

Schriftenreihe

LBF-Berichte

FB-238

Jörg Baumgartner

**Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen
unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressen
und Größeneinflüssen**

Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit
und Systemzuverlässigkeit LBF

Schriftenreihe
LBF-Berichte

FB-238

Jörg Baumgartner

**Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter
Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen und
Größeneinflüssen**

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): 978-3-8396-0729-9

ISSN 0721-5320

D 17

Zugl.: Darmstadt, TU, Diss., 2013

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

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

© by **FRAUNHOFER VERLAG**, 2014

Fraunhofer-Informationszentrum Raum und Bau IRB
Postfach 80 04 69, 70504 Stuttgart
Nobelstraße 12, 70569 Stuttgart
Telefon 0711 970-25 00
Telefax 0711 970-25 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.

Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißeigenstressungen und Größeneinflüssen

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

D i s s e r t a t i o n

vorgelegt von

Dipl.-Ing. Jörg Baumgartner

aus Mühlheim am Main

Berichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. H. Hanselka
Mitberichterstatter:	Prof. Dr.-Ing. M. Oechsner
Tag der Einreichung:	30. April 2013
Tag der mündlichen Prüfung:	18. Juni 2013

Danksagung

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Fraunhofer–Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF in Darmstadt. Herrn Prof. Dr.-Ing. Holger Hanselka sowie Herrn Dr.-Ing. Heinz Kaufmann danke ich für die Unterstützung zur Durchführung dieser Arbeit am LBF.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Matthias Oechsner, dem Leiter der Staatlichen Materialprüfungsanstalt Darmstadt (MPA) und des Instituts für Werkstoffkunde (IfW) der Technischen Universität Darmstadt bedanke ich mich für die Übernahme des Koreferates und die damit verbundenen Mühen.

Ein besonderer Dank gilt allen Mitarbeitern des Fraunhofer–Instituts für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit LBF, die mich bei der Durchführung der Arbeiten unterstützt haben, insbesondere Herrn Prof. Dr.-Ing. Cetin Morris Sonsino und Herrn Dr.-Ing. Thomas Bruder für die laufenden inhaltlichen Diskussionen und die kritische Durchsicht der Arbeit.

Ein wesentlicher Teil der Untersuchung war Gegenstand eines von der Forschungsvereinigung Schweißen und Schneiden e. V. des Deutschen Verbandes für Schweißtechnik und verwandte Verfahren (DVS) e. V., mit Förderung der Arbeitsgemeinschaft für industrielle Forschung (AiF) unter der Nummer 15.913N durchgeführten Forschungsprojekts „Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen mit werkstoffmechanischen und statistischen Modellen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen“. Fachlich betreut wurde das Projekt vom Fachausschuss 9 „Berechnung und Konstruktion“. Für die Förderung und Unterstützung sei vielfach gedankt. Ein weiterer Dank gilt den Mitgliedern des projektbegleitenden Betreuerkreises der Industrie und dem Vorsitzenden Herrn Dr.-Ing. Manfred Kaßner, Alstom GmbH, die mit fachlichem Rat zur Seite standen.

Des Weiteren möchte ich mich herzlich bei den Kollegen des Fraunhofer–Instituts für Werkstoffmechanik IWM bedanken. Bei Herrn Dr.-Ing. Dieter Siegele, der das gemeinsame Forschungsprojekt auf Seite des IWM betreut hat, und bei Herrn Dr.-Ing. Igor Varfolomeev, der mich auch außerhalb der Projektlaufzeit bei Fragen rund um die Bruchmechanik unterstützt hat.

Darüber hinaus möchte ich noch Herrn Dr.-Ing. Genbao Zhang, Volkswagen AG, für die zahlreichen Diskussionen in Hinblick auf die Stützwirkungskonzepte sowie die Unterstützung bei den Versuchen an den gekerbten Proben und Herrn Dr.-Ing. Thomas Nitschke-Pagel für die Durchführung und Diskussion der Eigenspannungsmessungen am Institut für Füge- und Schweißtechnik ifs in Braunschweig danken.

Eine große Unterstützung wurde mir ebenso durch die zahlreichen Diskussionen während der Treffen der Kommission XIII des International Institute of Welding (IIW) zuteil. Dem Deutschen Verband für Schweißtechnik (DVS) e. V. vielen Dank für die Förderung im Rahmen des Young Professional Programms, durch das mir die Teilnahme an den IIW Annual Assembly Meetings ermöglicht wurde.

Inhaltsverzeichnis

1	Kurzzusammenfassung	1
2	Einleitung und Zielsetzung	3
2.1	Einleitung	3
2.2	Zielsetzung	4
3	Stand der Technik und Wissenschaft	7
3.1	Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit	7
3.1.1	Kerben an geschweißten Strukturen	7
3.1.2	Stützwirkung an Kerben	8
3.1.2.1	Definition der Stützziffer	8
3.1.2.2	Stützeffekte und Größeneinflüsse	9
3.1.3	Werkstoff	10
3.1.4	Mittelspannungen und Eigenspannungen	11
3.2	Auslegung von zyklisch beanspruchten Schweißverbindungen	15
3.2.1	Spannungsbasierte Konzepte	15
3.2.1.1	Nennspannungskonzept	16
3.2.1.2	Strukturspannungskonzept	16
3.2.1.3	Kerbspannungskonzept	17
3.2.2	Dehnungskonzept	17
3.2.2.1	Zyklisches Werkstoffverhalten	18
3.2.2.2	Last-Kerbdehnungsbeziehung	20
3.2.2.3	Mehrachsigkeit	21
3.2.2.4	Mittel- und Eigenspannungen	22
3.2.2.5	Überlasten	23
3.2.2.6	Zyklische Relaxation	24
3.2.2.7	Stütz- und Größeneinflüsse	25
3.2.2.8	Anwendung bei Schweißverbindungen	25
3.2.3	Bruchmechanik	28
3.2.3.1	Rissfortschrittsgleichungen	28
3.2.3.2	Rissfortschrittskennwerte	29
3.2.3.3	Spannungsintensitätsfaktoren	30
3.2.3.4	Rissfortschrittsberechnung	32
3.2.3.5	Richtlinien	33
3.3	Mehrphasenmodelle	33
3.3.1	Aufteilung des Bauteillebensdauer	33
3.3.2	Anwendung der Mehrphasenmodelle	34
3.4	Versuchsergebnisse an Längssteifen	35
3.4.1	Verzug der Längssteifen	40

3.4.2	Schweißnahtgeometrie der Längssteifen	41
3.4.3	Eigenstressen an den Längssteifen	41
3.4.4	Rissfortschritt	43
3.5	Konkretisierung der Zielstellung	43
3.5.1	Rissfortschritt	43
3.5.2	Schweißstressen	44
3.5.3	Größeneinfluss	44
3.5.4	Anwendbarkeit	45
3.5.5	Konzeptionelles Vorgehen	45
4	Experimentelle Untersuchungen	47
4.1	Gekerbte, ungeschweißte Proben	47
4.1.1	Charakterisierung	47
4.1.2	Schwingfestigkeitsversuche	48
4.1.3	Fraktographie	52
4.2	Längssteifen	52
4.2.1	Fertigung und Charakterisierung	52
4.2.2	Versuchsvorbereitung	55
4.2.3	Schwingfestigkeitsversuche	58
4.2.4	Beanspruchungsanalyse	60
4.2.5	Rissfortschrittsuntersuchungen	63
4.2.6	Eigenstressmessungen	67
5	Schwingfestigkeitsbewertung	71
5.1	Anrissbewertung	71
5.1.1	Randbedingungen und Werkstoffkennwerte	71
5.1.2	Gekerbte, ungeschweißte Proben	71
5.1.2.1	Berechnung der lokalen Beanspruchungen	71
5.1.2.2	Schwingfestigkeitsbewertung	73
5.1.3	Längssteifen	80
5.1.3.1	Nennspannungskonzept	80
5.1.3.2	Kerbspannungskonzept	83
5.1.3.3	Dehnungskonzept	83
5.1.3.4	Bewertung der Versuchsergebnisse	87
5.1.3.5	Berücksichtigung von Spannungsgradienten	88
5.2	Rissfortschritt	90
5.2.1	Ableitung von Werkstoffkennwerten	91
5.2.2	Rissfortschrittsberechnung	91
5.2.2.1	Spannungsverteilung in Probenbreite	94
5.2.2.2	Rissinkremente und Werkstoffkennwerte	95
5.2.2.3	Rissfortschrittswöhlerlinie	95
5.3	Gesamtlebensdauer	98
5.3.1	Übergangsrisslänge	98
5.3.2	Berechnung der Anrisswöhlerlinie	99
5.3.3	Berechnung der Gesamtwöhlerlinie	100

6	Diskussion der Ergebnisse	105
6.1	Besondere Eigenschaften von geschweißten Verbindungen	105
6.1.1	Beanspruchung der Schweißnähte	105
6.1.2	Gefüge und Rissfortschritt	106
6.2	Einfluss von Spannungsgradienten auf die Anrissbildung	107
6.2.1	Bewertung der elastischen ertragbaren Beanspruchungen	107
6.2.2	Bewertung der elastisch–plastischen Beanspruchungen	108
6.3	Einfluss von Mittel– und Eigenspannungen	109
6.3.1	Versuche an Längssteifen im Schweißzustand	109
6.3.2	Versuche an spannungsarm geglühten Längssteifen	110
6.3.3	Versuche an Längssteifen mit Überlast	110
6.3.4	Vergleich aller Versuchsergebnisse an den Längssteifen	111
6.4	Bewertungskonzepte	112
6.4.1	Spannungsbasierte Konzepte	112
6.4.2	Dehnungskonzept	113
6.4.3	Bruchmechanik	114
6.5	Weitere Effekte und Einflussgrößen	115
6.5.1	Relaxation von Eigen– und Mittelspannungen	115
6.5.2	Mehrachsigkeit	115
6.5.3	Größeneinfluss	116
7	Zusammenfassung und Schlussfolgerungen	119
8	Ausblick	125
8.1	Größeneinflüsse	125
8.2	Schweißeigenstressungen	125
9	Literatur	127
10	Symbole, Abkürzungen und Indizes	137
	Anhang	140
A	Versuchsergebnisse	141
A.1	Gekerbte Proben	141
A.2	Längssteifen	143
B	Schweißprotokoll	147

1 Kurzzusammenfassung

Ziel dieser Arbeit ist die Bereitstellung einer anwendungsnahen Berechnungsmethodik, mit der eine Verbesserung der Abschätzungsgüte von Bewertungskonzepten für zyklisch beanspruchte, geschweißte Verbindungen aus Stahlwerkstoffen mit Blechdicken von ca. $t \geq 8 \text{ mm}$ erreicht wird. Mit dieser soll es möglich sein, den Einfluss von Schweißeigenstressungen auf die Schwingfestigkeit quantitativ abschätzen zu können.

Zur Erreichung dieses Forschungsziels wurden Schwingfestigkeitsversuche an geschweißten Längssteifen durchgeführt. Die Schwingfestigkeit der Längssteifen im Schweißzustand zeigte sich als unabhängig vom Spannungsverhältnis $R = -1$ und $R = 0$. Die Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0$ kann den hohen Schweißeigenstressungen sowie den Verzerrungsspannungen, die durch den Einbau von Proben mit Winkelverzug entstehen, zugeschrieben werden. Bei spannungsarm geglähten Proben wurde hingegen eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0.33$ ermittelt. Es konnte gezeigt werden, dass sich der Einfluss der Schweißeigen- und Einbaustressungen auf die Lebensdauer in der Anriss- und Rissfortschrittsphase auswirkt.

Die Gesamtlebensdauer wurde für das Versagenskriterium Anriss mit dem Dehnungskonzept und für den Makrorissfortschritt mit der Bruchmechanik berechnet. In der Anrissbewertung wurden über Last-Kerbdehnungs-Beziehungen die lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ermittelt. Die Schweißeigenstressungen wurden in einem konservativen Ansatz als Mittelspannungen angesetzt. Unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} konnten die Versuchsergebnisse in eine gemeinsame Wöhlerlinie mit geringem Streuband überführt werden. Eine Bewertung des Rissfortschritts wurde auf Basis der linear-elastischen Bruchmechanik durchgeführt. Die Rissfortschrittsberechnung wurde mit der NASGRO-Gleichung und der Anwendung von Gewichtsfunktionen durchgeführt. Hierbei ergab sich eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell beobachtetem und numerisch berechnetem Rissfortschritt. Über eine Addition der Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer zeigt sich eine realitätsnahe Erfassung des Wöhlerlinienverlaufs.

Mit der in dieser Arbeit dargestellten Methodik ist es möglich, den Einfluss von Schweißeigenstressungen auf die Schwingfestigkeit in guter Übereinstimmung zum Versuch zu erfassen. Dieses Vorgehen ermöglicht eine wesentlich bessere Berücksichtigung der Einflussgrößen im Vergleich zu der pauschalen Bewertung über Bonusfaktoren in Richtlinien.

2 Einleitung und Zielsetzung

2.1 Einleitung

Die Einsparung von natürlichen Ressourcen und der damit verbundene Leichtbau fordert eine ständige Verbesserung von Bewertungskonzepten, mit denen die Betriebfestigkeit von geschweißten Strukturen abgeschätzt werden kann. Hier haben sich in letzter Zeit vor allem die lokalen Bemessungskonzepte durchgesetzt, die basierend auf örtlichen Beanspruchungsgrößen, z. B. Kerbspannungen oder Spannungsintensitätsfaktoren zur bruchmechanischen Bewertung, eine Abschätzung der Schwingfestigkeit ermöglichen [RSF06]. Dies liegt darin begründet, dass mit diesen Konzepten auch geometrisch komplexe Strukturen bzw. Schweißstöße bewertet werden können.

Eine große Hürde für deren Anwendung ist aber, wie in Bild 2.1 zu sehen, der gesteigerte Arbeitsaufwand [MS05]. Dieser umfasst einerseits die zeitaufwendige Erstellung von zumeist FEM-Berechnungsmodellen und andererseits den im Vergleich zu dem Struktur- oder Nennspannungskonzept wesentlich erhöhten Berechnungsaufwand.

Diese Hürde kann jedoch durch die Anwendung von kommerziellen Softwareprodukten, die eine automatische Nahterkennung und -modellierung sowie eine anschließende Beanspruchungsberechnung und -bewertung beinhalten, deutlich gesenkt werden. In einem großen Teil der Softwareprodukte können mittlerweile eine Vielzahl von unterschiedlichen Verbindungsgeometrien basierend auf dem Kerbspannungskonzept hinsichtlich deren Betriebsfestigkeit bewertet werden.

Bei einer genaueren Analyse der Abschätzungsgüte der Standard-Konzepte zeigt sich jedoch noch ein beträchtlicher Optimierungsbedarf. Dies liegt vor allem an den Bemessungswählerlinien, die den Konzepten hinterlegt sind. Wird eine Bewertung mit örtlichen Bean-

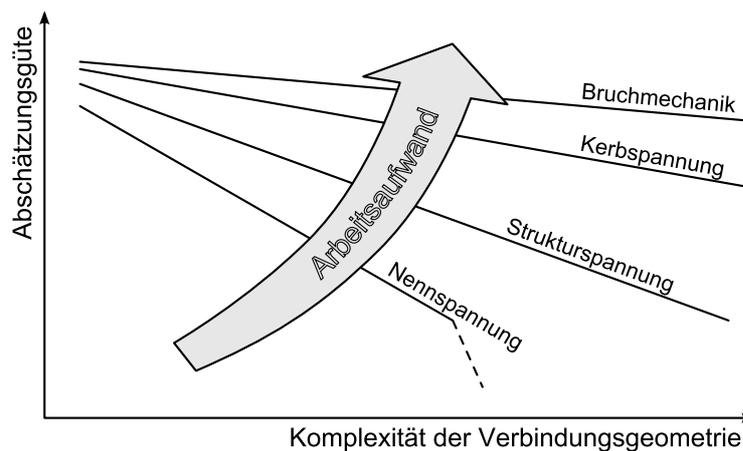


Bild 2.1: Einteilung der Bewertungskonzepte nach Abschätzungsgüte, Anwendbarkeitsspektrum und Arbeitsaufwand nach [MS05]

spruchungsgrößen (Kerb- oder Strukturspannungen) vorgenommen, so hat die Bemessungswöhlerlinie eine definierte Neigung vor und nach dem Abknickpunkt sowie einen festgelegten Abknickpunkt [Hob08; Hä+03]. Diese Kennwerte beschreiben (konservativ) den Verlauf der Wöhlerlinien, wie sie üblicherweise im Versuch ermittelt werden. Werden Nennspannungen zur Schwingfestigkeitsbemessung verwendet, so kann der Abknickpunkt und die Neigung der Wöhlerlinien auch abhängig von der jeweiligen Kerbfallklasse sein [Dinb; Jss]. Im Vergleich zwischen experimentell ermittelten Wöhlerlinien und den Bemessungswöhlerlinien zeigen sich jedoch häufig signifikante Unterschiede [Bru+12].

Diese Diskrepanzen können auf zwei unterschiedliche Gründe zurückgeführt werden. Ein trivialer Grund ist, dass eine einheitliche Bemessungswöhlerlinie die Schwingfestigkeitsbewertung wesentlich vereinfacht. Auf der anderen Seite mangelt es jedoch auch häufig an (statistisch abgesicherten) Bewertungsansätzen, mit denen der Einfluss von bestimmten Größen auf die Betriebsfestigkeit hinreichend genau erfasst werden kann.

Ein Beispiel hierfür sind Schweißeigenspannungen. Diese über den Probenquerschnitt im Gleichgewicht befindlichen Spannungen können einen beträchtlichen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben. So ist es aus zahlreichen Untersuchungen bekannt, dass sich Eigenspannungen vor allem bei hohen Lasten bei der Erstbelastung umlagern und bei weiterer zyklischer Beanspruchung abbauen können [Son09b; FNP10]. Bei niedrigen Lasten und geringen Spannungskonzentrationen können sie jedoch weitestgehend stabil bleiben. Diese Effekte können zu unterschiedlichen Neigungen und Schwingspielzahlen am Abknickpunkt der Wöhlerlinie in Abhängigkeit von der Höhe der vorliegenden Eigenspannungen führen [PP90]. Trotzdem wird der Einfluss der Eigenspannungen in Regelwerken stark vereinfacht, unabhängig von der Höhe der Last bzw. des Lastkollektivs, über eine Verschiebung der Bemessungswöhlerlinie bei konstanter Neigung erfasst.

Die vereinfachte Erfassung der Einflüsse kann jedoch zu einer stärker konservativen Schwingfestigkeitsbewertung und somit überdimensionierten Strukturen führen, mit der Folge dem Ziel eines Ressourcenschonenden Leichtbaus nicht näher zu kommen. Abhängig von dem gegebenen Lastkollektiv besteht aber auch die Gefahr, durch eine Überschätzung von Einflussgrößen Unsicherheiten zu erhöhen.

