5	1.050	-	487	4	85	376	449	6			
-	450,0	1.000	-	708	8	110	426	578	26			
06	73,2	163	2.115.600	10.474.663	10.474.594	2.107.586	114.338	656.331	10.474.66			
08	183,7	408	31.190	69.828	69.028	14.537	9.488	35.269	69.828			
10	294,6	655	8.185	5.705	3.554	1.324	1.828	4.662	5.698			
13	219,7	488	29.730	26.723	25.450	5.722	5.289	17.220	26.722			
14	268,9	598	13.049	9.142	7.185	2.058	2.574	7.097	9.140			
15	147,0	327	60.525	233.038	232.593	47.812	18.490	79.541	233.038			
16	184,0	409	20.182	68.913	68.107	14.351	9.416	34.939	68.912			
18	244,7	544	10.833	15.107	13.458	3.331	3.636	10.896	15.106			
19	244,3	543	13.190	15.255	13.612	3.362	3.660	10.984	15.254			

Anhang 7.1.3 S960M (Hersteller 1, manuell) unter konstanten Lastamplituden

Tabelle A7.1.3.1: Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^\circ$, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	Versuchsreihe: S960M1; <i>α</i> = 0,0 °; <u>zykl. stab./transientes</u> Verhalten (QSN); <i>R</i> _F = 0,1 (Konstantamplitude)											
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]			
	Wöhlerlinie:		-	P_{SWT}	P _{SWT}	P _{SWT}	PJ	$P_{\rm J}$	P _{SWT}			
-	630,0	1.400	-	63	0	26	113	114	0			
-	607,5	1.350	-	82	0	31	150	151	0			
-	585,0	1.300	-	107	0	38	195	199	0			
-	562,5	1.250	-	139	0	45	243	253	0			
-	540,0	1.200	-	184	1	55	288	307	1			
-	517,5	1.150	-	249	2	68	333	359	2			
-	495,0	1.100	-	343	4	86	378	450	4			
-	472,5	1.050	-	489	8	110	428	580	13			
-	450,0	1.000	-	710	17	26	113	114	54			
06	73,2	163	2.115.600	10.474.663	10.474.594	2.107.586	114.338	656.331	10.474.66			
08	183,7	408	31.190	69.828	69.028	14.537	9.488	35.269	69.828			
10	294,6	655	8.185	5.707	4.264	1.324	1.828	4.662	5.698			
13	219,7	488	29.730	26.723	25.450	5.722	5.289	17.220	26.722			
14	268,9	598	13.049	9.696	8.357	2.058	2.574	7.097	9.140			
15	147,0	327	60.525	233.038	232.593	47.812	18.490	79.541	233.038			
16	184,0	409	20.182	68.913	68.107	14.351	9.416	34.939	68.912			
18	244,7	544	10.833	15.938	14.831	3.689	3.714	11.584	15.936			
19	244,3	543	13.190	15.167	14.129	3.324	3.651	15.166	15.165			

Tabelle A7.1.3.2: Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^{\circ}$, kombiniert zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)
Versu	hsreihe:	S960M	1; α = 1,6 °;	; <mark>zyklisch st</mark> a	<u>bilisiertes</u> V	erhalten (QS	$(N); R_{\rm F} = 0,$	1 (variable)	Amplitude)
Probe	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	linie:	-	P _{SWT}	P _{SWT}	P _{SWT}	PJ	PJ	P _{SWT}
-	630,0	1.400	-	1.738	0	395	1.381	2.090	2
-	607,5	1.350	-	2.168	1	475	1.549	2.442	3
-	585,0	1.300	-	2.713	1	575	1.743	2.866	6
-	562,5	1.250	-	3.412	1	703	1.968	3.387	12
-	540,0	1.200	-	4.311	2	867	2.233	4.043	27
-	517,5	1.150	-	5.469	4	1.080	2.547	4.894	63
-	495,0	1.100	-	6.935	7	1.362	2.929	5.964	142
-	472,5	1.050	-	8.763	13	1.741	3.391	7.303	295
-	450,0	1.000	-	11.181	26	2.256	3.958	9.035	715
01	491	1.090	112	8.158	11	1.614	3.240	6.863	239
03	360	800	37.513	34.615	1.843	7.641	8.502	24.707	33.376
07	468	1.040	10.713	9.809	18	1.963	3.642	8.046	418
09	477	1.060	112	8.799	13	1.749	3.400	7.329	298
12	315	700	57.313	63.312	15.513	14.055	12.699	40.864	63.096
17	405	900	16.713	16.401	88	3.387	5.076	12.675	4.309
20	518	1.150	113	4.951	3	984	2.409	4.512	44
21	270	600	108.313	98.827	45.332	21.641	16.802	58.029	98.759
22	450	1.000	12.913	10.988	25	2.215	3.915	8.896	663
24	211	469	390.712	598.764	567.189	124.377	46.697	204.852	598.769