2.2 Zielsetzung

Ziel dieser Arbeit ist die Bereitstellung einer anwendungsnahen Berechnungsmethodik, mit der eine Verbesserung der Abschätzungsgüte von Bewertungskonzepten für zyklisch beanspruchte, geschweißte Verbindungen aus Stahlwerkstoffen mit Blechdicken von ca. $t \geq 8 \text{ mm}$ erreicht wird. Mit dieser soll es möglich sein, den Einfluss von Schweißeigenspannungen auf die Schwingfestigkeit quantitativ abschätzen zu können.

Um dieses Ziel zu erreichen, reicht es nicht mehr aus, nur das linear-elastische Werkstoffverhalten in einer Schwingfestigkeitsbewertung zu berücksichtigen. Vielmehr muss der Aufwand getrieben werden, auch das elastisch-plastische Werkstoffverhalten zu bestimmen. Um trotzdem eine Anwendbarkeit im industriellen Umfeld zu gewährleisten, soll die Schwingfestigkeitsbewertung auf Basis einer linear-elastischen Analyse des Schweißstoßes erfolgen. Die lokal vorliegenden elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungs-Verläufe sollen über die Anwendung von Last-Kerbdehnungsbeziehungen abgeschätzt werden. Mit diesem Ansatz ist es möglich,

den Einfluss der Eigen- und Mittelspannungen z. B. über Schädigungsparameter zu bewerten und direkt in einer Schwingfestigkeitsanalyse mit zu berücksichtigen.

In dieser Arbeit soll die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter konstanter Amplitudenbelastung bei zwei unterschiedlichen R-Werten experimentell ermittelt werden. In einem ersten Schritt zur Übertragbarkeit der Ergebnisse auf komplexe Last-Zeit-Reihen soll zudem der Einfluss von einmaligen Überlasten auf die Lebensdauer betrachtet werden. Hierzu sind Versuchsreihen geplant, bei der eine einmalige Überlast auf die Probe aufgebracht wird. Die Überlast führt zu einer Spannungsumlagerung durch plastisches Werkstofffließen im versagensrelevanten Bereich, das quantitativ nur mit einer elastisch-plastischen Analyse bewertet werden kann.

Bei einer Bewertung mit spannungsbasierten Bewertungskonzepten (Nenn-, Struktur- und Kerbspannungen) wird die Stützwirkung aufgrund der hohen Spannungsgradienten in den Schweißnahtkerben bereits in den abgeleiteten FAT-Klassen berücksichtigt. Bei einer Lebensdauerbewertung mit dem Dehnungskonzept ist dies nicht der Fall. Die Stützwirkung kann sich jedoch, bei einer Bewertung auf Basis von lokalen Beanspruchungsgrößen und der Werkstofffestigkeit von ungekerbten Proben, stark schwingfestigkeitssteigernd auswirken. Vor allem bei Schweißverbindungen ist dies ein wichtiger Aspekt, da an den Nahtübergängen zum Grundwerkstoff scharfe Kerben vorliegen können.

Mit diesen geplanten Untersuchungen soll eine verbesserte Erfassung der Schweißeigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ermöglicht werden. Statt einer pauschalen Verschiebung der Wöhlerlinie um Bonusfaktoren, die zwar in den seltensten Fällen experimentell festgestellt aber trotzdem in nahezu allen Regelwerken angewandt wird, soll eine auf werkstoffmechanischen Grundlagen basierte Bewertungsmethodik erstellt werden. Mit dieser sollen die wesentlichen Einflussgrößen – die Schweißeigenspannungen, die lokale Kerbgeometrie sowie der Werkstoffzustand – und deren Auswirkungen auf den Verlauf der Wöhlerlinie unter Einbeziehung der Belastung berücksichtigt werden. Damit soll die Abschätzungsgüte und damit verbunden die Bauteilsicherheit von geschweißten Verbindungen gesteigert und das Leichtbaupotential von Schweißverbindungen weiter ausgeschöpft werden.

3 Stand der Technik und Wissenschaft

3.1 Einflussgrößen auf die Schwingfestigkeit

Zur Durchführung einer zuverlässigen Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Strukturen müssen eine Vielzahl von Einflussgrößen berücksichtigt werden. Bei Schweißverbindungen sind dies im besonderen Maße die scharfen Nahtübergangskerben und die damit verbundenen Stützeffekte. Zusätzlich liegen häufig (Schweiß-) Eigenspannungen und lastbedingte Mittelspannungen im Bereich der versagensrelevanten Bereiche vor. Auf diese Einflüsse wird im Folgenden näher eingegangen.

3.1.1 Kerben an geschweißten Strukturen

Die Schwingfestigkeit von Bauteilen wird maßgeblich von Kerben beeinflusst [Hai06]. Grund hierfür ist die Spannungsüberhöhung an geometrischen Kerben, die zu einer Überschreitung der lokal ertragbaren Beanspruchungen führt. Im Gegensatz zu spanend, guß- oder sinter-technisch hergestellten Bauteilen, kann an geschweißten Komponenten die Geometrie der Schweißnahtkerben nur mit größerem prozess-technischem Aufwand beeinflusst werden. Die Nahtgeometrie ergibt sich aus dem verwendeten Schweißprozess und den zugrunde liegenden Schweißparametern. Vor allem bei konventionellen MAG-Schweißprozessen werden Schweißnahtübergangskerben erzeugt, die sehr klein sind und erheblichen Schwankungen unterliegen. Den Nahtübergangskerben stehen Nahtwurzelkerben gegenüber, die sich in den Fügespalten des Schweißstoßen bilden können, falls die Verbindung nicht voll durchgeschweißt wird, Bild 3.1. Diese Kerben weisen oft einen sehr kleinen Kerbradius oder eine sogar rissförmige Geometrie auf.

Untersuchungen aus der Literatur bestätigen die häufig getroffene Annahme der sehr scharfen Kerben an den Nahtübergängen. An über 150 Schliffbildern von Schweißnähten an Längssteifen wurde von Smith [SS82] ein mittlerer Kerbradius von $r = 2.6 \mu\text{m}$ in Einbrandkerben ermittelt, die eine Tiefe von ca. $d = 50 \mu\text{m}$ aufwiesen. Barsoum [BJ11] hat über Replika-Technik

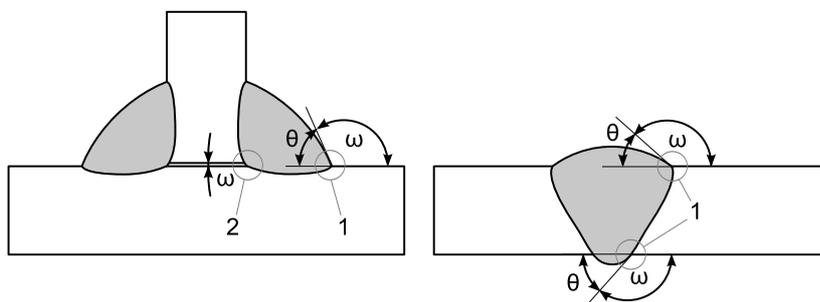


Bild 3.1: Schweißnahtdetails: Nahtübergangskerben (1) und Nahtwurzelkerben (2) sowie Nahtöffnungs- und Nahtanstiegswinkel ω bzw. θ

Kerbradien im Bereich von $0.25 \text{ mm} \leq r \leq 3.5 \text{ mm}$ in Abhängigkeit von der Schweißposition ermittelt. Vergleichbare Ergebnisse erzielte Lee [Lee+09] an Kreuzstößen mit der selben Technik. Tricoteaux [Tri+95] ermittelte über Projektionstechnik Nahtübergangsradien in einem Bereich von $1.0 \text{ mm} \leq r \leq 3.0 \text{ mm}$ an Quersteifen.

Eine signifikante Vergrößerung des Nahtübergangsradius kann auf mehreren Wegen erreicht werden. Einerseits können bestehende Nähte nachbehandelt werden. Hierfür stehen unterschiedliche Verfahren zur Verfügung, z. B. ein Wiederaufschmelzen der Nahtübergangskerbe mit einem WIG-Brenner oder einem mechanischen Nachbearbeiten (Ausschleifen oder Hämmern) der Nahtübergangskerben. Es können aber auch unterschiedliche Schweißverfahren kombiniert werden. Mit diesen Hybrid-Verfahren lassen sich in einem Fertigungsschritt mildere Nahtübergänge erzeugen. Durch den zusätzlichen Arbeitsschritt beim Nachbehandeln oder die langsameren Schweißgeschwindigkeiten bei hybriden Prozessen werden diese Verfahren jedoch nur in wenigen Bereichen angewandt.

3.1.2 Stützwirkung an Kerben

3.1.2.1 Definition der Stützziffer

Es ist ein häufig in Schwingfestigkeitsversuchen ermitteltes Ergebnis, dass die lokale Beanspruchbarkeit σ_e in einem Bereich mit Spannungsgradienten bzw. Kerben höher als die ertragbare Nennspannung σ_n einer ungekerbten Werkstoffprobe ist. Dieser Effekt wird üblicherweise mit den Begriffen „Stützwirkung“ oder „Größeneinfluss“ beschrieben.

In einer Definition von Siebel und Stieler [SS55] wird die Stützwirkung über eine Stützziffer n beschrieben, die durch das Verhältnis von Kerbformzahl K_t zu Kerbwirkungszahl K_f berechnet wird.

$$n = \frac{K_t}{K_f} \quad (3.1)$$

Die Kerbformzahl K_t kann elastizitäts-theoretisch berechnet werden. Sie beschreibt das Verhältnis der örtlichen maximalen Hauptspannung in der Kerbe zu der Nennspannung σ_n in einem Bauteilquerschnitt.

$$\sigma_e = K_t \sigma_n \quad (3.2)$$

Die Kerbwirkungszahl K_f wird über Schwingfestigkeitsversuche an einer gekerbten ($K_t > 1$) und einer ungekerbten Probe ($K_t = 1$) ermittelt und die ermittelten, „dauerfest“ ertragbaren Nennspannungen ins Verhältnis gesetzt

$$K_f = \frac{\sigma_n(K_t = 1)}{\sigma_n(K_t > 1)}. \quad (3.3)$$

Da in vielen Fällen in Bauteilen mit komplexer Geometrie keine Nennspannungen definiert werden können, kann die Stützziffer auch auf Basis von lokalen Beanspruchungsgrößen dargestellt werden.

$$n = \frac{\sigma_e}{\sigma_{eff}} \quad (3.4)$$

Hierbei ist σ_{eff} eine lokal ertragbare versagens-relevante Spannung. Diese Spannung kann auf Basis von Versuchsergebnissen an gekerbten und ungekerbten Proben ermittelt werden.

$$\sigma_{eff} = K_f \sigma_n \quad (3.5)$$

Hierdurch ergibt sich wieder der Zusammenhang zu der auf Nennspannungen basierten Definition. Zudem kann σ_{eff} auch über Bewertungskonzepte unter Berücksichtigung des lokalen Beanspruchungsfelds berechnet werden.

Die Stützziffer ist ursprünglich nur für den Bereich der sogenannten Dauerfestigkeit definiert. Da der Abknickpunkt der Wöhlerlinie und die Neigung der Wöhlerlinie im Bereich der Zeitfestigkeit zwischen gekerbten und ungekerbten Bauteilen, z. B. durch plastisches Fließen des Werkstoffes bei höheren Lasten variieren kann, ist die Stützziffer abhängig von der Beanspruchungshöhe ($K_f = f(N)$). Bei Zugrundelegung eines einheitlichen Verlaufs der Wöhlerlinien (mit konstanter Neigung und Abknickpunkt) kann diese jedoch auch unabhängig von der Beanspruchungshöhe zur Bewertung der Schwingfestigkeit im Zeitfestigkeitsbereich verwendet werden.

3.1.2.2 Stützeffekte und Größeneinflüsse

Die in Schwingfestigkeitsversuchen beobachteten Stützeffekte können unterschiedlichen Mechanismen zugeordnet werden. Bei vorwiegend linear-elastischer lokaler Beanspruchung, d. h. im sogenannten Dauerfestigkeitsbereich bei Schwingungszahlen größer dem Abknickpunkt N_k ($N \geq N_k$), nimmt Kloos [Klo76] eine Einteilung in vier Bereiche vor: Den technologischen, spannungsmechanischen, statistischen und oberflächentechnischen Größeneinfluss. Von diesen Einflüssen wird in neuerer Literatur meist nur der spannungsmechanische und der statistische Größeneinfluss direkt bewertet.

Der *spannungsmechanische Größeneinfluss* wird auch mit dem Begriff Mikrostützwirkung bezeichnet. Konzeptionell wird die Stützwirkung durch ein Funktional $F(\sigma(x, y, z))$ beschrieben, mit dem der lokale Spannungszustand $\sigma(x, y, z)$ im Kerbligament in eine „effektive“ Spannung σ_{eff} transformiert werden kann [Zha12; ZSS12]. Die ertragbare effektive Spannungsamplitude entspricht der ertragbaren (Nenn-) Spannungsamplitude σ_n einer ungekerbten Probe.

$$\sigma_n(K_t = 1) = \sigma_{eff} = F(\sigma(x, y, z)) \quad (3.6)$$

In der Literatur stehen eine Vielzahl von Ansätzen zur Verfügung, um Stützziffern bzw. effektive Spannungen abzuleiten [Tay99; Neu68; Pet59; SS55].

Der *statistische Größeneinfluss* wird häufig auf Basis der Fehlstellentheorie nach Weibull [Wei39] beschrieben. Dieser besagt, dass die Wahrscheinlichkeit mit ansteigenden hochbeanspruchtem Volumen größer wird, eine strukturellen Fehlstelle anzusprechen, von der das Versagen ausgeht.

Zudem gibt es *hybride Ansätze*, die mehrere Einflussgrößen in eine Kenngröße zusammenfassen. Hier ist unter anderem der Ansatz des höchst beanspruchten Volumens zu nennen [Kug61; Son95; Bau+11], in dem das Volumen

$$V_{x\%} = \int_{x \cdot \sigma_{max}}^{\sigma_{max}} \frac{\sigma(x, y, z)}{\sigma_{max}} dV \quad (3.7)$$

verwendet wird. In diesem hybriden Konzept werden sowohl der statistische wie auch der spannungsmechanische Größeneinfluss gemeinsam berücksichtigt.

Eine weitere Möglichkeit zur Erfassung der verschiedenen Größeneinflüsse auf die Schwingfestigkeit ist das Stützzifferkonzept nach Liu [Liu01], das in der 6. Ausgabe der FKM-Richtlinie [Ren+12] beinhaltet ist. Der Bewertungsansatz beruht auf einer Auftrennung in drei unterschiedliche Stützziffern, der statistischen Stützziffer n_{stat} zur Berücksichtigung des statistischen Größeneinflusses, der verformungsmechanischen Stützziffer n_{vm} zur Erfassung der

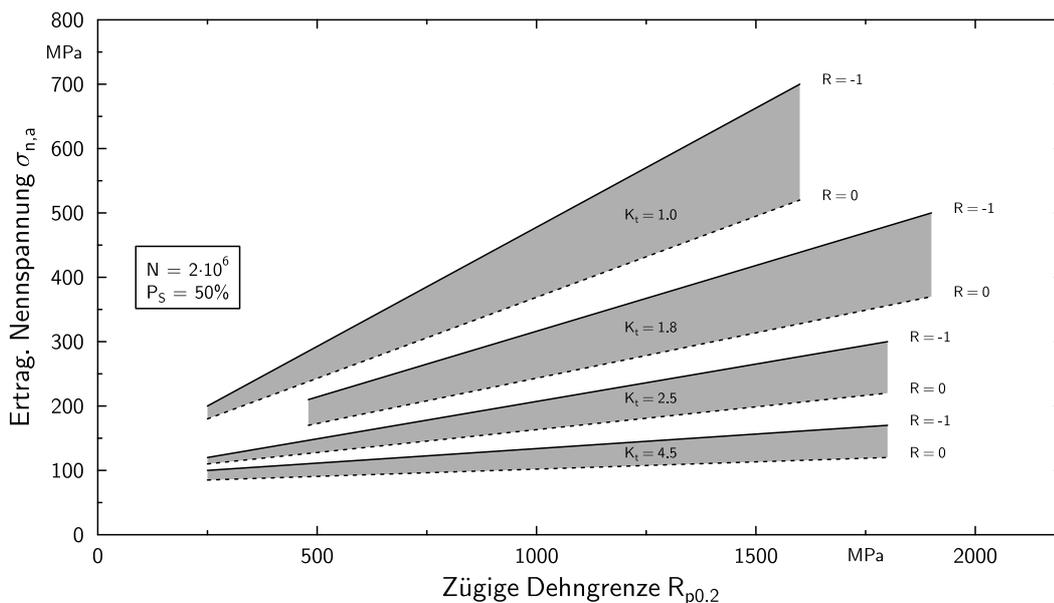


Bild 3.2: Einfluss der Werkstofffestigkeit, der Kerbformzahl und des R-Werts auf die Schwingfestigkeit nach [Son07b]

Makrostützwirkung sowie der bruchmechanischen Stützziffer n_{bm} , mit der ein vergleichsweise langsames Wachsen von kurzen Rissen in Bereichen mit hohen Spannungsgradienten erfasst wird. Über eine Multiplikation wird eine Gesamtstützziffer berechnet.

$$n_{ges} = n_{stat} \cdot n_{vm} \cdot n_{bm} \quad (3.8)$$

Mit diesem Bewertungsansatz soll es möglich sein, den Einfluss von sehr scharfen Kerben auf die Schwingfestigkeit von Bauteilen besser als mit dem Spannungsgradientenansatz abschätzen zu können [Han+09].

3.1.3 Werkstoff

Bei ungekerbten oder schwach gekerbten Proben mit einer Formzahl von $K_t \approx 1$ hat der Werkstoff einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit, Bild 3.2. Bei diesen Proben steigen die ertragbaren Beanspruchungen unter zyklischer Belastung stark mit der Zugfestigkeit R_m bzw. der Dehngrenze $R_{p0.2}$ des Werkstoffes an. Innerhalb der FKM-Richtlinie [Ren+12] wird ein linearer Zusammenhang zwischen den Größen zugrunde gelegt.

Mit der Zugfestigkeit des Werkstoffes nimmt auch die Spannungsgradienten-bedingte Stützziffer ab. Dies bedeutet, dass mit zunehmender Kerbformzahl der Einfluss des Werkstoffes auf die ertragbaren lokalen Spannungsamplituden abnimmt.

Wie in Abschnitt 3.1.1 beschrieben, weisen nicht nachbehandelte Schweißnähte scharfe Kerben auf. Dies bedeutet, dass der Werkstoff nur einen vergleichsweise geringen Einfluss auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen hat. Dieses Ergebnis wurde schon früh in Schwingfestigkeitsversuchen an geschweißten Verbindungen aus Werkstoffen mit unterschiedlicher Festigkeit gewonnen, z. B. in [HNN55; FD67; Hai+79], und bestätigt sich in Auswertungen und Datensammlungen aus den letzten Jahren; z. B. in einem vor Kurzem abgeschlos-

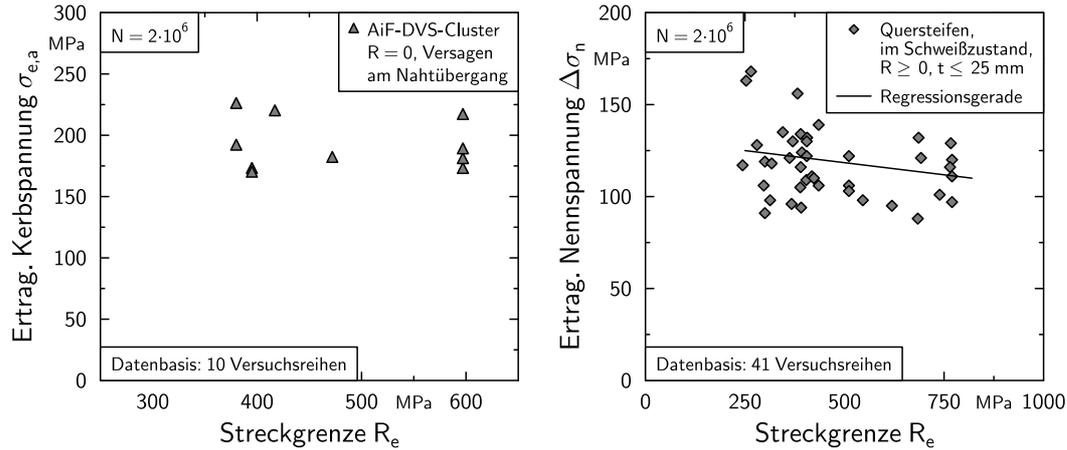


Bild 3.3: Einfluss der Werkstofffestigkeit auf die Schwingfestigkeit, links Auswertung auf Datenbasis aus [Bru+12], rechts aus [Dü07]

senem Forschungscluster [Bru+12] wie auch in einer Zusammenstellung von Versuchsdaten an geschweißten Querstreifen in [Dü07], Bild 3.3.

In allen internationalen Regelwerken, z. B. [Hob08; Dinb; Jss], wird daher nur zwischen den Werkstoffgruppen Stahl und Aluminium unterschieden, nicht aber zwischen den Festigkeiten der Werkstoffe.

3.1.4 Mittelspannungen und Eigenspannungen

Der Mittelspannungseinfluss beschreibt den Einfluss einer lastbedingten Mittelspannung σ_m auf die Schwingfestigkeit eines Bauteils und kann über die Mittelspannungsempfindlichkeit M_1 beschrieben werden. Nach Schütz [Sch67] wird M_1 auf Basis von Schwingfestigkeitsversuchen mit den Spannungsverhältnissen von $R = -1$ und $R = 0$ berechnet.

$$M_1 = \frac{\sigma_{a,R=-1} - \sigma_{a,R=0}}{\sigma_{m,R=0}} \quad (3.9)$$

Die Mittelspannungsempfindlichkeit ist somit per Definition kein reiner Kennwert, der nur vom Werkstoff abhängt, auch wenn dieser an ungekerbten Proben ermittelt werden kann. Sie ist abhängig vom betrachteten Bauteil und dessen Eigenschaften, z.B. der Kerbschärfe, der Beanspruchungsart, von lokalen Plastifizierungen oder fertigungsinduzierten Eigenspannungen sowie von der Beanspruchungshöhe.

In Anlehnung an die Darstellung der Mittelspannungsempfindlichkeit im Haigh-Diagramm kann diese auch für die Spannungsverhältnisse von $R = 0$ und $R = 0.5$ definiert werden.

$$M_2 = \tan \alpha = \frac{\sigma_{a,R=0} - \sigma_{a,R=0.5}}{\sigma_{m,R=0.5} - \sigma_{m,R=0}} \quad (3.10)$$

Mit dieser Definition ergibt sich die selbe Neigung der Linien für die Mittelspannungsempfindlichkeit im Haigh-Diagramm wenn $M_1 = M_2$.

Bei geschweißten Bauteilen liegen, bedingt durch die bei den Aufheiz- und Abkühlvorgängen erzeugten, lokalen Plastifizierungen, häufig Eigenspannungen im Bereich der versagensrelevanten Schweißnahtkerben vor [Woh76]. Diese Spannungen stehen entweder im Querschnitt

oder, bedingt durch Zwängungen in größeren, geometrisch komplexeren Bauteilen, innerhalb der Bauteilstruktur im Gleichgewicht.

Der Einfluss von der Eigenspannung σ_{ES} auf die Schwingfestigkeit kann in ähnlicher Weise wie bei den Mittelspannungen über eine Eigenspannungsempfindlichkeit M_E [MW85] bewertet werden.

$$M_{ES} = \frac{\sigma_{a,ES=0} - \sigma_{a,ES>0}}{\sigma_{ES>0}} \quad (3.11)$$

Ebenso wie M ist auch M_{ES} nicht allein vom Werkstoff, sondern von einer Vielzahl von Einflussgrößen, insbesondere von der Lasthöhe bzw. der lokalen Kerbspannung und der Werkstofffestigkeit abhängig. Bei mild oder ungekerbten Proben können sich die Eigenspannungen im Gegensatz zu den (lastbedingten) Mittelspannungen stärker abbauen, daher gilt

$$M_{ES} \leq M. \quad (3.12)$$

Im Betriebseinsatz werden die Eigenspannungen von Mittelspannungen aus den Betriebslasten überlagert. Beide Größen haben einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit und müssen entsprechend bewertet werden.

Zur Erlangung einer anwendungsfreundlichen und konservativen Bauteilbewertung werden in Regelwerken, z. B. den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) [Hob08], die Eigenspannungen häufig ähnlich wie Mittelspannungen betrachtet. Liegen keine Informationen über die Höhe der Eigenspannung vor, werden für geschweißte Bauteile Bemessungswöhlerlinien für ein Spannungsverhältnis von $R = 0.5$ für eine Bewertung empfohlen, auch wenn die äußeren Lasten ein Lastverhältnis von $R = -1$ aufweisen. Mit dieser Vorgehensweise soll die schwingfestigkeitsreduzierende Wirkung der Eigenspannungen auf einfache Weise berücksichtigt werden. Ist die Höhe der Eigenspannungen bekannt, können die Bemessungswöhlerlinien mit dem Faktor $f(R)$ angehoben werden, Bild 3.4, links. Der Faktor $f(R)$ definiert das Verhältnis der Festigkeit bei unterschiedlichen Spannungsverhältnissen unter Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes, der vereinfacht über dessen „Höhe“ (keine, mittlere oder hohe) beschrieben wird. Der Faktor $f(R)$ fällt linear mit zunehmender Mittelspannung um 10 Prozentpunkte pro $\Delta R = 0.25$ ab. Eine ähnliches Diagramm wurde von Haibach [Hai06] aufgestellt, in dem ebenfalls zwischen keinen, mäßigen und extremen Schweißspannungen unterschieden wird, Bild 3.5.

Auf Basis der Definition des Bonusfaktor $f(R)$ aus den IIW-Empfehlungen kann eine Mittelspannungsempfindlichkeit abgeleitet werden, die sich bei vernachlässigbar kleinen Eigenspannungen ($\sigma_{ES} \approx 0$) ergibt. Für den Bereich von $-1 \leq R \leq 0.5$ wird der funktionale Zusammenhang zwischen dem R-Wert und dem Bonusfaktor bestimmt.

$$f(R) = 1.2 - 0.4 \cdot R \quad (3.13)$$

Bei Verwendung von auf $R = -1$ bezogenen Größen ergibt sich mit $\bar{\sigma}_a = f(R)/1.6$

$$R = 3 - 4\bar{\sigma}_a \quad (3.14)$$

und der funktionale Zusammenhang zwischen bezogener Mittelspannung und ertragbarer bezogener Spannungsamplitude zu

$$\bar{\sigma}_m = \bar{\sigma}_a \left(\frac{1+R}{1-R} \right) \quad (3.15)$$

$$= \bar{\sigma}_a \left(\frac{4-4\bar{\sigma}_a}{4\bar{\sigma}_a-2} \right) \quad (3.16)$$

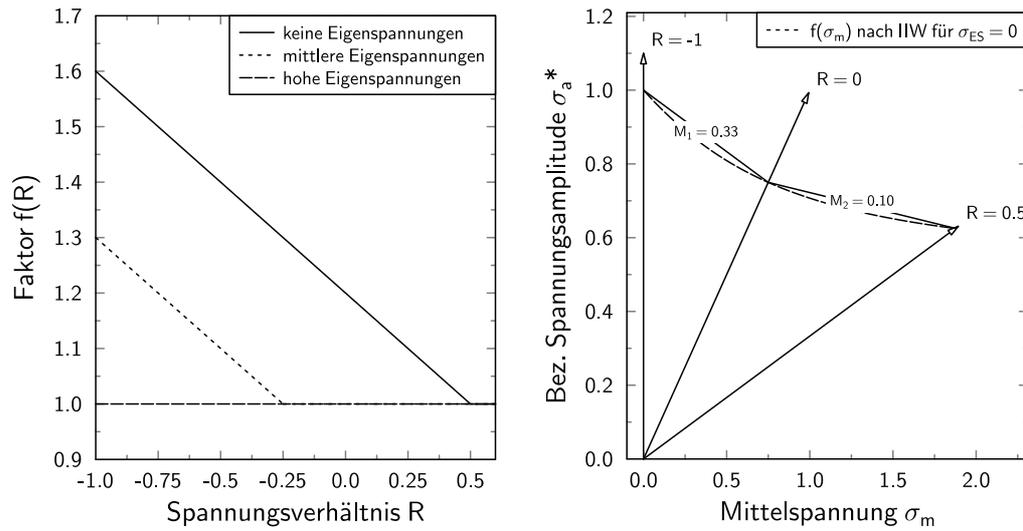


Bild 3.4: Verbesserungsfaktor $f(R)$ nach den IIW-Empfehlungen (links) für Stahl und Aluminium und daraus abgeleitetes Haigh-Diagramm für $\sigma_{ES} \approx 0$ (rechts)

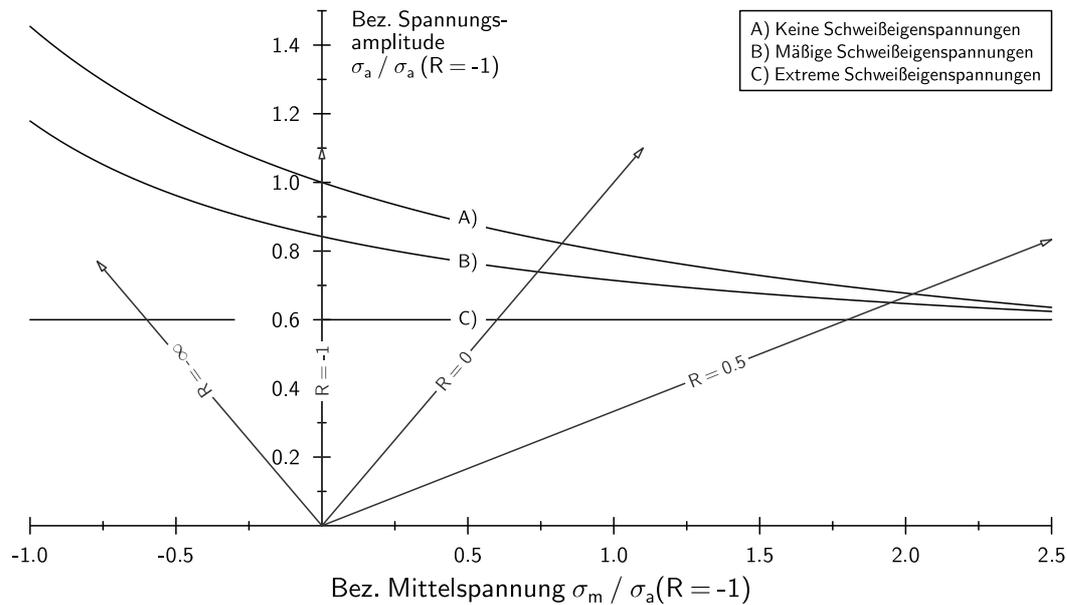


Bild 3.5: Mittelspannungsabhängigkeit der ertragbaren Spannungsamplituden von Schweißverbindungen aus Baustahl in Abhängigkeit vom Schweißbeigenspannungszustand nach [Hai06]

Probenform	Mittelspannungsempfindlichkeit M_1	
	im Schweißzustand	bearbeitet
Stumpfstoß	0.41	0.43
Quersteife	0.33	0.44
Kreuzstoß mit Doppelkehlnaht	0.26	–
Längssteife	0.20	0.11

Tabelle 3.1: Mittelspannungsempfindlichkeiten für Schweißverbindungen aus den DVS-Wöhlerlinienkatalogen

Bei der Bewertung der oben dargestellten Mittelspannungsempfindlichkeiten ist zu beachten, dass diese auf Basis von Versuchen an Schweißverbindungen abgeleitet wurden, die bis zum Bruch geprüft wurden. Da bei Schweißverbindungen der Rissfortschritt meist einen signifikanten Anteil an der Gesamtlebensdauer aufweist, siehe Abschnitt 3.2.3.1, sind diese Werte nur bedingt mit den Werten vergleichbar, die an ungeschweißten Proben [Sch67] ermittelt wurden. Dies liegt darin begründet, dass bei ungekerbten oder mild gekerbten Proben tendenziell ein geringerer Anteil vom Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer beobachtet wird [Mad75]. Da sich der Einfluss der Mittelspannung während der Anriss- und der Rissfortschrittsphase unterschiedlich auswirken kann, ist eine Übertragbarkeit nicht zwangsläufig gewährleistet.

3.2 Auslegung von zyklisch beanspruchten Schweißverbindungen

Für die Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Strukturen stehen eine Vielzahl von Bewertungskonzepten zur Verfügung, Bild 3.7. Diese lassen sich in linear-elastische (spannungsbasierte) Konzepte (Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept sowie Strukturdehnungskonzept), elastisch-plastische Konzepte (Dehnungskonzept) und bruchmechanisch basierte Konzepte (Bruchmechanik und Kerbspannungsintensitätskonzept) aufteilen [RSF06].

Im industriellen Umfeld werden für eine Schwingfestigkeitsbewertung überwiegend folgende Konzepte verwendet: Das Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept sowie, im Falle der Bewertung von Ungängen im Bereich der Schweißnähte, die Berechnung der Restlebensdauer mit der linear-elastischen Bruchmechanik. Diese Konzepte sind auch in den IIW-Empfehlungen [Hob08] enthalten und werden im Folgenden näher behandelt. Zudem wird das Dehnungskonzept beschrieben, da es für die Bewertung von Schweißeigenstressungen und Mittelspannungen in dieser Arbeit eine zentrale Bedeutung hat.

3.2.1 Spannungsbasierte Konzepte

Für die Anwendung von spannungsbasierten Konzepten werden in den IIW-Empfehlungen Bemessungswöhlerlinien empfohlen, die sich in der Höhe der Beanspruchbarkeit (FAT-Wert), dem Abknickpunkt und der Neigung im Bereich der Zeitfestigkeit unterscheiden. Für normalbeanspruchte Schweißnähte an Blechen mit Blechdicken $t \geq 8 \text{ mm}$ werden diese durch einen einheitlichen Wöhlerlinienexponenten von $k = 3$ und einen Abknickpunkt bei $N_k = 1 \cdot 10^7$ charakterisiert. Für schubbeanspruchte Nähte wird eine flachere Neigung von $k = 5$ und ein Abknickpunkt bei $N_k = 1 \cdot 10^8$ Schwingspielen verwendet. Für Strukturen mit geringerer

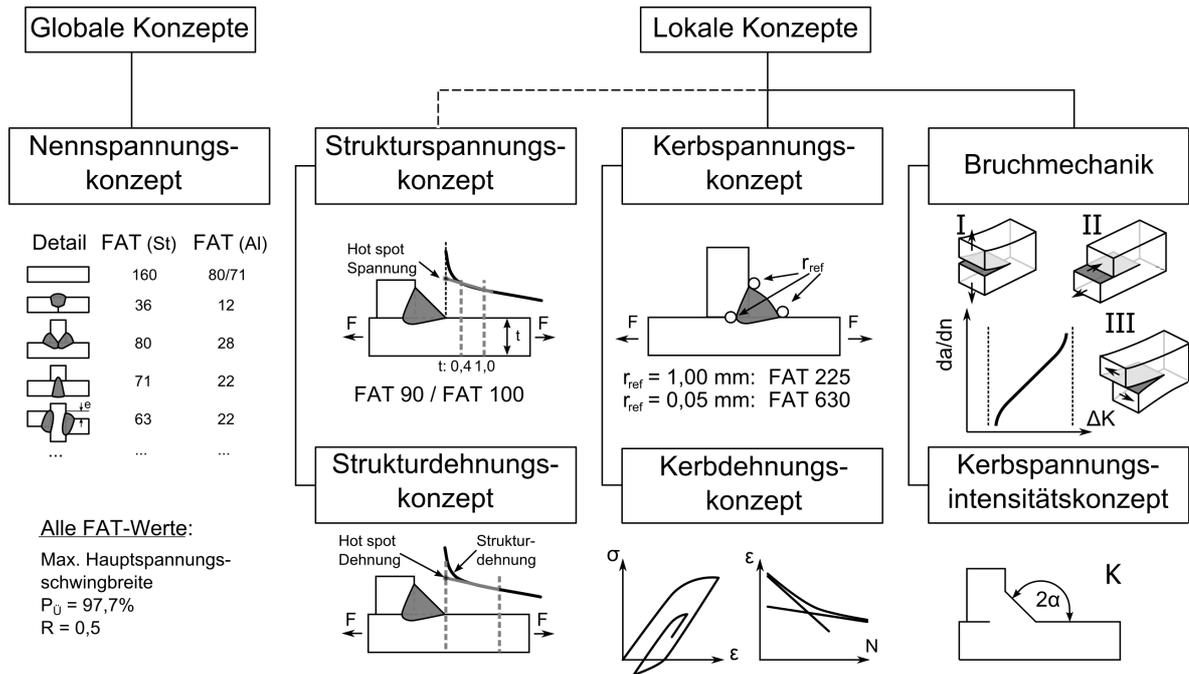


Bild 3.7: Konzepte zur Auslegung von zyklisch beanspruchten Schweißnähten

Blechdicke werden flachere Neigungen ($k = 5 / k = 7$) empfohlen [SBB10]. Die Neigung nach dem Abknickpunkt der Wöhlerlinie wird einheitlich auf $k^* = 22$ festgelegt [Son07a].

Die Beanspruchbarkeit wird durch sogenannte FAT-Klassen (fatigue class) angegeben. Die FAT-Klasse kennzeichnet die ertragbare Schwingbreite bzw. Doppelamplitude der ersten Hauptspannung bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen. Diese so festgelegten Bemessungswöhlerlinien gelten für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 97,7\%$ und ein Spannungsverhältnis von $R = 0,5$. Allen FAT-Klassen liegt die 1. Hauptnormalspannung zu Grunde.