	Anhang 7.1.4 S960M ((Hersteller 1	, manuell)	unter variablen	Lastamplituden
--	----------------------	---------------	------------	-----------------	----------------

Tabelle A7.1.4.1: Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,6^\circ$, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versu	hsreihe:	S960M	1; α = 1,6 °;	; <mark>zykl. stab</mark> ./t	transientes V	Verhalten (Q	$SN); R_{\rm F} = 0$, 1 (variable	Amplitude)
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhlerl	inie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	PJ	P _J	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	1.713	5	402	1.388	2.006	5
-	607,5	1.350	-	2.122	6	494	1.554	2.397	22
-	585,0	1.300	-	2.712	9	588	1.751	2.853	64
-	562,5	1.250	-	3.095	16	712	1.984	3.385	94
-	540,0	1.200	-	4.313	26	885	2.240	4.054	112
-	517,5	1.150	-	5.486	46	1.094	2.554	4.902	112
-	495,0	1.100	-	6.923	88	1.363	2.934	5.982	294
-	472,5	1.050	-	8.763	116	1.736	(4.668)	(11.340)	(2.371)
-	450,0	1.000	-	11.197	136	2.280	(5.584)	(14.342)	(7.997)
01	491	1.090	112	8.155	112	1.614	3.240	6.863	239
03	360	800	37.513	34.615	1.843	7.641	8.502	24.707	33.376
07	468	1.040	10.713	9.197	118	1.840	3.642	8.046	418
09	477	1.060	112	8.806	116	1.746	3.400	7.329	298
12	315	700	57.313	63.312	15.513	14.055	12.699	40.864	63.096
17	405	900	16.713	16.401	88	3.387	5.076	12.675	4.309
20	518	1.150	113	4.935	36	996	2.414	4.513	112
21	270	600	108.313	98.827	45.332	21.641	16.802	58.029	98.759
22	450	1.000	12.913	10.988	25	2.215	3.915	8.896	663
24	211	469	390.712	598.764	567.189	124.377	46.697	204.852	598.769

Tabelle A7.1.4.2: Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,6$ °, kombiniert zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuo	hsreihe:	: S960M	2; α = 0,0 °;	zyklisch sta	<u>bilisiertes</u> V	erhalten (QS	$(N); R_{\rm F} = 0,$	1 (Konstant	amplitude)
Probe	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	$\sigma_{\mathrm{O,n}}$ [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	linie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	PJ	PJ	P _{SWT}
-	630,0	1.400	-	120	3	39	162	177	3
-	607,5	1.350	-	147	5	46	179	196	5
-	585,0	1.300	-	183	7	54	197	218	7
-	562,5	1.250	-	229	10	65	216	241	10
-	540,0	1.200	-	291	14	78	237	267	14
-	517,5	1.150	-	375	21	95	260	296	21
-	495,0	1.100	-	496	32	118	286	337	32
-	472,5	1.050	-	659	51	146	313	405	51
-	450,0	1.000	-	900	84	185	344	494	114
02	178,3	396	82.000	14.672	14.402	6.049	3.835	14.039	14.672
04	178,3	396	47.456	14.672	14.402	6.049	3.835	14.039	14.672
06	142,2	316	58.790	29.143	28.978	11.886	6.327	26.384	29.143
08	284,9	633	15.228	3.559	2.907	1.501	1.144	2.942	3.559
10	212,8	473	26.426	8.526	8.137	3.530	2.493	8.024	8.526
12	70,4	156	599.600	258.799	258.763	104.421	24.935	138.021	258.799