3.2.1.1 Nennspannungskonzept

Für die Bewertung auf Basis des Nennspannungskonzepts steht ein umfangreicher Katalog von Kerbfallklassen in den Regelwerken zur Verfügung. In diesem wird einem Kerbfall (d.h. einer spezifischen Verbindungsgeometrie in einer Schweißkonstruktion) eine FAT-Klasse zugeordnet. Diese FAT-Klasse wird in einer Bewertung den im Bauteil auftretenden Nennspannungen gegenübergestellt.

Durch die begrenzte Anzahl von Kerbfallklassen können nur solche Schweißverbindungen bewertet werden, in denen eine Nennspannung bestimmt und die eindeutig einer Kerbfallklasse zugeordnet werden können. Alternativ besteht die Möglichkeit, FAT-Klassen auf Basis von Schwingfestigkeitsversuchen für individuelle Kerbfälle zu bestimmen.

3.2.1.2 Strukturspannungskonzept

Beim Strukturspannungskonzept wird eine Strukturspannung als Bewertungsgröße verwendet. In den IIW-Empfehlungen wird die auf den Schweißnahtübergang extrapolierte Oberflächenspannung als Strukturspannung verwendet. Diese kann entweder experimentell aus

gemessenen Dehnungen oder rechnerisch, z.B. über FE-Analysen bestimmt werden. Bei der Anwendung des Strukturspannungskonzepts wird die Steifigkeit der Schweißnaht und deren Einfluss auf die Beanspruchung berücksichtigt. Durch die Verwendung einer (semi-) lokalen Spannung als Beanspruchungsgröße reduziert sich der Wöhlerlinienkatalog auf zwei Kerbfälle.

In den IIW-Empfehlungen ist die Anwendbarkeit des Strukturspannungskonzepts auf die Bewertung von Schweißnahtübergangskerben beschränkt. Es existieren aber auch weitere Bewertungsansätze [PTM04], mit denen auch Schweißnahtwurzelkerben bewertet werden können. So kann eine Strukturspannung zum Beispiel durch eine Innenlinearisierung über die Blech- oder Schweißnahtdicke ermittelt werden [TKB09].

3.2.1.3 Kerbspannungskonzept

Mit dem Kerbspannungskonzept kann eine Bewertung von Nahtübergangs- und Nahtwurzelversagen unabhängig von der Komplexität der Verbindungsgeometrie vorgenommen werden. Hierfür werden die Schweißnahtkerben durch einen Referenzradius ausgerundet und linear-elastische Kerbspannung in diesem Radius berechnet.

Für Grobbleche wurde von Radaj [Rad90] der Referenzradius von $r_{ref} = 1\text{ mm}$ eingeführt. Dieser kann theoretisch durch Stützwirkungseffekte an scharfen Kerben hergeleitet werden: Nach der Theorie der Mikrostützwirkung nach Neuber [Neu68] ist nicht die Maximalspannung σ_{max} in Kerben, sondern die über eine Mikrostrukturlänge ρ^* im Kerbligament gemittelte Spannung σ_{eff} versagensrelevant.

$$\sigma_{eff} = \frac{1}{\rho^*} \cdot \int_0^{\rho^*} \sigma(x) dx \quad (3.18)$$

Bei der Worst-Case Annahme von sehr kleinen, realen Schweißnahttradien nahe null, der Mikrostrukturlänge $\rho^* = 0.4\text{ mm}$ für einen Stahlwerkstoff in Gusszustand, der für das Schweißgut zu Grunde gelegt wurde, und einem Kerböffnungswinkel von $\omega = 0^\circ$, kann ein Referenzradius von $r_{ref} = 1\text{ mm}$ theoretisch abgeleitet werden. Da mit diesem Radius die Stützwirkungseffekte direkt berücksichtigt werden, entspricht die Formzahl K_t dann der Kerbwirkungszahl K_f .

Für Schweißverbindungen an dünneren Blechen werden andere Radien verwendet [Son+12; Bru+12]. So hat sich der Referenzradius von $r_{ref} = 0.05\text{ mm}$ für die Bewertung von Schweißnahtwurzelkerben als geeignet erwiesen [ZR00; Eib03; Son09a].

Eine Schwingfestigkeitsbewertung auf Basis des Kerbspannungskonzepts erfolgt in einer Gegenüberstellung von berechneter Kerbspannung zu einer FAT-Klasse, die abhängig vom gewählten Radius ist. Für den Referenzradius von $r_{ref} = 1.0\text{ mm}$ wird die Klasse FAT225 verwendet, für den Referenzradius $r_{ref} = 0.05\text{ mm}$ FAT630.

3.2.2 Dehnungskonzept

Im Gegensatz zu den spannungsbasierten Konzepten wird bei den dehnungsbasierten Konzepten das elastisch-plastische Werkstoffverhalten mit in der Schwingfestigkeitsbewertung berücksichtigt. Als Eingangsgrößen werden die Geometrie und Belastung des Bauteils und die zyklischen Werkstoffkennwerte (stabilisierte Spannungs-Dehnungskurve und Dehnungswöhlerlinie) benötigt, Bild 3.8. Über Finite-Elemente-Berechnungen oder die Anwendung von Last-Kerbdehnungs-Beziehungen können lokale Spannungs-Dehnungsverläufe im Bauteil berechnet werden. Im Anschluss erfolgt eine Schwingfestigkeitsbewertung über eine Schadensakkumulation unter Verwendung von Schädigungsparametern, die den Mittelspannungseinfluss

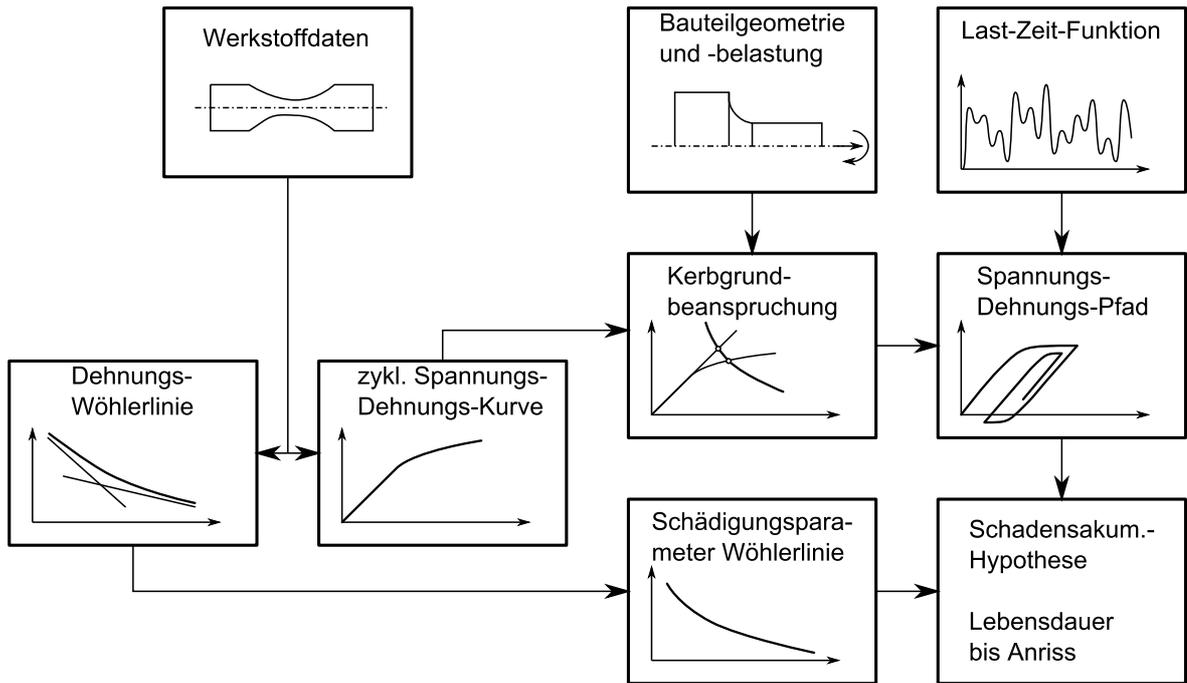


Bild 3.8: Übersicht über die Anwendung des Dehnungskonzepts nach [RV07]

der geschlossenen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bewerten. Die für die Konzeptanwendung nötigen Eingangsgrößen und Bewertungsschritte werden im Folgenden näher betrachtet.

3.2.2.1 Zyklisches Werkstoffverhalten

Bei einer Erstbelastung eines Werkstoffes entspricht der Spannungs-Dehnungs-Verlauf dem in einem quasi-statischen Zugversuch. Bei einer zyklischen Beanspruchung eines Werkstoffes verändert sich dieser Verlauf. Es treten Hysterese-Verläufe auf, die sich mit zunehmender Beanspruchungszeit stabilisieren können. Die Umkehrpunkte der Hysteresen bei verschiedenen Beanspruchungsamplituden können in guter Näherung mit einer analytischen Funktion mit Potenzansatz, dem Ramberg-Osgood Gesetz [RO43], beschrieben werden, Bild 3.9, links.

$$\epsilon_a = \epsilon_{e,a} + \epsilon_{p,a} = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \quad (3.19)$$

Der zyklische Verfestigungskoeffizient K' (Spannungsamplitude bei plastischer Dehnungsamplitude von 100%) und der zyklische Verfestigungsexponent n' (0.05–0.25) können sowohl experimentell über dehnungsgesteuerte Wöhlerversuche oder Incremental Step Tests ermittelt, als auch aus Datensammlungen entnommen werden. Ebenso ist eine Abschätzung dieser zyklischen Kennwerte basierend auf statischen Kennwerten mittels des Uniform Material Law (UML) [BS90] möglich.

Bei zyklischer Belastung, insbesondere bei Belastung mit veränderlicher Beanspruchungs-Zeit-Funktion treten weitere Effekte auf, die für eine Beschreibung des lokalen Werkstoffverhaltens berücksichtigt werden müssen.

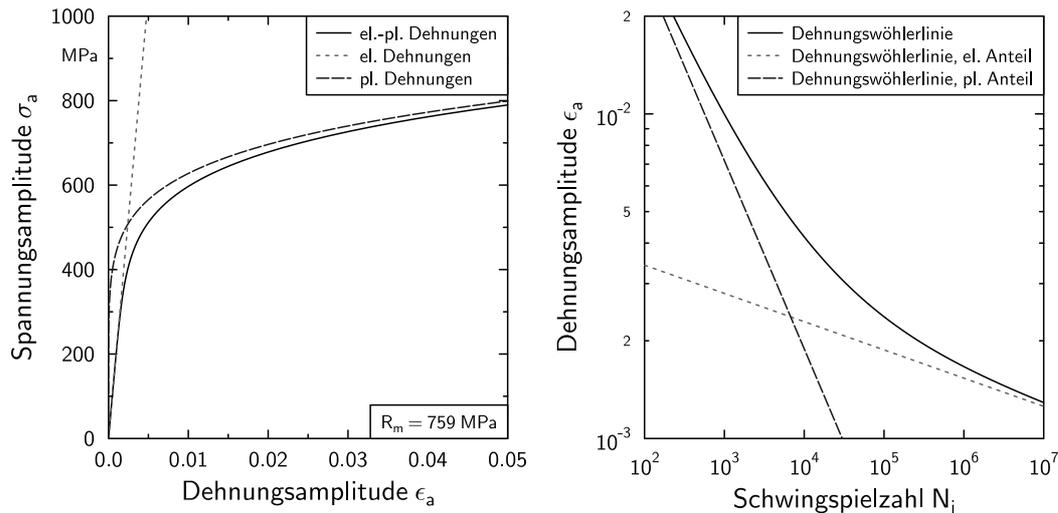


Bild 3.9: Spannung-Dehnungs-Kurve nach dem Ramberg-Osgood Gesetz (links) und Dehnungswöhlerlinie nach Coffin, Manson und Morrow (rechts)

- Masing-Hypothese: Ein Hystereseast kann durch die Verdopplung des σ - ϵ -Verlaufs der (zyklisch-stabilisierten) Erstbelastungskurve beschrieben werden [Mas26].
- Memory-Verhalten: Wird eine Hystereseschleife geschlossen, folgt der σ - ϵ Verlauf der Erstbelastungskurve bzw. dem ursprünglichen Hystereseast [Clo89].
- Bauschinger Effekt [Bau86]: Bei plastischer Verformung kommt es zu einer Verschiebung der Fließfläche. Dieses Verhalten kann über ein kinematisches Verfestigungsmodell abgebildet werden.

Über dehnungskontrollierte Schwingfestigkeitsversuche bei einem Dehnungsverhältnis von $R_\epsilon = -1$ an ungekerbten Proben kann die Beanspruchbarkeit des Werkstoffs ermittelt werden. Die resultierende Dehnungswöhlerlinie kann nach Coffin, Manson und Morrow [Cof54; Man65; Mor65] im Zeitfestigkeitsbereich analytisch durch die Funktion

$$\epsilon_a = \epsilon_{e,a} + \epsilon_{p,a} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \epsilon'_f \cdot (2N)^c \quad (3.20)$$

beschrieben werden, Bild 3.9, rechts. Liegen keine experimentell ermittelten Dehnungswöhlerlinien für den Werkstoff vor, können die Koeffizienten der Funktion, zyklischer Spannungskoeffizient σ'_f , zyklischer Dehnungskoeffizient ϵ'_f , zyklischer Spannungsexponent b und zyklischer Dehnungsexponent c aus Datensammlungen entnommen werden.

Des Weiteren existieren empirische Näherungsformeln, mit denen die Kennwerte abgeschätzt werden können. Hier hat sich das Uniform Material Law nach Bäumel und Seeger als einfach anzuwendende Formel bewährt [MC04], Tabelle 3.2. Als Eingangsparameter gehen nur die Zugfestigkeit des Werkstoffs R_m sowie der Parameter γ^1 ein. Zudem existieren verbesserte Näherungsformeln, mit denen unter anderem auch die unterschiedlichen Neigungen der Dehnungswöhlerlinien berücksichtigt werden können [HSZ07].

¹mit $\gamma = 1$ für $R_m \leq 630 \text{ MPa}$, $\gamma = 1.37 - 125 \cdot R_m/E$ für $R_m \geq 630 \text{ MPa}$.

K'	n'	σ'_f	b	ϵ'_f	c
$1,65 \cdot R_m$	0,15	$1,50 \cdot R_m$	-0,087	$0,59 \cdot \gamma$	-0,58

Tabelle 3.2: Parameter zur Abschätzung der zyklisch-stabilisierten Werkstoffkennwerte für Stahl mit $P_S = 50\%$ nach dem Uniform Material LAW (UML) [BS90]

3.2.2.2 Last-Kerbdehnungsbeziehung

Überschreitet die Spannung in einer Kerbe die lokale Fließgrenze, so wird bei elastisch-plastischer Betrachtung die berechnete Spannungsüberhöhung durch die Formzahl K_t ungültig. Durch plastisches Fließen steigt die Kerbdehnung über- und die Kerbspannung unterproportional zur äußeren Belastung. Der resultierende lokale Spannungs-Dehnungs-Verlauf ist hierbei abhängig von der Spannungsüberhöhung bzw. der sich bei linear-elastischer Betrachtungsweise ergebenden Maximalspannung sowie der Fließkurve des Werkstoffs.

Das lokale elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verhalten kann einerseits über die Finite-Elemente Methode berechnet werden. Hierfür muss im Berechnungsprogramm ein Werkstoffmodell verwendet werden, welches das zyklische Materialverhalten hinreichend genau abbilden kann. Andererseits stehen auch Näherungsformeln bzw. sogenannte Last-Kerbdehnungsbeziehungen ($\epsilon = f(L)$) zur Verfügung, mit denen das lokale elastisch-plastische Werkstoffverhalten abgeschätzt werden kann.

Eine der ersten Näherungslösungen zur Abschätzung der lokalen Beanspruchungen wurde von Neuber [Neu68], über die Beziehung zwischen Spannungsformzahl $K_\sigma = \sigma_{max}/\sigma_n$, Dehnungsformzahl $K_\epsilon = \epsilon_{max}/\epsilon_n$ und der Formzahl K_t aufgestellt, Bild 3.10. Für scharf gekerbte, schubbeanspruchte Körper gilt²

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon. \quad (3.21)$$

Durch Einsetzen der Spannungsformzahl und der Dehnungsformzahl in Gleichung (3.21) ergibt sich

$$\sigma_e \epsilon_e = \sigma_n \epsilon_n K_t^2 = \frac{\sigma_n^2}{E} K_t. \quad (3.22)$$

Aus einer Vielzahl an Untersuchungen [Gli85] ist bekannt, dass die Neuber-Hyperbel den in der Kerbe auftretenden plastischen Dehnungsanteil überschätzt. Aus diesem Grund wurden unter anderem von Sonsino [Son84] sowie Molski und Glinka [MG81] Modifikationen vorgeschlagen.

Eine weitere Optimierung der Last-Kerbdehnungsbeziehung konnte durch die Berücksichtigung des globalen plastischen Bauteilverhaltens erzielt werden. Hierzu wird die Grenzlast mit in die Berechnung aufgenommen, bei der der Nennquerschnitt im Bereich der Kerbe vollständig plastifiziert. Dies wird über die Grenzlastformzahl K_p erreicht, die das Verhältnis von Nennspannung bei vollplastischem Zustand $\sigma_{n,p}$ und Nennspannung bei lokalem Fließbeginn $\sigma_{n,y}$ definiert.

$$K_p = \frac{\sigma_{n,p}}{\sigma_{n,y}} \quad (3.23)$$

Ist ein Bauteilquerschnitt homogen beansprucht, entspricht die Nennspannung im vollplastischen Zustand und bei elastisch-idealplastischem Werkstoffverhalten der Fließgrenze und somit entspricht $K_t K_p$.

²Für mild gekerbte Körper liegen andere Lösungen vor, die für diese Arbeit jedoch nicht von Interesse sind und daher nicht dargestellt werden.

berechnet werden [SG84; Iss01]. Hierfür wird eine Querkontraktionszahl ν benötigt, die den Anteil von plastischer ($\nu_p = 0.5$) und elastischer ($\nu_e = 0.3$) Dehnung berücksichtigt [SP56]

$$\nu = \nu_{pl} - (\nu_p - \nu_e) \frac{\sigma_v}{E\epsilon_v}.$$

Eine weitere Möglichkeit für die Berechnung einer Vergleichsdehnung ist die einzelne Berechnung und anschließende Addition des elastischen und des plastischen Vergleichsdehnungsanteils.

$$\epsilon_v = \frac{\sigma_v}{E} + \sqrt{\frac{2}{3} [\epsilon_{1,p}^2 + \epsilon_{2,p}^2 + \epsilon_{3,p}^2]} \quad (3.27)$$

Für die Berechnung von zyklischem Werkstoffverhalten ist die von Mises-Vergleichsspannung nur bedingt geeignet, da diese im Falle einer Nicht-Proportionalität zwischen Normal- und Schubspannungen versagt [Son09c]. Im Rahmen von analytischen Näherungslösungen kann zwar noch mit einer Formzahl $K_{t,v}$ das zyklische Werkstoffverhalten unter Berücksichtigung des Masing und Memory-Verhaltens abgeschätzt werden. Bei Finite-Element Berechnungen müssen jedoch komplexere Werkstoffmodelle angewandt werden, um den Einfluss der Mehrachsichtigkeit realitätsnah wiederzugeben [RV07]. Zusätzlich kann es, z. B. beim Vorhandensein von Eigenspannungen senkrecht zur Lastrichtung, zu einem Drehen der Hauptspannungsrichtungen kommen.

3.2.2.4 Mittel- und Eigenspannungen

Bei der Diskussion der Mittel- und Eigenspannungen muss zumindest der Terminus Mittelspannung genauer definiert werden. Während die Eigenspannung von Natur aus eine (über den Querschnitt veränderliche) lokale Größe ist, wird der Begriff „Mittelspannung“ üblicherweise für zwei unterschiedliche Größen verwendet. Dabei handelt es sich einerseits auf der Belastungsseite um Last- oder Nennmittelspannungen oder andererseits auf der Beanspruchungsseite um lokale Kerbmittelspannungen. Aus diesem Grund wird im Folgenden sprachlich in Last- und lokale Mittelspannungen unterschieden.

Eine Bewertung der Lastmittelspannungen erfolgt im Dehnungskonzept im ersten Schritt über die Berechnung des lokalen Spannungs-Dehnungs-Verlaufs für ein gegebenes Lastkollektiv. Für eine Lebensdauerbewertung müssen darauf die geschlossenen Hystereseeäste ermittelt werden, die über eine Dehnungs- und Spannungsamplitude sowie eine zugeordnete lokale Mittelspannung definiert sind. Der Einfluss der lokalen Mittelspannungen auf die Schwingfestigkeit kann dann über unterschiedliche Methoden berücksichtigt werden.

Mittels eines Schädigungsparameters P (auch Mittelspannungsparameter genannt) kann eine mittelspannungsbehaftete Hystereseschleife auf einen Schädigungsbetrag einer mittelspannungsfreien Hystereseschleife transformiert werden, d. h. es wird jedes Schwingspiel mit beliebiger Mittelspannung auf ein Schwingspiel mit $\sigma_m = 0$ zurückgeführt. In der Literatur werden einige Vorschläge zur Definition des Schädigungsparameters P gemacht.

Ein in der Praxis häufig verwendeter Schädigungsparameter ist der nach Smith, Watson und Topper [SWT70] benannte P_{SWT} . Er beschreibt den Schädigungseinfluss der Mittelspannung und ist unabhängig vom verwendeten Werkstoff.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \epsilon_a \cdot E} = \sqrt{\sigma_o \cdot \epsilon_a \cdot E} \quad (3.28)$$

Unter Zuhilfenahme der Dehnungswöhlerlinie, Gleichung 3.20, kann eine P_{SWT} -Wöhlerlinie abgeleitet werden, Gleichung 3.29. Mit dieser kann eine Schwingfestigkeitsbewertung eines

Bauteils durchgeführt werden.

$$P_{SWT} = \sqrt{\sigma'_f \cdot (2N)^b \left(\frac{\sigma'_f}{E} (2N)^b + \epsilon'_f \cdot (2N)^c \right) E} \quad (3.29)$$

Dem Schädigungsparameter P_{SWT} hinterliegt für rein linear-elastische Beanspruchung eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M_1 = 0.41$. Dies steht insbesondere für niedrig- oder höchstfeste Werkstoffe im Widerspruch zu dem von Schütz [Sch67] aufgestellten und auch in der FKM-Richtlinie [Ren+12] erfassten Anstiegs der Mittelspannungsempfindlichkeit mit der Zugfestigkeit des Werkstoffs. Unter anderem aus diesem Grund wurden weitere Schädigungsparameter vorgeschlagen [Hai06].

Neben der Verwendung von Schädigungsparametern können Mittelspannungen vereinfacht auch auf der Werkstoff- bzw. Widerstandsseite berücksichtigt werden [Mor65]. Im Fall von Zugmittel- oder Zugeigenstressungen erfolgt dies über eine Subtraktion der Spannung vom elastischen Teil der Dehnungswöhlerlinie.

$$\epsilon_a = \frac{\sigma'_f - \sigma_m}{E} \cdot (2N)^b + \epsilon'_f \cdot (2N)^c \quad (3.30)$$

Da die elastischen Beanspruchungen den Verlauf der Wöhlerlinie im Bereich hoher Schwingspielzahlen bestimmen, führt dies zu einer steileren Dehnungswöhlerlinie. Eine Schwingfestigkeitsbewertung erfolgt dann gegen die Dehnungswöhlerlinie mit einer dem Hysteresenast identischen Mittelspannung.

Eigenstressungen können in den vorgestellten Bewertungsmethoden in einem konservativen Ansatz als (vom Absolutwert her konstante) Mittelspannungen mit einbezogen werden, die zu Beginn der Belastung schon in der Kerbe vorhanden sind. Diese führen dazu, dass beim Vorhandensein von Zugeigenstressungen ein plastisches Fließen bereits bei einer niedrigeren Belastung einsetzt als ohne diese.

Inbesondere muss bei der Anwendung dieses Ansatzes zur Bewertung von Schweißverbindungen erwähnt werden, dass hierbei die Werkstoffhistorie nicht berücksichtigt wird. Diese kann aber einen großen Einfluss auf das lokale Werkstoffverhalten haben. So können schon vor der ersten Betriebsbeanspruchung Verfestigungen vorliegen und die Fließfläche im Spannungsraum verschoben sein.

Eine Ermittlung des Werkstoffzustand ist aber nur über eine Schweißprozesssimulation möglich. Diese ist jedoch bis heute, zumindest im Hinblick auf die Berechnung lokaler Werkstoff- und Beanspruchungsfelder, noch nicht Stand der Technik [Bou08]. Von daher muss, zumindest in Bezug auf eine industrielle Anwendbarkeit, mit den beschriebenen Vereinfachungen gearbeitet werden.

3.2.2.5 Überlasten

Der Einfluss von Überlasten auf die Schwingfestigkeit gekerbter Bauteile kann im Dehnungskonzept direkt erfasst werden, wenn die Überlasten mit in den Beanspruchungs-Zeit-Verlauf aufgenommen werden. Durch eine Überlast treten dabei in der Kerbe größere plastische Dehnungen auf, die einerseits zu einer Verfestigung des Werkstoffs und andererseits zu einer Veränderung der lokalen Mittelspannungen führen können [Pot71; Son+11]. Im Fall von Überlasten, die in der Kerbe nach Entlastung Zugeigenstressungen hervorrufen, verschiebt sich die

Mittelspannung der Hysteresen in Richtung Druckspannungen, im Falle von Überlasten, die lokal überwiegend Druckspannungen hervorrufen, zu Zugspannungen.

An Punktschweißverbindungen wurde dieser Effekt experimentell in [Xu06] beobachtet und in [Sto12] über eine Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens an einer definierten Auswertungsstelle bewertet. Hierzu wurde die Verschiebung der Mittelspannung der Hysteresen in Folge der Überlasten berechnet und diese über eine Mittelspannungsempfindlichkeit in einer Schadensakkumulation berücksichtigt.

Eine ähnliche Vorgehensweise erfolgt in [Son+11] zur Bewertung von Stumpfstößen und Quersteifen mit einer Blechdicke von $t = 30 \text{ mm}$. In dieser Arbeit wurden eine prinzipielle Darstellung des Einflusses von Überlasten auf die Schwingfestigkeit vorgestellt. Für die Anrissberechnung wurden die lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen in den Schweißnahtkerben berechnet. Es wurden gemessene, mittlere Radien und Nahtöffnungswinkel verwendet. Eine Bewertung der sich durch die Überlast einstellenden Mittelspannungen wurde über die Mittelspannungsempfindlichkeit nach [Son09a] vorgenommen.

3.2.2.6 Zyklische Relaxation

Die oben beschriebenen Ansätzen zur Berücksichtigung von Mittel- und Eigenspannungen beruhen auf der konservativen Annahme, dass keine zyklische Relaxation der Spannungen auftritt. Eine Relaxation der Spannungen wird jedoch experimentell in zyklisch beanspruchten Proben beobachtet.

Hierbei zeigt sich bei spannungskontrollierten Versuchen an ungekerbten Proben mit eingebrachten Eigenspannungen [MRS60] wie auch an dehnungskontrollierten Proben mit unterschiedlich hohen Mittelspannungen [HBL78; BL78], dass eine Relaxation der Spannungen mit fortschreitender Schwingspielzahl stattfindet.

Das Ausmaß der Relaxation ist hierbei stark von der lokalen Spannungs- bzw. Dehnungsamplitude sowie der Schwingspielzahl abhängig. Der Grad der Relaxation nimmt mit steigender Beanspruchung zu und kann über einen Potenzansatz [JT73] berücksichtigt werden.

$$\sigma_{m,N} = \sigma_m (2N - 1)^k \quad (3.31)$$

Der Exponent k ist ein vom Werkstoff und insbesondere der Werkstoffhärte, sowie der Dehnungsamplitude abhängiger Wert, der auf Basis von dehnungsgeregelten Versuchen ermittelt werden kann.

Die Relaxation von Schweißeigenspannungen wurde in mehreren experimentellen Arbeiten an geschweißten Stumpfstößen [NP94; Far10] und Längssteifen [BM93] untersucht. Die Schweißeigenspannungen wurden hierbei mittels Röntgendiffraktometrie auf der Probenoberfläche ermittelt. Es zeigte sich, dass das Eigenspannungsfeld durch die quasistatische Spannungsumlagerung beim ersten Schwingspiel die größte Änderung erfährt. Bei weiterer zyklischer Beanspruchung konnte in [NP94] bei einigen Proben eine weitere Relaxation der Eigenspannungen ermittelt werden, auch wenn die Vergleichsspannung, die aus Last- und Eigenspannungen gebildet wurde, unterhalb der zyklischen Streckgrenze lag.

Eine weitere Möglichkeit zur Berücksichtigung von Relaxationseffekten ist die Anwendung von werkstoffmechanisch begründeten Modellen, z. B. nach Chaboche, Ohno-Wang oder Jiang, mit denen eine Relaxation direkt im FE-Berechnungsprogramm bei schwingspielweiser Berechnung ermittelt wird. Auch bei einer Anwendung dieser Modelle müssen Modellparame-

ter zur Berücksichtigung der Relaxation experimentell ermittelt werden. Auf diese Verfahren soll im Weiteren aber nicht eingegangen werden.

3.2.2.7 Stütz- und Größeneinflüsse

Die lokal ertragbaren Beanspruchungen sind bei scharf gekerbten Bauteilen in den meisten Fällen größer als die in ungekerbten Bereichen. Bei vorwiegend elastischem Werkstoffverhalten kann dieser Effekt durch statistische oder Stützwirkungseffekte (Mikrostützwirkung) bei der Bauteilbewertung berücksichtigt werden, siehe Abschnitt 3.1.2.

Bei der Anwendung des Dehnungskonzepts muss die Frage gestellt werden, ob statistische Effekte und insbesondere die Mikrostützwirkung zusätzlich berücksichtigt werden müssen. In der Literatur sind zu dieser Thematik unterschiedliche Ansätze verbreitet:

- Nach Leis und Topper [LT74] müssen keine Stützwirkungseffekte berücksichtigt werden, wenn in der Bewertung Anrisschwingenspielzahlen verwendet und der mehrachsige Spannungszustand korrekt erfasst werden.
- Im Handbuch Stahlbau [See96] wird empfohlen zusätzliche Einflüsse über eine Modifikation der Dehnungs- bzw. P_{SWT} -Wöhlerlinie über eine Stützziffer n mit in die Schwingfestigkeitsbewertung aufzunehmen. Hierbei können Stützziffern aus der Literatur verwendet werden, siehe Abschnitt 3.1.2. Es ist aber darauf zu achten, dass der durch plastisches Fließen verursachte Anteil an den Stützziffern nicht mit eingerechnet wird.
- In der amerikanischen Literatur werden Stützeffekte zumeist auf der Beanspruchungsseite mit berücksichtigt. Dies erfolgt durch die Verwendung der Kerbwirkungszahl K_f anstelle der Kerbformzahl K_t . Es wird fast ausschließlich auf eine Arbeit von Topper, Wetzel und Morrow verwiesen [TWM67]. Bei der Anwendung des Dehnungskonzepts auf Schweißverbindung wird häufig der selbe Ansatz verwendet [LHM81; RSF06]. Hierfür muss jedoch eine Nennspannung und Kerbform- bzw. Kerbwirkungszahl bekannt sein.

3.2.2.8 Anwendung bei Schweißverbindungen

Bei der Anwendung des Dehnungskonzepts zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen müssen einige besondere Aspekte berücksichtigt werden.

- *Werkstoffeigenschaften*: Die Risse entstehen meist in Kerben, die direkt im Übergang von Wärmeeinflusszone zum Schweißgut liegen. In diesem Bereich liegt ein stark inhomogener Werkstoffzustand in Bezug auf die Korngrößen des Gefüges und die Härte vor. Auch bei hoher optischer Auflösung kann in einem Schliff nur bedingt ein Werkstoff dem Kerbbereich zugeordnet werden. Zudem liegt in der Kerbe ein mehrachsiger Spannungszustand vor, der sich – in Abhängigkeit von den Werkstoffeigenschaften – auf die Schwingfestigkeit auswirkt.
- *Lokale und globale Geometrie*: Eine statistische Betrachtung der realen Nahtübergangsradien zeigt eine hohe Variation der Radien, bis zu einem Faktor von über 10, Abschnitt 3.1.1. Die Annahme eines Worst-Case Radius von $r = 0\text{ mm}$, wie er zur Ableitung des

1 mm-Konzepts verwendet wurde [Rad90], ist bei der Anwendung des Kerbdehnungskonzepts nicht direkt möglich, da an einer scharfen Kerbe keine eindeutig definierten Spannungen und Dehnungen berechnet werden können.

Zusätzlich weisen Schweißverbindungen häufig einen hohen Winkelverzug oder Kantenversatz auf [Rad02]. Dies kann beim Einspannen der Proben, insbesondere bei Axialbeanspruchung und starrer Einspannung, zu einer statischen Vorbelastung führen, die wiederum Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben kann.

- *Schweißeigenstressungen*: In der Literatur wird der Schweißverbindung häufig ein einzelner Eigenstresswert zugewiesen, der meist in einem Abstand von mehreren Millimetern von der Nahtübergangskerbe ermittelt wurde. Dies ist z. B. der Fall, wenn über die Bohrlochmethode Eigenstressungen ermittelt werden. Es kann jedoch nicht unbedingt davon ausgegangen werden, dass dieser Wert auch direkt in der Kerbe vorliegt [Hen+12]. Zudem wird in den meisten Fällen nur der Eigenstresswert nahe der Oberfläche bestimmt. Der Verlauf der Eigenstressungen über den versagenskritischen Querschnitt der Schweißverbindung ist nur in wenigen Fällen bekannt. Dieser kann jedoch einen signifikanten Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit haben, siehe Abschnitt 3.2.3.1.

In der Literatur werden alle oben beschriebenen Ansätze bei einer Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen auf Basis des Dehnungskonzepts verwendet:

- Die Schwingfestigkeit von geschweißten Verbindungen auf Basis des Dehnungskonzepts wurde vorrangig durch Arbeiten von Lawrence und Mitarbeitern [LHM81; BL78; CL79; ML75] geprägt. Es wurden entweder die Werkstoffkennwerte des Grundwerkstoffs oder des WEZ-Gefüges verwendet. Anstelle der Formzahl K_t wurde die Kerbwirkungszahl K_f nach Peterson [Pet59] verwendet. Eine Berechnung der lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen erfolgte auf Basis der Neuber-Hyperbel. Eine Relaxation der Mittelspannungen wurde über unterschiedliche Ansätze erfasst.
- Tricoteaux wendete das Dehnungskonzept zur Bewertung von WIG-nachbehandelten Querstreifen an [Tri+95]. Die Werkstoffkennwerte wurden experimentell an Proben ermittelt, deren Gefügestruktur durch Wärmebehandlung der WEZ der Schweißverbindung angepasst wurden. Die Nahtübergangsradien und die Nahtanstiegswinkel wurden über Projektionstechnik vermessen. Die Formzahl wurde für jede individuelle Probe über Näherungslösungen bestimmt und über das Worst-Case Konzept nach Lawrence die Kerbwirkungszahl berechnet. Die lokalen Dehnungsamplituden wurden nach Ansätzen von Neuber und Molski-Glinka berechnet. Die Schwingfestigkeitsbewertung erfolgte über die Dehnungswöhlerlinie nach Coffin, Manson und Morrow, in welche die Schweißeigenstressung nach Lawrence als Mittelspannung angesetzt wurde. Die Schweißeigenstressungen wurden röntgenographisch bestimmt.
- Rohrknoten wurden mit dem Dehnungskonzept von Radaj [RSF98] bewertet. Zur Ermittlung der zyklischen Werkstoffkennwerte wurden Proben einer Wärmebehandlung unterzogen und hierdurch ein WEZ-Gefüge eingestellt. Die Nahtgeometrie wurde vermessen und für die Berechnung die ungünstigsten Abmessungen (kleinste Radien und steilster Nahtanstiegswinkel) verwendet. Das lokale Spannungs-Dehnungs-Verhalten wurde über den Neuberschen Ansatz in einer Modifikation nach Sonsino [Son84] ermittelt.

Eine Bewertung erfolgte auf Basis der Dehnungswöhlerlinie nach Coffin, Manson und Morrow. Schweißbeigenspannungen wurden über eine Verschiebung der Dehnungswöhlerlinie vorgenommen. Die Höhe der Verschiebung wurde auf Basis der Mittelspannungsempfindlichkeit bestimmt, die bei geschweißten Verbindungen zwischen $R = -1$ und $R = 0$ beobachtet wurde.

- In [Jeo+05] wurde das Dehnungskonzept zur Anrissberechnung verwendet. Hierbei wurden die zyklischen Werkstoffwerte aus der Wärmeeinflusszone verwendet. Zu diesem Zweck wurden Proben gefertigt, die einen Wärmezyklus ähnlich der Wärmeeinflusszone unterzogen wurden. Zur Berechnung der lokalen Spannungs-Dehnungs-Verläufe wurde die Neuber-Hyperbel unter Verwendung der Kerbwirkungszahl verwendet. Die Schweißbeigenspannungen wurden in einer Modifikation von Reemsnider bewertet. Die der Berechnung zugrunde liegenden Kerbradien wurden nicht angegeben.
- Beretta [BBC09] beschreibt Untersuchungen an nicht durchgeschweißten Kreuzstößen mit Versagen am Nahtübergang. Die Werkstoffkennwerte wurden an aus geschweißten Platten herausgearbeiteten Proben ermittelt. Aus welcher Gefügezone diese entnommen wurden, ist nicht bekannt. Anstelle einer Formzahl K_t wurde die Kerbwirkungszahl verwendet, die über das Worst-Case Konzept nach Lawrence ermittelt wurde. Es werden Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze verwendet, die als Mittelspannung angesetzt wurden. Die Berechnung der lokalen Spannungs-Dehnungs-Verläufe wird über die Neuber-Hyperbel vorgenommen.
- In [SHM12] wurde die Schwingfestigkeit von nicht durchgeschweißten Kreuzstößen bewertet. Die Berechnung wurde auf Basis von FE-Berechnungsmodellen durchgeführt. Die lokalen Kerbradien wurden mit einem Kerbradius von $r = 1.0 \text{ mm}$ modelliert und die Gefügezonen auf Basis von Schlibbildern definiert. Die Schwingfestigkeitsbewertung erfolgte auf einer effektiven Kerbdehnungsschwingbreite $\Delta\epsilon_{eff}$, die den mehrachsigen Dehnungszustand in der Kerbe mit berücksichtigt. Eigenspannungen wurden nicht in die Bewertung aufgenommen.