Anhang	7.1.5 S960M	(Hersteller 2, mar	nuell) unter kons	tanten Lastamplituden

Tabelle A7.1.5.1: Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0$ °, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	hsreihe:	S960M2	2; α = 0,0 °;	zykl. stab./t	ransientes '	Verhalten (Q	SN); $R_{\rm F} = 0$,1 (Konstar	ntamplitude)
Probe	$\sigma_{\mathrm{a,n}}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	$N_{ m exp}$ [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	inie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	PJ	PJ	P _{SWT}
-	630,0	1.400	-	121	6	42	154	163	6
-	607,5	1.350	-	149	9	49	175	189	9
-	585,0	1.300	-	186	12	58	196	216	12
-	562,5	1.250	-	233	18	68	218	243	18
-	540,0	1.200	-	297	27	82	241	271	27
-	517,5	1.150	-	382	40	99	265	301	40
-	495,0	1.100	-	500	62	121	291	342	62
-	472,5	1.050	-	668	100	150	318	413	100
-	450,0	1.000	-	904	167	190	349	502	198
02	178,3	396	82.000	14.624	14.488	6.049	3.835	14.039	14.672
04	178,3	396	47.456	14.624	14.488	6.049	3.835	14.039	14.672
06	142,2	316	58.790	29.143	28.978	11.886	6.327	26.384	29.143
08	284,9	633	15.228	3.673	3.288	1.595	1.167	3.099	3.672
10	212,8	473	26.426	8.526	8.137	3.530	2.493	8.024	8.526
12	70,4	156	599.600	258.799	258.763	104.421	24.935	138.021	258.799

Tabelle A7.1.5.2: Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^{\circ}$, kombiniert zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	hsreihe:	S960M2	2; α = 1,0 °;	zyklisch sta	<u>bilisiertes</u> V	erhalten (QS	N); $R_{\rm F} = 0,$	1 (variable A	Amplitude)
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N_{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\text{ber,m,R}'_{\text{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	inie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	P _J	$P_{\rm J}$	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	2.301	17	680	1.044	1.826	86
-	607,5	1.350	-	2.690	24	799	1.138	2.066	138
-	585,0	1.300	-	3.139	36	943	1.245	2.351	225
-	562,5	1.250	-	3.663	54	1.120	1.368	2.697	442
-	540,0	1.200	-	4.270	85	1.336	1.509	3.123	921
-	517,5	1.150	-	4.966	139	1.600	1.673	3.635	1.615
-	495,0	1.100	-	5.749	237	1.926	1.866	4.250	2.569
-	472,5	1.050	-	6.640	421	2.325	2.091	5.004	3.463
-	450,0	1.000	-	7.715	768	2.813	2.358	5.943	4.654
01	482	1.070	20.313	6.376	357	2.206	2.025	4.775	2.962
03	477	1.060	22.112	6.432	370	2.232	2.039	4.824	3.036
05	468	1.040	17.312	6.657	425	2.333	2.095	5.019	3.325
07	491	1.090	14.913	6.094	299	2.080	1.953	4.536	2.575
09	360	800	129.112	14.830	6.075	6.073	4.104	12.605	14.814
11	225	500	681.913	52.989	46.817	21.748	10.936	45.257	52.989
13	270	600	208.313	32.322	24.478	13.342	7.629	28.459	32.322