Diese Auswahl an Untersuchungen zeigt, dass in den meisten Fällen die Kennwerte der WEZ der Berechnung zugrunde gelegt werden. Der Einfluss des Schweißguts, das in unmittelbarer Nähe der Kerbe liegt und bei Stählen meist eine niedrigere Festigkeit aufweist, wird nicht berücksichtigt. Eine Berechnung auf Basis von realen Kerbradien wird in den meisten Fällen nicht durchgeführt. Entweder wird mit Kerbwirkungszahlen gerechnet (die wiederum aus den Formzahlen abgeleitet werden), oder es wird wie in [SHM12] ein wesentlich größerer Radius verwendet, der in diesem Fall mit dem Radius des 1 mm-Kerbspannungskonzept identisch ist. Dies führt dazu, dass im Gegensatz zur klassischen Bewertung von nicht-geschweißten Bauteilen mit dem Dehnungskonzept, nicht der reale Radius sondern ein (fiktiver) größerer Radius verwendet wird.

Ein häufiger Ansatz zur Bewertung des Einflusses von Schweißbeigenspannungen ist, diese aus röntgenographischen Eigenspannungsmessungen zu entnehmen. Liegen keine Messungen vor, werden Eigenspannungen nahe der Streckgrenze angenommen. Eine Berücksichtigung des dreidimensionalen Eigenspannungsfelds wird in keiner Untersuchung durchgeführt.

3.2.3 Bruchmechanik

Mit den Methoden der Bruchmechanik kann die Rissfortschrittslebensdauer eines angerissenen Bauteils rechnerisch abgeschätzt werden. Dieser Bereich kann in Abhängigkeit vom Belastungsniveau, insbesondere bei scharf gekerbten [VL08] bzw. geschweißten Bauteilen [Mad75] mit scharfen Nahtübergangs- oder Nahtwurzelkerben, einen Großteil der Gesamtlebensdauer einnehmen.

Für die Berechnung des Rissfortschrittes wird, ähnlich zu den linear-elastischen und elastisch-plastischen Bewertungskonzepten, ein Beanspruchungskennwert benötigt, der die Beanspruchungen an der Rissspitze erfassen kann. Im Rahmen der elastischen Bruchmechanik hat sich der Spannungsintensitätsfaktor K bzw. dessen Schwingbreite ΔK als ein möglicher Kennwert für Rissfortschrittsberechnungen bewährt.

Der Spannungsintensitätsfaktor für einen Riss in einer unendlich ausgedehnten Platte mit homogenem Spannungsfeld kann analytisch mit der Formel (3.32) beschrieben werden.

$$K = \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3.32)$$

Der Einfluss von abweichenden Risskonfigurationen auf die Höhe des Spannungsintensitätsfaktors wird mit Hilfe von Korrekturfaktoren $Y(a)$ erfasst.

$$K = \sigma Y(a) \sqrt{\pi a} \quad (3.33)$$

Diese berücksichtigen z. B. den Unterschied zwischen Volumen- und Oberflächenriss, Riss in einer unendlich und endlich breiten Platte oder einem zwei- und dreidimensionalen Riss.

Zur Durchführung einer Rissfortschrittsberechnung wird einerseits der Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor bzw. Korrekturfaktor $Y(a)$ und der Risstiefe a sowie, bei dreidimensionaler Betrachtung, zusätzlich der Risslänge auf der Oberfläche $2c$ benötigt. Zudem muss ein Rissfortschrittsgesetz (mit den nötigen Werkstoffkennwerten) zur Verfügung stehen, das die inkrementellen Risslängenzunahme pro Schwingspiel da/dN beschreibt.

3.2.3.1 Rissfortschrittsgleichungen

In der Literatur werden eine Vielzahl von Rissfortschrittsgleichungen vorgeschlagen. Eine der ersten und bis zum heutigen Zeitpunkt noch sehr häufig angewandte [Hob08] analytische Beschreibung wurde von Paris und Erdogan [PE63] auf Basis von experimentellen Rissfortschrittsuntersuchungen abgeleitet. Die Gleichung beschreibt einen potenziellen Zusammenhang zwischen Rissfortschrittsrate und Spannungsintensitätsfaktor.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot K^m \quad (3.34)$$

Die Konstanten C und m beschreiben das Rissinkrement bei einer Einheitslast von $K = 1$ und die Steigung der Rissfortschrittlinie in doppellogarithmischer Darstellung. Mit dieser Gleichung kann näherungsweise der Bereich des stabilen Rissfortschritts beschrieben werden, der in Rissfortschrittsuntersuchungen experimentell abgeleitet wird.

Der Einfluss des Spannungsverhältnisses R und die damit verbundenen Rissschließeffekte auf die Lebensdauer wurde unter anderem von Newman [New84] untersucht und eine analytische Beschreibung zu dessen Erfassung vorgeschlagen. Eingangsgrößen sind hierbei

das Verhältnis der Spannung, bei der sich der Riss öffnet S_o , zu der maximalen Spannung S_{max} . Für den Bereich $R \geq 0$ gilt

$$\frac{S_o}{S_{max}} = A_0 + A_1 R + A_2 R^2 + A_3 R^3 \quad (3.35)$$

sowie für den Bereich $-1 \leq R < 0$

$$\frac{S_o}{S_{max}} = A_0 + A_1 R. \quad (3.36)$$

Die Koeffizienten der Gleichung werden wie folgt bestimmt:

$$A_0 = \left(0.825 - 0.34\alpha + 0.05\alpha^2\right) \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} \frac{S_{max}}{\sigma_o}\right)\right]^{1/\alpha} \quad (3.37)$$

$$A_1 = (0.415 - 0.071\alpha) \frac{S_{max}}{\sigma_o} \quad (3.38)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3 \quad (3.39)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (3.40)$$

$$\sigma_o = \frac{\sigma_y + R_m}{2} \quad (3.41)$$

Hierbei ist α ein Parameter, der abhängig vom Spannungszustand an der Rissspitze ist. Für einen ebenen Dehnungszustand gilt $\alpha = 3$, für einen ebenen Spannungszustand $\alpha = 1$. In der Anwendung wird α auch häufig als Anpassungsparameter der Gleichungen an vorhandene Versuchsergebnisse verwendet. Die effektive Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktor ΔK_{eff} ergibt sich zu

$$\Delta K_{eff} = \frac{\left(1 - \frac{S_o}{S_{max}}\right)}{(1 - R)} \Delta K \quad (3.42)$$

Eine weitere Optimierung wurde von Forman und Mettu [RS09] vorgenommen. Sie umfasst eine Anpassung der Rissfortschrittsrate im Bereich hoher und niedriger Schwingbreiten des Spannungsintensitätsfaktors.

$$\Delta K_{eff} = \frac{\left(1 - \frac{S_o}{S_{max}}\right)}{(1 - R)} \cdot \Delta K \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}\right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_c}\right)^q} \quad (3.43)$$

Die Parameter der Gleichung, die häufig auch als NASGRO-Gleichung bezeichnet wird, werden auf Basis von Rissfortschrittsuntersuchungen mit unterschiedlichen R-Werten und Rissfortschrittsraten ermittelt.

Des Weiteren existiert eine Vielzahl von anderen Rissfortschrittsgleichungen. Hier sei auf die Sekundärliteratur verwiesen [RV07; RS09].

3.2.3.2 Rissfortschrittswerte

Für die Berechnung des Rissfortschritts in Bauteilen werden neben der Rissfortschrittsgleichung auch dafür zugeordnete Kennwerte benötigt. Diese können experimentell, z. B. an CT-Proben, für die $K(a)$ bekannt ist, ermittelt werden. Stehen keine Versuchsergebnisse zur

	C $MPa\sqrt{m}$	m	ΔK_{th} $MPa\sqrt{m}$
IIW / BS7910 (vereinfacht, $P_S = 97.7\%$)	$1.65 \cdot 10^{-8}$	3.00	2.0
BS7910 ($R \geq 0$, $K \leq 6.2 MPa\sqrt{m}$, $P_S = 50\%$)	$2.14 \cdot 10^{-10}$	5.10	2.0
BS7910 ($R \geq 0$, $K > 6.2 MPa\sqrt{m}$, $P_S = 50\%$)	$1.22 \cdot 10^{-8}$	2.88	2.0
BS7910 ($R < 0$, $K \leq 11.5 MPa\sqrt{m}$, $P_S = 50\%$)	$2.10 \cdot 10^{-14}$	8.16	5.4
BS7910 ($R < 0$, $K > 11.5 MPa\sqrt{m}$, $P_S = 50\%$)	$8.32 \cdot 10^{-9}$	2.88	5.4
Gurney 1991	$5.79 \cdot 10^{-9}$	3.00	-
Ohta 1989 ($P_S = 50\%$)	$1.45 \cdot 10^{-8}$	2.75	2.4

Tabelle 3.3: Kennwerte der Paris-Gleichung für Stahlwerkstoffe aus dem British Standard [Bs7] und für Schweißverbindungen nach den IIW-Empfehlungen [Hob08], Ohta [Oht+89] und Gurney [Gur91]

Verfügung, kann auch auf Kennwerte aus Veröffentlichungen oder Tabellenwerken zurückgegriffen werden. Bei der Anwendung sollte die den Kennwerten zugeordnete Überlebenswahrscheinlichkeit beachtet werden. Für eine Auslegung bzw. Bewertung von Komponenten stehen hierfür meist Kennwerte mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 97.7\%$ zur Verfügung. Werden die Sicherheiten nach der Rissfortschrittsberechnung angesetzt, können Kennwerte mit $P_S = 50\%$ verwendet werden.

Im British Standard 7910 [Bs7] werden Kennwerte für Stahl- und Aluminiumwerkstoffe empfohlen. Zur besseren Erfassung der experimentellen Werte wird ein bilinearer Verlauf der Rissfortschrittskurve angegeben, Tabelle 3.3.

Diese rein an Grundwerkstoffproben ermittelten Kennwerte unterscheiden sich nur unwesentlich von den Kennwerten, die an Schweißverbindungen ermittelt wurden. Für eine Bewertung von Ungängen in Schweißverbindungen werden in den IIW-Empfehlungen [Hob08] die vereinfachten Kennwerte aus dem British Standard verwendet. Für eine sichere Abschätzung wird hierbei eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 97.7\%$ und ein Spannungsverhältnis von $R > 0.5$ zur Berücksichtigung von hohen Schweißspannungen im Zugbereich zu Grunde gelegt.

Bei der Gegenüberstellung der Rissfortschrittskurven für $P_S = 50\%$ zeigt sich, dass der Verlauf der Kurven im Bereich hoher Spannungsintensitätsfaktoren nahezu übereinstimmt, Bild 3.11. Größere Unterschiede der Verläufe werden im Bereich des Threshold-Werts K_{th} ersichtlich. Diese resultieren vornehmlich aus dem Einfluss des R-Werts auf die Rissfortschrittsrate sowie auf den Grenzwert des Spannungsintensitätsfaktors.

3.2.3.3 Spannungsintensitätsfaktoren

Neben den Werkstoffkennwerten wird der Zusammenhang zwischen dem Spannungsintensitätsfaktor ΔK und der Risstiefe a bzw. gegebenenfalls Risslänge c an der Oberfläche benötigt. Dieser kann über unterschiedliche Ansätze berechnet werden. Im Folgenden werden insbesondere die Gewichtsfunktionen detaillierter beschrieben, die in dieser Arbeit angewandt wurden.

Newman und Raju [NR84] haben für einen elliptischen Oberflächenriss unter Zugbeanspruchung in einer endlichen Platte Formeln zur Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren

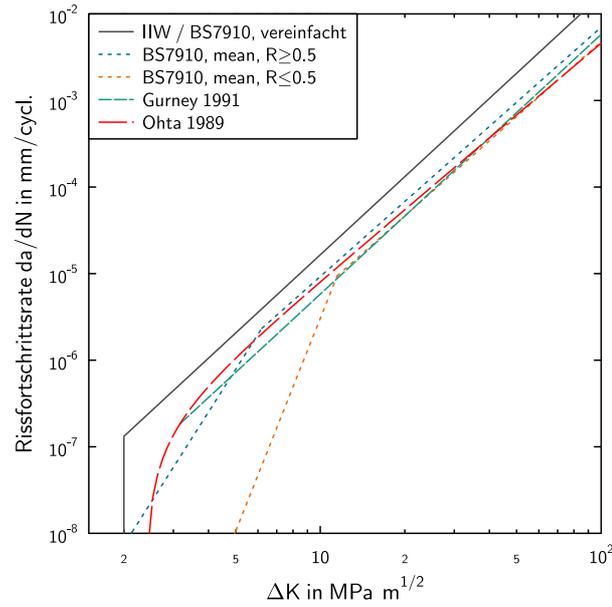


Bild 3.11: Rissfortschrittsrate als Funktion der Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors

hergeleitet.

$$K = \sigma_n \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q}} \cdot F_S\left(\frac{a}{c}, \frac{a}{t}, \frac{c}{b}, \theta\right) \quad (3.44)$$

Hierbei beschreibt Q das elliptische Integral und F_S ist eine Funktion zur Berücksichtigung der endlichen geometrischen Abmessungen der Platte und des Risses. Für die Anwendung auf Schweißverbindungen muss zusätzlich der Spannungsgradient berücksichtigt werden, der im Bereich der versagensrelevanten Nahtübergangs- oder Wurzelkerben vorliegt. Dies kann über einen Korrekturfaktor F_G nach Albrecht und Yamada [AY77] erfolgen, der hierzu den Spannungsverlauf $\sigma(x)$ in Risswachstumsrichtung verwendet.

$$F_G = \frac{2}{\pi} \int_0^a \frac{\sigma(x)}{\sigma_n} \cdot \frac{1}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad (3.45)$$

Hierfür ist der Spannungsverlauf im Bauteil ohne Riss zu verwenden, wodurch sich der Berechnungsaufwand auf ein FE-Modell beschränkt.

Von Shen, Plumtree und Glinka [SPG91] wird eine Gewichtsfunktion $h(x, a)$ vorgeschlagen, mit der Spannungsintensitätsfaktoren eines elliptischen Risses in einer endlichen Platte berechnet werden können.

$$h_a(x, a) = \frac{2}{\sqrt{2\pi(a-x)}} \cdot \quad (3.46)$$

$$\left[1 + M_{1a} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + M_{2a} \left(1 - \frac{x}{a}\right) + M_{3a} \left(1 - \frac{x}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right]$$

$$h_c(x, a) = \frac{2}{\sqrt{\pi x}} \cdot \left[1 + M_{1c} \left(\frac{x}{a}\right)^{\frac{1}{2}} + M_{2c} \left(\frac{x}{a}\right) + M_{3c} \left(\frac{x}{a}\right)^{\frac{3}{2}} \right] \quad (3.47)$$

Die Koeffizienten M_1 , M_2 und M_3 sind Funktionen in Abhängigkeit von der Risstiefe, der Rissbreite und der Blechdicke. Zudem kann der Einfluss von Spannungsgradienten auf den Spannungsintensitätsfaktor berücksichtigt werden. Dies erfolgt wiederum über den Spannungsverlauf $\sigma(x)$ in Risswachstumsrichtung.

Speziell für geschweißte Längssteifen, die in dieser Arbeit untersucht werden, stehen zudem parametrische Gleichungen zur Berechnung von M_k -Lösungen zur Verfügung [Hob93; Hob94]. Mit diesen Lösungen kann der Einfluss der nicht-linearen Spannungsverteilung durch die Schweißnaht berücksichtigt werden.

$$K = \sigma Y(a) M_k \sqrt{\pi a} \quad (3.48)$$

In die Lösung geht die Breite des Grundblechs B , die Länge der Steife L_2 , der Nahtanstiegswinkel α sowie die Blechdicke der Steife t und des Grundblechs T mit ein.

$$M_k = C_2 \left(\frac{a}{T} \right)^{k_2} \quad (3.49)$$

$$C_2 = 0.9089 - 0.2357 \left(\frac{t}{T} \right) + 0.0249 \left(\frac{L}{T} \right) - 0.00038 \left(\frac{L}{T} \right)^2 + 0.0186 \left(\frac{B}{T} \right) - 0.1414 \left(\frac{\theta}{45^\circ} \right) \quad (3.50)$$

$$k_2 = -0.02285 + 0.0167 \left(\frac{t}{T} \right) - 0.3863 \left(\frac{\theta}{45^\circ} \right) + 0.1230 \left(\frac{\theta}{45^\circ} \right)^2 \quad (3.51)$$

Die M_k -Lösung wurde auf Basis von parametrischen FE-Modellen abgeleitet, die einen scharfen Nahtübergangsradius ($r = 0$) aufwiesen. Bei der Anwendung dieser Formel entfällt die Erstellung eines FE-Modells zur Berechnung des ungleichförmigen Spannungsverlaufs.

Mit den vorgestellten Gewichtsfunktionen ist es möglich, die Spannungsüberhöhung an der versagensrelevanten Kerbe und den Spannungsverlauf im Risspfad (in Richtung der Risstiefe a) mit in die Berechnung aufzunehmen. Wenn sich der Spannungsverlauf in benachbarten Querschnitten jedoch z. B. durch eine komplexere Naht- oder Schweißstoßgeometrie ändert, kann dies über diese Formeln nicht mehr erfasst werden.

In diesen Fällen kann die Berechnung der Spannungsintensitätsfaktoren direkt in FE-Berechnungsmodellen durchgeführt werden. Hierfür werden sogenannte Risspitzen-elemente verwendet, mit denen die $\frac{1}{\sqrt{r}}$ Singularität an dem Riss hinreichend genau erfasst werden kann. Des Weiteren steht mit der XFEM-Methode ein weiteres Werkzeug auf Basis der Finiten-Elemente Methode zur Verfügung, mit der über erweiterte Elementansatzfunktionen Spannungssingularitäten auch innerhalb der Elemente abgebildet werden können. Hierdurch kann auf eine ständige Neuvernetzung des Modells bei Rissfortschritt verzichtet werden. Im Vergleich zu den analytischen Näherungslösungen ist jedoch ein erheblicher Mehraufwand zur Modellerstellung notwendig.

3.2.3.4 Rissfortschrittsberechnung

Ist der Zusammenhang zwischen Spannungsintensitätsfaktor K und Risstiefe a bzw. Risslänge $2c$ für die im Bauteilquerschnitt vorliegenden Spannungen bekannt, können weitere Effekte wie zum Beispiel ein Riss schließen berücksichtigt werden. Hierfür werden zuerst der minimale und maximale Spannungsintensitätsfaktor und dann der am Riss vorliegende R-Wert ermittelt.

Mit diesen Werten kann die effektive Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} gemäß Gleichung 3.42 oder 3.43 berechnet werden.

Die Schwingspielzahl, die der Riss von einer Anfangsrisstiefe a_i bis zu einer finalen Risstiefe von a_c benötigt, kann dann über eine Integration der Rissfortschrittsgleichung berechnet werden. Die Integration erfolgt in Abhängigkeit von der mathematischen Komplexität der Gleichung entweder analytisch oder numerisch.

Bei einer analytischen Integration setzt man die Formel des Spannungsintensitätsfaktors, Gleichung 3.33, z. B. in die Paris-Gleichung, Gleichung 3.34, ein und integriert diese.

$$N = \frac{1}{C \cdot \Delta S^m} \int_{a_i}^{a_c} \frac{1}{[\sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y(a)]^m} da. \quad (3.52)$$

Hieraus wird ersichtlich, dass die Neigung der Rissfortschrittswöhlerlinie k gleich dem Rissfortschrittsexponenten m ist.

Wenn mathematisch komplexere Rissfortschrittsgleichungen vorliegen, kann der Rissfortschritt nur noch inkrementell erfolgen, indem die Rissfortschrittsrate da/dN für jedes Schwingspiel oder für kleine Schwingspielblöcke berechnet wird.

Bei genauerer Betrachtung stellt sich die Risswachstumsphase insbesondere bei kurzen Rissen um einiges komplexer dar, als dies mit der Langrissbruchmechanik beschrieben werden kann. Hierfür müssen Methoden der Kurzrissmechanik angewandt werden, auf die hier aber nicht eingegangen werden soll.

3.2.3.5 Richtlinien

Zur Berechnung der Rissfortschrittslebensdauer existieren zudem eine Vielzahl von Regelwerken, in denen Rissfortschrittsgleichungen, Werkstoffkennwerte sowie das Vorgehen zu Ermittlung der Spannungsintensitätsfaktoren zusammengefasst ist [Bs7; Dvs; Ber+06]. Hervorzuheben ist hier die FKM-Richtlinie zur bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen, da in dieser zahlreiche Anwendungsbeispiele aufgezeigt werden, die dem Nutzer den Berechnungsablauf verständlich aufzeigen.

3.3 Mehrphasenmodelle

3.3.1 Aufteilung des Bauteillebensdauer

In Realität ist die Bauteilermüdung unter zyklischer Beanspruchung ein komplexer Prozess, der sich in mehrere Phasen unterteilen lässt, Bild 3.12. In Bezug auf die Lebensdauer eines zyklisch beanspruchten Bauteils werden in der Regel drei Bereiche einzeln betrachtet. Dies ist erstens die Phase, bei der sich ein erster, kleiner Anriss in der Größe charakteristischer Gefügedimensionen (z. B. der Korngröße) [Zer+12] gebildet hat. Daran schließt sich die zweite Phase des Mikrorisswachstums an, die nach der Bildung eines technischen Anrisses (nach [RV07] Risstiefe $a = 0.5 \text{ mm}$, Risslänge $c = 2 \text{ mm}$) endet. Schließlich folgt die dritte Phase, der Makrorissfortschritt. Der instabile Rissfortschritt nimmt in der Regel nur einen verschwindend geringen Anteil an der Gesamtlebensdauer ein und kann daher vernachlässigt werden.

Konzeptionell kann die Lebensdauer eines Bauteils über unterschiedliche Bewertungsansätze nachvollzogen werden. Die Lebensdauer bis zu einem ersten (Mikro-) Anriss wird über die spannungs- und dehnungsbasierten Konzepte berechnet. Das Mikro- wie auch Makrorisswachstum kann von diesen Bewertungskonzepten prinzipiell nicht berücksichtigt werden. Es

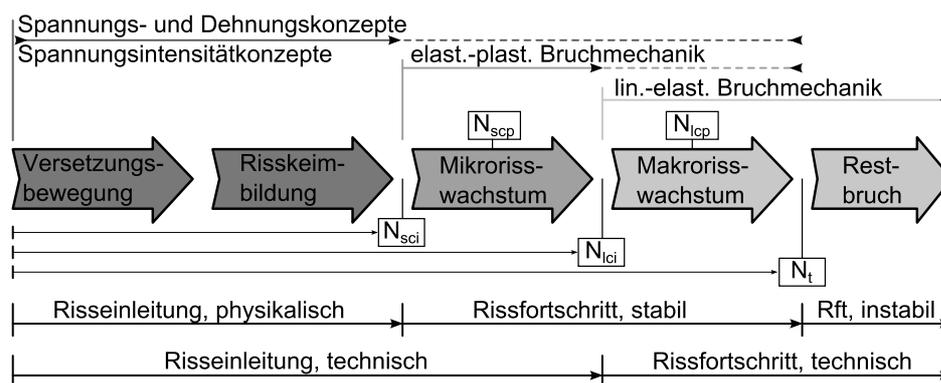


Bild 3.12: Risstadien und dazugehörige Bewertungskonzepte in Anlehnung an Radaj

ist aber in vielen Fällen in den Kennwerten des Konzepts indirekt enthalten, da die Identifikation der Kennwerte auf Basis von Versuchen durchgeführt werden, die bis zum Versagenskriterium „technischer Anriss“ oder sogar „Bruch“ gefahren wurden. Für die anschließenden Phasen des Kurzriss- und Langrisswachstums werden die Kurzriss- und Langrissbruchmechanik verwendet [RV07].

In der Literatur [LR09; DLR06] werden insbesondere für die Bewertung von Schweißverbindungen Mehrphasenmodelle beschrieben, die die Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer getrennt voneinander bewerten. Eine Gesamtlebensdauer wird durch Addition der Schwingspielzahlen bis Anriss N_i und der Rissfortschrittslebensdauer N_{cp} berechnet³. Häufig wird die Rissfortschrittsphase zusätzlich in zwei Bereiche unterteilt, das Wachstum von kurzen Rissen N_{scp} und das von langen Rissen N_{lcp}

$$N_t = N_i + N_{cp} = N_i + N_{scp} + N_{lcp} \quad (3.53)$$

Die Phase des Kurzrisswachstums N_{scp} kann hierbei wie oben erwähnt separat über Methoden der Kurzrissbruchmechanik betrachtet werden. In vielen Fällen wird sie aber mit in die Anrissphase einbezogen, so dass die Anrisschwingspielzahl die Schwingspielzahl ist, bei der ein technischer Anriss ausgebildet ist.

Wird die Phase des Kurzrisswachstums zur Anrissphase gezählt, ergeben sich „längere“ Lebensdauern. Dieser Effekt ist insbesondere in Kerben mit hohem Spannungsgradienten ausgeprägt. Die sich dadurch ergebende höhere lokale Beanspruchbarkeit kann als zusätzlicher Beitrag zur Stützwirkung betrachtet werden [VL08]. Dieser Ansatz wird zum Beispiel auch im Rahmen der 6. Ausgabe der FKM-Richtlinie [Ren+12] verwendet, in der die Stützwirkung mit einer bruchmechanischen Stützziffer berücksichtigt werden soll.

3.3.2 Anwendung der Mehrphasenmodelle

In der Literatur gibt es eine Vielzahl von Untersuchungen an Schweißverbindungen, die zwischen Anriss- und Rissfortschrittsphase unterscheiden, Tabelle 3.4. In diesen werden üblicherweise die Termini Mehrphasen- oder Zweiphasen-Modelle verwendet.

Bei der Anwendung der Mehrphasenmodelle ist es notwendig, eine Anrissgröße zu definieren, bei der von einer Anriss- zu einer Rissfortschrittsberechnung gewechselt wird. Unter der

³Um eine einheitliche Benennung zu erlangen, werden jeweils die englischen Initialen von *small* und *long*, *initiation* und *propagation*, sowie für *crack* als Indizes verwendet.

Literaturstelle	Anrisskonzept	Übergangsrisslänge a_t
Chen 1998 [CL98]	K_f nach Peterson	0.25 mm
Darcis / Lassen [DLR06],[LR09]	K_f	0.1 mm
Dimitrakis 1999 [DL99]	K_t	0.1 mm
Chattopadhyay 2011 [Cha+11]	σ - ϵ	0.5 mm
Hou 1994 [HC97] / [HNF94]	K_t	0.5 mm / 0.25 mm
Lawrence 1981 [LHM81]	K_f nach Peterson	0.25 mm
Lihavainen 2006 [Lih06]	σ - ϵ	1.0 mm
Remes 2008[Rem08]	K_f / σ - ϵ	$f(\Delta K_{th})$
Schaumann 2010 [SK10]	σ - ϵ	0.1 mm
Verreman 1996 [VN96]	N-SIF	0.5 mm

Tabelle 3.4: Anwendung von Mehrphasenmodellen zur Bewertung der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen in der Literatur

Voraussetzung, dass die Phase des Kurzrisswachstums mit in die Anrissphase gezählt wird, stellt diese Risslänge den Übergang vom Mikro- zum Makroriss dar. In der Literatur variiert die Übergangsrisslänge a_t im Bereich $0.1 \text{ mm} \leq a_t \leq 1.0 \text{ mm}$.

Zur Definition der Übergangsrisslänge a_t existieren unterschiedliche theoretische Ansätze [LHM81; CL79]. So kann die Größe a_t in Bezug auf den Übergang von Kurz- zu Langriss definiert und somit einer Grenzlängsgröße a_g gleichgesetzt werden. Eine weitere Möglichkeit ist die Zuordnung zu einer Strukturgröße, wie sie bei den anrissbasierten, linear-elastischen Konzepten verwendet wird. Für beide Möglichkeiten ist sie somit abhängig vom Werkstoff bzw. dessen Härte. Da der Übergang von Mikro- zu Makrorissfortschritt nicht sprunghaft verläuft, stellt die Angabe einer Risttiefe des technischen Anrisses eine gewisse, aber für die praktische Anwendung notwendige, Vereinfachung dar.

Die meisten in der Literatur veröffentlichten Schwingfestigkeitsversuche an Proben wurden jedoch bis zum Versagenskriterium Bruch durchgeführt. Eine Detektion des Anriss bzw. eine Rissfortschrittsbeobachtung wurde nur in den wenigsten Fällen durchgeführt, da dies einen erheblichen Mehraufwand bei der Versuchsdurchführung darstellt. Bei einer nachträglichen Bewertung von Versuchsergebnissen aus der Literatur ist dieser Aspekt zu berücksichtigen.

3.4 Versuchsergebnisse an Längssteifen

In der Literatur sind eine Vielzahl von Schwingfestigkeitsversuchen an der Probenform Längssteife durchgeführt worden, Tabelle 3.5. Bei einer Zusammenfassung der Versuchsergebnisse ist es notwendig, schwingfestigkeitsrelevante Parameter zu berücksichtigen. Auf der Geometrie-Seite sind dies die Breite des Grundblech B , die Länge der Steife l_2 , sowie die Blechdicke von Grundblech und Steife, T bzw. t . Ebenso hat die freie Länge der Probe, d. h. der Abstand zwischen den Einspannungen, einen großen Einfluss auf die Spannungsüberhöhung an der Nahtübergangskerbe, falls die Proben einen Winkelverzug oder Kantenversatz aufweisen. Der Werkstoff, das Spannungsverhältnis R und der Zustand der Proben, spannungsarm (SR) oder im Schweißzustand (AW) werden zudem erfasst. Versuchsergebnisse an nachbehandelten Längssteifen (mit aufgeschliffenen oder gehämmerten Nahtübergangskerben) werden in der Zusammenfassung nicht berücksichtigt.

Für jede einzelne Versuchsreihe wurde eine statistische Auswertung durchgeführt und die ertragbare Nennspannungsschwingbreite bei einer Schwingspielzahl von $N_k = 2 \cdot 10^6$ sowie die Neigung im Zeitfestigkeitsgebiet k berechnet. Zudem wurde bei den Versuchsreihen ein Abknickpunkt bestimmt, falls dies auf Basis der Versuchsergebnisse möglich war. Für die statistische Auswertung wurde die Maximum-Likelihood Methode auf Basis von den Empfehlungen von Spindel und Haibach [SH78] verwendet. Die Neigung nach dem Abknickpunkt wurde hierbei in Anlehnung an [Son07a] einheitlich auf $k^* = 22$ festgelegt.

Literaturstelle	B [mm]	T [mm]	l_2 [mm]	t [mm]	Zustand	R_e [MPa]	R	$\sigma_{n,2 \cdot 10^6}$ [MPa]	k	N_k
Anami 2001	70	16(12)	100	12	AW	570	nd	103	3.3	$> 5 \cdot 10^5$
Berge 1982	70	12	100	12	AW	900	nd	98	3.0	$1 \cdot 10^7$
	75	12	150	12	AW	300	0	85	3.0	$> 2 \cdot 10^6$
	75	12	150	12	AW	300	-1	87	3.0	$> 2 \cdot 10^6$
	75	12	150	12	SR	300	0	91	3.0	$> 2 \cdot 10^6$
Blom 1987	75	12	150	12	SR	300	-1	121	3.6	$> 2 \cdot 10^6$
	80	12	140	12	AW	396	0	96	2.4	$> 1 \cdot 10^6$
Bogren 1993	80	12	140	12	AW	775	0	96	2.4	$> 1 \cdot 10^6$
	80	12	140	12	AW	370	nd	96	3.1	$> 2 \cdot 10^6$
Dimitrakis 2001	82.5	12.7	140	12.7	AW	330	0.1	85	2.9	$> 3 \cdot 10^6$
EUR 22809	150	10	150	10	AW	478	0.1	84	2.8	$2.5 \cdot 10^6$
EUR 23595	250	12	150	12	AW	570	0.1	72	2.7	$> 1 \cdot 10^6$
Gurney 1960	102	12.7	154	12.7	AW	265	0	93	2.8	$2.5 \cdot 10^6$
Gurney 1962	127	37.75	152	37.75	AW	244	0	87	2.7	$> 1 \cdot 10^6$
Gurney 1977	140	12.7	150	12.7	AW	355	0	82	2.7	$2 \cdot 10^7$
Haagensen 2005	140	12.7	150	12.7	SR	355	0	102	3.4	$2 \cdot 10^7$
	80	8	150	8	AW	≥ 355	0.1	81	3.1	$> 1 \cdot 10^6$
Hensel 2012	60	12	150	12	AW	390	-1	108	3.6	$1 \cdot 10^7$
Huther 2006	60	12	150	12	SR	390	-1	104.3	4.5	$4 \cdot 10^7$
	80	8	150	8	AW	700	0.1	79	2.9	$> 5 \cdot 10^5$
Kim 2013	80	10	150	10	AW	322	0	90.2	2.9	$2 \cdot 10^6$
Jeong 2005	80	14	150	14	AW	357	0	100	2.9	$> 1 \cdot 10^6$
	90	16	60	16	AW	423	0.1	87	2.8	$> 1 \cdot 10^6$
Lee 2009	70	10	90	10	AW	438	0	79	2.8	$> 1 \cdot 10^6$
Maddox 2007	150	13	150	13	AW	386	0.1	74	2.9	$> 1 \cdot 10^6$
Martinez 1995	80	12	140	12	AW	350	nd	80.5	3.1	$> 1 \cdot 10^6$
Marquis 2008	80	12	140	12	AW	590	nd	76.6	3.1	$> 1 \cdot 10^6$
	80	8	150	8	AW	969	-1, 0.1	97	3.0	$> 1 \cdot 10^6$
Miki 2012	90	12	200	12	AW	610	0	113.5	3.4	$4 \cdot 10^6$
Mori 2003	150	12	110	12	AW	417	0.05	107	4.2	$> 1 \cdot 10^6$

Literaturstelle	B [mm]	T [mm]	l_2 [mm]	t [mm]	Zustand	R_e [MPa]	R	$\sigma_{n,2 \cdot 10^6}$ [MPa]	k	N_k
Paetzold 1990	120	12.5	150	12.5	AW	406	-1	81.5	2.8	$4 \cdot 10^6$
	120	12.5	150	12.5	SR	406	-1	81.5	2.8	$2 \cdot 10^6$
Rörup 2003	120	12.5	150	12.5	AW	382	-1	84.5	3.0	$> 1 \cdot 10^6$
	120	12.5	150	12.5	SR	382	0	80.2	2.7	$> 1 \cdot 10^6$
Sonsino 1994	60	12	150	12	AW	369	-1	92	2.8	$6 \cdot 10^6$
	60	12	150	12	SR	369	-1	118	3.8	$5 \cdot 10^6$
Tilly 1985	nd	nd	nd	nd	AW	nd	0	89.9	2.7	$2 \cdot 10^7$
Wang 2009	40	8	50	8	AW	≥ 267	0.1	104	3.2	$2 \cdot 10^6$
Yamamoto 2012	100	12	120	12	AW	520	0.05	92.5	3.4	$(1 \cdot 10^6)$
	100	22	120	12	AW	520	0.05	98.1	3.4	$> 3 \cdot 10^6$
	100	40	120	12	AW	520	0.05	96.1	3.3	$> 2 \cdot 10^6$
	100	80	120	12	AW	520	0.05	107.5	3.2	$> 5 \cdot 10^6$

Tabelle 3.5: Versuchsergebnisse aus der Literatur an Längssteifen

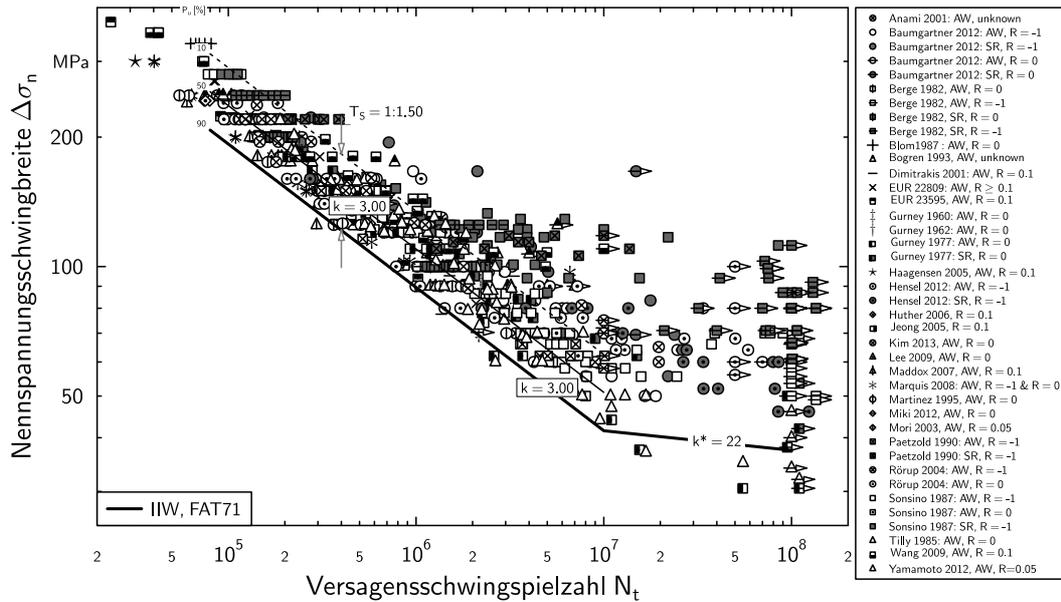


Bild 3.13: Vorhandene Schwingfestigkeitsversuche an Längssteifen (747 Datenpunkte)

Aus der Übersicht der Versuchsergebnisse zeigt sich, dass die Mehrzahl der Untersuchungen an Blechen im Dickenbereich von $8\text{ mm} \leq t \leq 12\text{ mm}$ durchgeführt wurde. Darüber hinaus wurde meist ein Spannungsverhältnis von $R \geq 0$ verwendet und die Proben im Schweißzustand untersucht. Die Festigkeit der verwendeten Grundwerkstoffe variiert hingegen stark und deckt einen großen Bereich der verfügbaren, schweißbaren Stahlwerkstoffe ab. Trotz der Vielfalt der genannten Parameter, können die meisten Versuchsergebnisse der Längssteifen im Schweißzustand im Bereich der Zeitfestigkeit ($N \leq 10^6$) in ein enges Streuband von $1 : T_\sigma = 1.5$ zusammengefasst werden, Bild 3.13.