Anhang 7.1.6 S960M (Hersteller 2, manuell) unter variablen Lastamplituden

Tabelle A7.1.6.1: Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,0^\circ$, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuo	hsreihe:	S960M	2; α = 1,0 °;	zykl. stab./	transientes '	Verhalten (Q	SN); $R_{\rm F} = 0$, 1 (variable	Amplitude)
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	linie:	-	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	PJ	PJ	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	2.313	94	706	1.058	1.855	146
-	607,5	1.350	-	2.713	116	816	1.151	2.094	205
-	585,0	1.300	-	3.152	133	961	1.258	2.384	294
-	562,5	1.250	-	3.695	158	1.134	1.384	2.718	464
-	540,0	1.200	-	4.295	201	1.352	1.518	3.146	694
-	517,5	1.150	-	4.988	285	1.621	1.688	3.671	1.205
-	495,0	1.100	-	5.761	417	1.943	1.880	4.285	2.294
-	472,5	1.050	-	(9.012)	(1.397)	(3.408)	(2.679)	(7.098)	(7.034)
-	450,0	1.000	-	(10.529)	(2.438)	(4.136)	(3.069)	(8.527)	(10.117)
01	482	1.070	20.313	6.376	357	2.206	2.025	4.775	2.962
03	477	1.060	22.112	6.432	370	2.232	2.039	4.824	3.036
05	468	1.040	17.312	6.657	425	2.333	2.095	5.019	3.325
07	491	1.090	14.913	6.094	299	2.080	1.953	4.536	2.575
09	360	800	129.112	14.830	6.075	6.073	4.104	12.605	14.814
11	225	500	681.913	52.989	46.817	21.748	10.936	45.257	52.989
13	270	600	208.313	32.322	24.478	13.342	7.629	28.459	32.322

Tabelle A7.1.6.2: Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,0^{\circ}$, kombiniert zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuc	hsreihe:	S1100C	(L; $\alpha = 0,0^{\circ}$; <mark>zyklisch st</mark> a	abilisiertes \	/erhalten (Q	SN ; $R_{\rm F} = 0$,1 (Konstan	tamplitude)
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhler	linie:	-	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	P _J	PJ	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	175	0	29	195	0	0
-	607,5	1.350	-	241	0	36	220	0	0
-	585,0	1.300	-	342	0	45	247	0	0
-	562,5	1.250	-	504	0	56	276	0	1
-	540,0	1.200	-	778	0	73	308	0	7
-	517,5	1.150	-	1.272	1	96	364	1	56
-	495,0	1.100	-	1.532	1	133	455	1	454
-	472,5	1.050	-	1.719	4	185	566	4	1.542
-	450,0	1.000	-	1.945	12	274	714	12	1.889
02	187,2	416	37.108	17.930	17.923	8.498	10.186	25.841	17.930
04	187,2	416	26.342	17.930	17.923	8.498	10.186	25.841	17.930
06	230,0	511	10.974	10.660	10.620	5.075	5.393	12.544	10.659
08	226,7	504	9.981	11.040	11.004	5.255	5.638	13.199	11.039
09	151,4	337	33.093	30.746	30.744	14.589	18.670	51.338	30.746
10	149,3	332	27.599	31.940	31.939	15.154	19.457	53.774	31.940
12	113,1	251	65.614	65.233	65.233	30.891	40.886	123.008	65.233
18	302,9	673	3.466	5.304	4.935	2.532	2.096	4.239	5.302
20	75,2	167	198.700	185.135	185.135	87.465	112.368	373.278	185.135
23	244,7	544	8.143	9.094	9.028	4.332	4.393	9.918	9.094
29	273,5	608	4.497	6.840	6.675	3.253	3.002	6.395	6.839
34	74,1	165	911.200	190.399	190.399	89.691	115.545	383.758	190.399
36	251,6	559	9.911	8.488	8.404	4.044	4.011	8.937	8.487

Anhang 7.1.7 S1000QL (manuell) unter konstanten Lastamplituden

Tabelle A7.1.7.1: Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^\circ$, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	Versuchsreihe: S1100QL; <i>α</i> = 0,0 °; <u>zykl. stab./transientes</u> Verhalten (QSN); <i>R</i> _F = 0,1 (Konstantampl.)									
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]	
	Wöhler	linie:	-	$P_{\rm SWT}$	P_{SWT}	P _{SWT}	$P_{\rm J}$	$P_{\rm J}$	P_{SWT}	
-	630,0	1.400	-	118	3	24	138	146	3	
-	607,5	1.350	-	166	4	30	164	178	5	
-	585,0	1.300	-	241	7	38	190	208	10	
-	562,5	1.250	-	363	11	49	217	241	26	
-	540,0	1.200	-	573	17	64	246	276	70	
-	517,5	1.150	-	960	30	85	278	332	198	
-	495,0	1.100	-	1.453	54	117	313	418	577	
-	472,5	1.050	-	1.652	105	168	354	528	1.440	
-	450,0	1.000	-	1.884	230	252	423	673	1.754	
02	187,2	416	37.108	18.444	18.128	8.498	10.186	25.841	17.930	
04	187,2	416	26.342	18.444	18.128	8.498	10.186	25.841	17.930	
06	230,0	511	10.974	10.927	10.447	5.075	5.393	12.544	10.659	
08	226,7	504	9.981	11.318	10.850	5.255	5.638	13.199	11.039	
09	151,4	337	33.093	30.746	30.744	14.589	18.670	51.338	30.746	
10	149,3	332	27.599	31.940	31.939	15.154	19.457	53.774	31.940	
12	113,1	251	65.614	65.233	65.233	30.891	40.886	123.008	65.233	
18	302,9	673	3.466	5.421	4.634	2.532	2.096	4.239	5.302	
20	75,2	167	198.700	185.135	185.135	87.465	112.368	373.278	185.135	
23	244,7	544	8.143	9.319	8.776	4.553	4.464	9.918	9.318	
29	273,5	608	4.497	7.022	6.356	3.434	3.054	6.645	7.020	
34	74,1	165	911.200	190.399	190.399	89.691	115.545	383.758	190.399	
36	251,6	559	9.911	8.450	7.896	4.015	3.985	8.937	8.449	

Tabelle A7.1.7.2: Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0$ °, kombiniert zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (Konstantamplituden)

Versuc	hsreihe:	S1100Q	(L; α = 1,9 °	; <mark>zyklisch st</mark> a	abilisiertes \	/erhalten (Q	5N); $R_{\rm F} = 0$,1 (variable	Amplitude)
Probe	$\sigma_{ m a,n}$ [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhlerl	inie:	-	P _{SWT}	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	P _J	PJ	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	3.946	0	714	1.556	2.362	1
-	607,5	1.350	-	4.726	0	887	1.745	2.721	1
-	585,0	1.300	-	5.583	0	1.110	1.968	3.159	3
-	562,5	1.250	-	6.483	0	1.398	2.229	3.706	8
-	540,0	1.200	-	7.387	1	1.772	2.539	4.379	26
-	517,5	1.150	-	8.375	1	2.253	2.914	5.193	99
-	495,0	1.100	-	9.502	3	2.865	3.376	6.182	423
-	472,5	1.050	-	10.757	9	3.626	3.947	7.458	1.860
-	450,0	1.000	-	12.061	26	4.555	4.634	9.051	6.473
03	490,5	1.090	712	10.424	7	3.404	3.782	7.085	1.259
11	225,0	500	225.113	52.788	51.551	25.055	30.247	80.107	52.788
13	486,0	1.080	112	10.051	5	3.182	3.616	6.711	822
15	499,1	1.109	112	9.674	4	2.963	3.450	6.342	523
19	486,0	1.080	8.713	10.551	7	3.482	3.840	7.215	1.449
21	360,0	800	52.400	21.767	9.837	10.335	10.347	23.239	21.748
25	405,0	900	13.313	14.303	167	6.113	5.867	12.001	13.900
26	472,5	1.050	16.913	10.694	8	3.583	3.914	7.384	1.727
27	481,5	1.070	10.113	10.253	6	3.301	3.705	6.912	1.038
28	449,1	998	14.994	11.361	14	4.054	4.263	8.184	3.593
31	450,0	1.000	22.513	11.735	20	4.323	4.461	8.644	5.051
32	495,0	1.100	313	9.214	3	2.703	3.254	5.923	295
33	405,0	900	24.913	13.846	114	5.809	5.605	11.380	12.944
35	180,0	400	844.112	109.051	108.932	51.656	66.121	193.936	109.051

Anhang 7.1.8 S ²	1000QL (manuel) unter variablen	Lastamplituden
	•		

Tabelle A7.1.8.1: Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,9$ °, zyklisch stabilisiertes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Versuchsreihe: S1100QL; α = 1,9 °; <u>zykl. stab./transientes</u> Verhalten (QSN); $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplitude)									
Probe	σ _{a,n} [MPa]	σ _{0,n} [MPa]	N _{exp} [-]	N _{ber,SWT} [-]	N _{ber,ε} [-]	N _{ber,HLmod} [-]	N _{ber,J} [-]	N _{ber,RAJ} [-]	$N_{\mathrm{ber,m,R}'_{\mathrm{p}o,2}}$ [-]
	Wöhlerlinie:		-	$P_{\rm SWT}$	$P_{\rm SWT}$	P _{SWT}	P _J	$P_{\rm J}$	P_{SWT}
-	630,0	1.400	-	3.313	64	640	1.480	2.186	196
-	607,5	1.350	-	4.095	98	796	1.664	2.521	312
-	585,0	1.300	-	4.980	116	1.005	1.889	2.954	494
-	562,5	1.250	-	5.977	134	1.294	2.140	3.498	805
-	540,0	1.200	-	7.006	176	1.651	2.458	4.151	1.512
-	517,5	1.150	-	(8.375)	(1)	(2.253)	(2.914)	(5.193)	(99)
-	495,0	1.100	-	(9.502)	(3)	(2.865)	(3.376)	(6.182)	(423)
-	472,5	1.050	-	(10.757)	(9)	(3.626)	(3.947)	(7.458)	(1.860)
-	450,0	1.000	-	(12.061)	(26)	(4.555)	(4.634)	(9.051)	(6.473)
03	490,5	1.090	712	10.207	554	3.262	3.782	7.085	1.259
11	225,0	500	225.113	52.788	51.551	25.055	30.247	80.107	52.788
13	486,0	1.080	112	9.823	488	3.025	3.616	6.711	822
15	499,1	1.109	112	9.674	4	2.963	3.450	6.342	523
19	486,0	1.080	8.713	10.551	7	3.482	3.840	7.215	1.449
21	360,0	800	52.400	21.767	9.837	10.335	10.347	23.239	21.748
25	405,0	900	13.313	14.303	167	6.113	5.867	12.001	13.900
26	472,5	1.050	16.913	10.694	8	3.583	3.914	7.384	1.727
27	481,5	1.070	10.113	10.253	6	3.301	3.705	6.912	1.038
28	449,1	998	14.994	11.361	14	4.054	4.263	8.184	3.593
31	450,0	1.000	22.513	11.735	20	4.323	4.461	8.644	5.051
32	495,0	1.100	313	8.944	334	2.528	3.254	5.923	295
33	405,0	900	24.913	13.846	114	5.809	5.605	11.380	12.944
35	180,0	400	844.112	109.051	108.932	51.656	66.121	193.936	109.051

Tabelle A7.1.8.2: Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 1,9^{\circ}$, kom-
biniert zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_F = 0,1$ (variable Amplituden)

Tabellenverzeichnis des Anhangs

Tabelle A3.1:	Definitionen der Völligkeit und ihre Auswirkungen in Abhängigkeit von der Kollek-	
	tivform	212
Tabelle A3.2:	Zählverfahren und deren Eignung zur Lebensdauerabschätzung	215
Tabelle A3.3.1:	Kerbklassen (FAT-Klassen) für Nennspannungen Stumpfnähte aus Stahlwerk-	216
Tabelle A3 3 2.	Stonen FAT-Klassen des in dieser Arheit untersuchten Schweißdeteils. Stumpfnaht" aus	210
	Stahl – FAT-Klassen, Strukturspanngen, Stahl (Normalspannung)	217
Tabello A1 2.	Minima Maxima Mittelwerte und Standardabweichung der Härte HV/0 1 ausge-	217
	wählter Mikrostrukturproben entrommen aus GW WEZ und SG	222
Tabello A5 1 1:	Experimental bestimpte und mittels Palmaren-Miner elementar berechnete Le-	222
	bensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S96001 -Grundwerkstoff	
		223
Tabelle A5 1 2.	Experimentell bestimmte und mittels Palmaren-Miner elementar berechnete Le-	220
	bensdauern für automatisiert deschweißte Stumpfnähte aus S9600L-Grundwerk-	
	stoff und zugehörige Schadenssummen	224
Tabelle A5 1 3.	Experimentell bestimmte und mittels Palmaren-Miner elementar berechnete Le-	227
	bensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960M-Grundwerkstoff	
	(Hersteller 1) und zugehörige Schadenssummen	225
Tabelle A5 1 4.	Experimentell bestimmte und mittels Palmaren-Miner elementar berechnete Le-	220
	bensdauern für manuell geschweißte Stumpfnähte aus S960M-Grundwerkstoff	
	(Hersteller 2) und zugehörige Schadenssummen	226
Tabelle A5 1 5	Experimentell bestimmte und mittels PM elementar berechnete Lebensdauern für	220
	man geschweißte aus S1100QL-Stumpfnähte und zug Schadenssummen	227
Tabelle A5.2	Streuungen der Kerbspannungswöhlerlinien mit Änderung der vorgegebenen	
	Schwingspielzahl am Abknickpunkt	229
Tabelle A5.3.1:	Ergebnisse der Kerbarundbewertung für manuell geschweißten S960QL	230
Tabelle A5.3.2:	Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für automatisiert geschweißten S960QL	230
Tabelle A5.3.3:	Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S960M-H1	230
Tabelle A5.3.4:	Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S960M-H2	231
Tabelle A5.3.5:	Ergebnisse der Kerbgrundbewertung für manuell geschweißten S1100QL	231
Tabelle A6.1.1:	Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter PJ und PRAJ sowie deren Schä-	
	digungsparameterwöhlerlinien für S960QL-Stumpfnähte (QSN	232
Tabelle A6.1.2:	Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter PJ und PRAJ sowie deren Schä-	
	digungsparameterwöhlerlinien für S960M(H1)-Stumpfnähte (QSN)	233
Tabelle A6.1.3:	Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter PJ und PRAJ sowie deren Schä-	
	digungsparameterwöhlerlinien für S960M(H2)-Stumpfnähte (QSN)	234
Tabelle A6.1.4:	Kenngrößen berechneter Schädigungsparameter PJ und PRAJ sowie deren Schä-	
	digungsparameterwöhlerlinien für S1100QL-Stumpfnähte (QSN)	235
Tabelle A7.1.1.1:	Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0.0^{\circ}$, zyklisch stabili-	
	siertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	236
Tabelle A7.1.1.2:	Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0.0^{\circ}$, kombiniert	
	zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplitu-	
	den)	237
Tabelle A7.1.2.1:	Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, α = 3,9 °, zyklisch stabili-	
	siertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F} = 0,1$ (variable Amplituden)	238

Tabelle A7.1.2.2:	Berechnete Lebensdauern für S960QL-Grundwerkstoff, α = 3,9 °, kombiniert	
	zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F} = 0,1$ (variable Amplitu-	
	den)	239
Tabelle A7.1.3.1:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, α = 0,0 °, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	240
Tabelle A7.1.3.2:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, α = 0,0 °, kombiniert	
	zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	241
Tabelle A7.1.4.1:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, α = 1,6 °, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplituden)	242
Tabelle A7.1.4.2:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H1-Grundwerkstoff, α = 1,6 °, kombiniert	
	zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F} = 0,1$ (variable Amplituden)	243
Tabelle A7.1.5.1:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, α = 0,0 °, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	244
Tabelle A7.1.5.2:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, α = 0,0 °, kombiniert	
	zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	245
Tabelle A7.1.6.1:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, α = 1,0 °, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplituden)	246
Tabelle A7.1.6.2:	Berechnete Lebensdauern für S960M-H2-Grundwerkstoff, α = 1,0 °, kombiniert	
	zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplituden)	247
Tabelle A7.1.7.1:	Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^{\circ}$, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	248
Tabelle A7.1.7.2:	Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, $\alpha = 0,0^{\circ}$, kombiniert	
	zykl. stabilis./transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (Konstantamplituden)	249
Tabelle A7.1.8.1:	Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, α = 1,9 °, zyklisch sta-	
	bilisiertes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplituden)	250
Tabelle A7.1.8.2:	Berechnete Lebensdauern für S1100QL-Grundwerkstoff, α = 1,9 °, kombiniert	
	zykl. stabilisiertes/transientes Verhalten (QSN) und $R_{\rm F}$ = 0,1 (variable Amplitu-	
	den)	251

Bilderverzeichnis des Anhangs

Bild A3.1:	Versuchsergebnisse mit Streubereich und zugehörigen Lebensdauerlinien für Kol-				
	lektive mit $p = 1,00$, $p = 0,50$, $p = 0,25$ und $p = 0,00$ im doppeltlogarithmischen				
	Netz	212			
Bild A3.4:	Kontinuierliche Verläufe von K' und n' über N/N_a für Grundwerkstoffe und querbe-				
	lastete Stumpfnähte: a) S960QL, b) S1100QL, c) S960M (V1) und d) S960M (V2)	218			
Bild A4.1.1:	Technische Zeichnung der Stumpfstoßprobe	219			
Bild A4.1.2:	Technische Zeichnung der längs der Naht entnommenen Mikrostrukturprobe	219			
Bild A4.1.3:	Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe des Grundwerkstoffs	220			
Bild A4.1.4:	Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe der querbelasteten Stumpf-				
	naht	220			
Bild A4.1.5:	Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe des Grundwerkstoffs mit ab-				
	gearbeiteter Nahtkontur	221			
Bild A4.1.6:	Technische Zeichnung der kleinskaligen Flachprobe der querbelasteten Stumpf-				
	naht mit abgearbeiteter Nahtkontur	221			
Bild A5.1.6.1:	Gegenüberstellung rechnerischer und experimenteller Lebensdauern für a)				
	$D_{\rm th}$ = 1,0 und b) $D_{\rm zul}$ = 0,5	228			
Bild A5.1.6.2:	Kumulierte Wahrscheinlichkeitsverteilung tatsächlicher Schadenssummen für				
	Stumpfnähte mit a) $D_{\rm th}$ = 1,0 und b) $D_{\rm zul}$ = 0,5	228			
Bild A5.2:	Streuung der Kerbspannungswöhlerlinien mit Änderung der vorgegebenen				
	Schwingspielzahl am Abknickpunkt	229			

Die Schwingfestigkeitsbewertung der Schweißverbindungen von Kranstrukturen unter Betriebsbelastungen im Kurzzeitfestigkeitsbereich bis in den Zeitfestigkeitsbereich umfasst die Berücksichtigung des elastischplastischen Werkstoffverhaltens, von variablen Lastamplituden und von akzeptablen Rechenzeiten. Vor diesem Hintergrund wurde eine integrale Betrachtung von Stumpfnähten aus höchst- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen zur Lebensdauerabschätzung eingeführt, welche die Schweißnaht in ihrer Gesamtheit beschreibt. Die Charakterisierung durch das zyklisch transiente Verhalten beinhaltet sowohl das zyklische transiente Spannungs-Dehnungs-Verhalten als auch die tri-lineare Dehnungswöhlerlinie. Eine ausgeprägte zyklische Entfestigung wird durch einen funktionalen Zusammenhang der Kennwerte der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve mit der Schädigung erfasst, um Spannungs-Dehnungs-Verläufe für Stumpfnähte zu simulieren. Die sich mit Hilfe von Schädigungsparametern anschließende Schadensakkumulation führt zur rechnerischen Lebensdauer. Die Validierung dieser Abschätzung erfolgt schließlich durch die Gegenüberstellung rechnersicher mit experimentell ermittelten Lebensdauern.