Hin zu größeren Schwingspielzahlen nimmt die Streuung der Ergebnisse jedoch stark zu. Dieser Effekt resultiert einerseits aus der variierenden Lage des Abknickpunkts der Einzelwöhlerlinien im Bereich von $1 \cdot 10^6 \leq N_k \leq 2 \cdot 10^7$ und andererseits an der unterschiedlichen Neigung. Eine statistische Korrelation zwischen den Proben- und Versuchseigenschaften (z.B. Werkstofffestigkeit oder Spannungsverhältnis) und dem Abknickpunkt der jeweiligen Wöhlerlinie kann nicht gefunden werden. Ebenso lässt sich kein eindeutiger Einfluss des Spannungsarmglühens auf den Abknickpunkt [Son+87] oder die Neigung [Gur77] identifizieren.

Ein Vergleich der Schwingfestigkeit der einzelnen Versuchsreihen bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen und einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 50\%$ zeigt keine signifikante Korrelation zwischen der Grundblechbreite B , der Steifenlänge l_2 oder dem Verhältnis von Grundblechbreite zur Blechdicke der Steife B/T , Bild 3.14. Insbesondere die fehlende Korrelation zwischen Steifenlänge und der Schwingfestigkeit überrascht hier, da dieser Zusammenhang explizit in den IIW-Empfehlungen angegeben ist. Bedingt durch die wenigen Versuchsreihen an Proben mit einer Steifenlänge $l_2 \leq 100$ kann dies aber auch an der unzureichenden Datenbasis liegen.

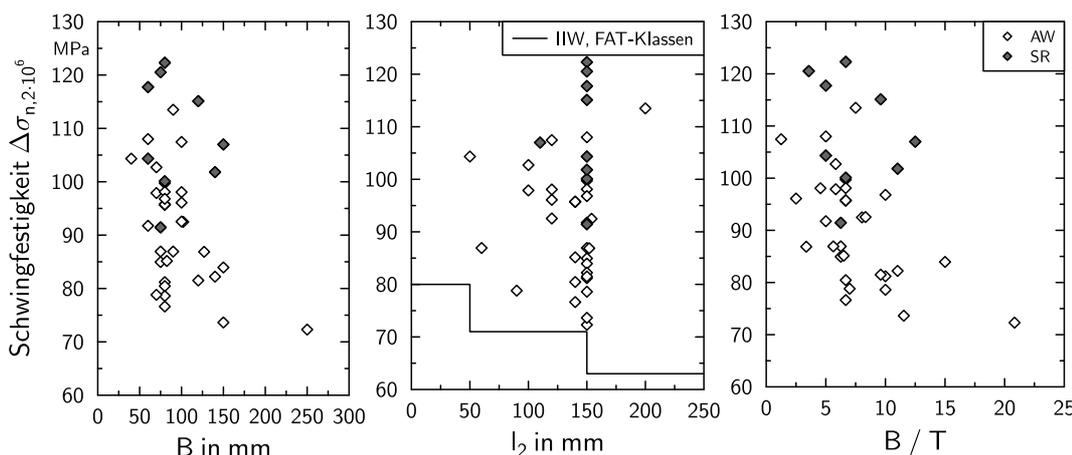


Bild 3.14: Zusammenhang zwischen Grundblechbreite B , Steifenlänge l_2 sowie dem Verhältnis von Grundblechbreite zur Steifenblechdicke B/T zur Schwingfestigkeit der Längssteifen für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 50\%$

3.4.1 Verzug der Längssteifen

Der schweißbedingte Winkelverzug der Längssteifen kann einen sehr großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben, wenn beim Einspannen der Proben Zusatzbeanspruchungen eingebracht werden. In allen bekannten Versuchen an Längssteifen wurden die Längssteifen axial beansprucht. Die Einspannung erfolgt über Klemmbacken, über die die Lastspannungen an den Probenenden in die Proben eingeleitet werden. Sind die Klemmbacken parallel ausgerichtet, werden die Proben beim Einspannen in Abhängigkeit von der Steifigkeit der Prüfmaschine in eine gerade Form gezwängt. Hierdurch werden Einbau- oder Verzweigungsspannungen in die Proben eingebracht, die sich den Beanspruchungen aus dem Versuch überlagern. Diese Spannungen können als eine Art Eigenspannung im Prüfsystem betrachtet werden.

Die Einbauspannungen können durch ein Richten der Probe außerhalb des Schweißbereichs reduziert werden. Da die Probe dann im eingebauten Zustand nicht mehr gerade ist, sondern im Steifenbereich etwas außerhalb der Symmetrieebene liegt, entstehen beim Belasten sekundäre Biegespannungen, die von der Lasthöhe und der Unsymmetrie abhängig sind.

Für eine vollständige Dokumentation der Versuche werden somit mindestens eine der beiden Informationen benötigt: Erstens, wie hoch die Spannungen in Nähe der Schweißnaht durch den Einbau sind und zweitens, welche Zusatzbeanspruchungen durch die sekundären Biegespannungen erzeugt werden.

In wenigen Untersuchungen aus der Literatur werden die Zusatzbeanspruchungen über Dehnungsmesstreifen (DMS) erfasst, die in einem derartigen Abstand zur Schweißnaht appliziert sind, dass sie den nichtlinearen Spannungsanstieg durch die Schweißnaht nicht mehr erfassen. Die Nennspannungswöhlerlinien werden dann durch die an den DMS ermittelten Beanspruchungen in eine Art Strukturspannungs- oder korrigierte Nennspannungswöhlerlinien umgerechnet, in denen die Zusatzbeanspruchungen beinhaltet sind.

Bei den meisten in der Literatur beschriebenen Versuchsergebnissen werden aber keine Angaben bezüglich des Verzugs, der gewählten Einspannmethode und den daraus resultierenden Zusatzbeanspruchungen angegeben. Da sich diese aber signifikant auf die Schwingfestigkeit der Proben auswirken, fehlen wichtige Informationen, um die Versuchsergebnisse besser interpretieren zu können.

3.4.2 Schweißnahtgeometrie der Längssteifen

In mehreren Literaturstellen ist ein Schweißgutüberlauf (im Englischen: „Cold Lap“) im Bereich der Umschweißung festgestellt worden. Teils wies ein großer Teil der Proben dieses Unregelmäßigkeit auf ([Son+87; Blo95; DL01; MB95], teils wurde es nur an wenigen Proben identifiziert [Mad+07; MB08]. Im Vergleich der Versuchsergebnisse fallen diese Ergebnisse jedoch nicht durch eine niedrigere Schwingfestigkeit auf.

Des Weiteren hat die lokale Schweißnahtgeometrie einen Einfluss auf den Verlauf der Wöhlerlinie. Hier sind insbesondere der Nahtübergangsradius sowie der Nahtanstiegswinkel zu nennen. Diese Größen sind, ebenso wie die Angaben zum Verzug der Proben, aber nur in einzelnen Veröffentlichungen beinhaltet. Somit kann für diese Größen keine Korrelation zur Schwingfestigkeit vorgenommen werden.

3.4.3 Eigenspannungen an den Längssteifen

Bei einigen durchgeführten Untersuchungen wurden die Eigenspannungen im Bereich des Grundbleches vor der Nahtübergangskerbe experimentell über unterschiedliche Methoden ermittelt, Tabelle 3.6

Literatur	σ_{ES} [MPa]	Abstand der Messpunkte [mm]	Methode	Bemerkung
[Blo87]	nahe σ_y	4-7	Bohrloch	Extrapolation zum Nahtübergang
[Mar+97]	nahe σ_y	0	Neutronenbeugung	Räumliche Auflösung: $2 \times 2 \times 2 \text{ mm}^3$
[DL01]	595	“in Nähe“	Röntgenbeugung	
[PP90]	nahe σ_y	6	unbekannt	
[Son+87]	220	1	Röntgenbeugung	
	130	0	Bohrloch	
[Hen+12]	0/100	0	Röntgenbeugung	großer Gradient
[BE82]	200	5	Freischneiden von DMS	
[BM93]	350/200	2/5	Röntgenbeugung	Messfläche: $4 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$
[HSL06]	600	1	Bohrloch	großer Gradient
[Jeo+05]	303	-	Freischneiden von DMS	
[MT12]	380	1	Bohrloch	
[Wan+09]	145/240/412	1	Bohrloch	

Tabelle 3.6: Gemessene Schweißspannungen an Längssteifen

In der Auflistung zeigt sich, dass bei der Probenform der Längssteife hohe Schweißeigen-
spannungen in der Nähe der versagensrelevanten Nahtübergangskerbe vorliegen. Diese sind
jedoch abhängig von der Werkstoffhärte [Hen+12; Wan+09] und auch von dem gewählten
Schweißprozess [Son+87]. In einigen Arbeiten wird auch erwähnt, dass eine Messung der
Schweißspannungen schwierig ist, da bedingt durch die Schweißnaht die Zugänglichkeit
zur Nahtübergangskerbe nur schlecht gewährleistet ist. Dies zeigt sich insbesondere an Mes-
sungen mit höherer Auflösung [Hen+12; HSL06], bei denen ein hoher Spannungsgradient in
direkter Nähe zur Nahtübergangskerbe ermittelt wurde.

Zusätzlich ist zu erwähnen, dass in einigen Untersuchungen hohe Eigenstressungen entwe-
der über ein Eindringen eines Stempels oder durch thermische Erwärmung einzelner Bereiche
„eingestellt“ wurden und die Steifenenden nicht immer umschweißt waren [Gur60; Gur62].

3.4.4 Rissfortschritt

In einigen Untersuchungen wurde die Rissinitiierung und der folgende Rissfortschritt genau-
er untersucht. Hierbei wurde festgestellt, dass der Rissfortschritt die Lebensdauer dominiert
[Son12; Mad75]. In [PP90] wurde Anrisse bei 15% der Gesamtlebensdauer ermittelt. Durch
den hohen Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer könnte in einer Berechnung
die Anrissphase in der Lebensdauerbewertung sogar vernachlässigt werden [Gur77]. Der Riss-
fortschritt wurde meist über die Anwendung von Rastlinien untersucht [MI03]. In nur wenigen
Arbeiten wurde hingegen der Rissfortschritt berechnet [Jeo+05].

Von besonderem Interesse in Bezug auf den Einfluss von Schweißspannungen ist ein
Ergebnis von Paetzold [PP90], der geringere Rissfortschrittsraten bei nachbehandelten (ex-
plosion treatment) Längssteifen im Vergleich zu Proben im Schweißzustand feststellt. Dies ist
vermutlich durch den Abbau von Zug- oder die Einbringung von Druckeigenstressungen zu
erklären, die für eine Reduktion der Rissfortschrittsraten verantwortlich sind.

3.5 Konkretisierung der Zielstellung

Aus dem dargestellten Stand der Wissenschaft und Technik kann eine Vielzahl von Themen
abgeleitet werden, die – insbesondere in Bezug auf den Einfluss von Schweißspannungen
auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen – noch unzureichend betrachtet wurden.

3.5.1 Rissfortschritt

Bei detaillierter Betrachtung zeigt sich das Versagensverhalten eines Bauteils, von Rissinitiie-
rung bis zum Versagen als äußerst komplexer Vorgang, Bild 3.12. Insbesondere bei Schweiß-
verbindungen, die geometrisch sehr scharfe Nahtübergangs- und Nahtwurzelkerben aufweisen,
dominiert die Rissfortschrittsphase die Gesamtlebensdauer.

Trotz dieser Eigenschaft sind in den Regelwerken meist nur spannungsbasierte Konzepte
zur Anwendung beschrieben, mit denen die Rissfortschrittslebensdauer nicht abgebildet wer-
den kann. Dass mit diesen Konzepten trotz allem eine sichere Bauteilauslegung ermöglicht
wird, ist hauptsächlich zwei Effekten zuzuordnen: Einerseits sind die Kennwerte auf Basis von
Versuchen an Proben abgeleitet, die bis zum Bruch der Verbindung durchgeführt wurden.
Somit ist ein (probenspezifischer) Anteil vom Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer be-
reits erfasst. Andererseits zeigt sich bei komplexeren Bauteil meist ein wesentlich größerer
Anteil vom Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer [Bru+12]. Dies ist insbesondere dann

der Fall, wenn durch die Anrissbildung die versagensrelevante Schweißverbindung durch eine Kraftflussänderung in der Gesamtstruktur eine Reduktion der Beanspruchungen erfährt.

Da eine Berechnung des Rissfortschritts aber mit hohem Aufwand verbunden ist, wird in der Auslegung meist das Versagenskriterium „technischer Anriss“ verwendet. Dieser Ansatz kann aber wiederum zu einer stark konservativen Schwingfestigkeitsbewertung führen [WBA12].

3.5.2 Schweißeigenstressungen

Bei einer Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Bauteilen ist in den meisten Fällen eine Berücksichtigung von Schweißeigenstressungen notwendig. Hier bei muss, insbesondere in Hinblick auf das komplexe Versagensverhalten und den langen Rissfortschritt, bei einer detaillierten Betrachtung der Einfluss der Schweißeigenstressungen sowohl auf die Anriss- wie auch auf die Rissfortschrittsphase bewertet werden. Für beide Lebensdauerabschnitte stehen jeweils methodische Ansätze zur Verfügung. Die Grundvoraussetzung ist jedoch, dass die Höhe und die räumliche Verteilung der Stressungen bekannt ist.

In der Literatur findet sich häufig die Aussage, dass in geschweißten Verbindungen Schweißeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze vorliegen können. In vielen, vor allem älteren Untersuchungen wird dies durch Messungen bestätigt. Hierbei ist jedoch zu beachten, welche Messverfahren eingesetzt wurden, und wie groß der Abstand vom Messpunkt zur Nahtübergangskerbe war. Insbesondere in neueren, hoch-auflösenden Messungen zeigt sich ein großer Stressgradient in direkter Nähe der Kerbe [Hen+12]. Für eine Bewertung des Eigenstressungseinflusses für die Anrissberechnung ist jedoch die Eigenstressung direkt in der Kerbe relevant, für die Rissfortschrittsberechnung die Stressungsverteilung über den Querschnitt. Deren Ermittlung zeigt sich jedoch als messtechnisch anspruchsvoll.

Die Auswirkung von Schweißeigenstressungen auf die Schwingfestigkeit ist zudem von maximalen Stressungen in den versagens-relevanten Kerben abhängig. Je höher die Lasten und je schärfer die Kerben werden, desto früher kommt es zu einem plastischen Fließen, durch das die Schweißeigenstressungen umgelagert werden können. Eine messtechnische Erfassung dieses Effekts ist generell möglich, aber durch die schlechte messtechnische Zugänglichkeit an den sehr scharfen Kerben erschwert.

Einen weiteren Einfluss kann die zyklische Relaxation von Eigenstressungen (und lokalen Mittelstressungen) haben. Während diese experimentell an ungekerbten Proben sehr einfach zu ermitteln ist, fällt dies bei gekerbten und insbesondere geschweißten Bauteilen sehr schwer.

3.5.3 Größeneinfluss

Bei einer Bewertung der Anrisslebensdauer von Schweißverbindungen auf Basis von lokalen elastisch-plastischen Beanspruchungen müssen neben den Schweißeigenstressungen auch der Größeneinfluss bzw. die Stützeffekte berücksichtigt werden. Diese wirken sich in Abhängigkeit von dem Stressgefälle im Kerbligament signifikant auf die ertragbaren lokalen Beanspruchungen aus, Hier stellt sich vor allem die Frage, wie diese, insbesondere bei Anwendung von lokalen Bewertungskonzepten, berücksichtigt werden müssen. Einerseits ist hier die stark streuende reale Nahtgeometrie zu betrachten, andererseits der stark inhomogene Werkstoffzustand im Kerbbereich.

3.5.4 Anwendbarkeit

Letztendlich ist bei all den durchzuführenden Untersuchungen zu beachten, dass eine industrielle Anwendbarkeit gewährleistet ist. Dieser Aspekt umfasst zwei Teilbereiche:

Die Bewertungsmethoden sollten auch im industriellen Umfeld anwendbar sein. Dies bedeutet, dass die nötigen Berechnungen von der Komplexität überschaubar sind und für diese kommerzielle Berechnungsprogramme existieren. Zusätzlich sollte sich der Aufwand für die Erstellung der Berechnungsmodelle und deren Lösung in Grenzen halten.

Zudem sollte vermieden werden, dass die benötigten Kennwerte für eine Schwingfestigkeitsberechnung erst aufwendig an Probenversuchen abgeleitet werden müssen. Dies wäre zwar für einzelne Industriebereiche vertretbar, die z. B. sehr hohe Sicherheitsansprüche benötigen oder hoch optimierte Bauteile herstellen, für den Großteil der Industrieunternehmen wäre dies aber ein Ausschlusskriterium.

3.5.5 Konzeptionelles Vorgehen

Eine Klärung der oben dargestellten, offenen Fragen soll auf Basis von mehreren experimentellen Untersuchungen an zwei Probenformen mit unterschiedlichem Komplexitätsgrad erfolgen:

- Der Einfluss von scharfen Kerben auf die Schwingfestigkeit soll an gekerbten, ungeschweißten Werkstoffproben identifiziert werden. Ein Vorteil dieser Probenform ist, dass die Kerbgeometrie variiert werden kann und im Vergleich zu Schweißverbindungen nur ein Gefügestand (Grundwerkstoff) und keine Eigenspannungen vorliegen. Diese Versuche sollen zur Identifizierung der Größeneinflüsse bzw. Stützeffekte dienen.
- Die Versuche an Schweißverbindungen weisen einen wesentlich größeren Grad an Komplexität auf, da zusätzlich Eigenspannungen, eine hohe Variabilität der Nahtgeometrie sowie ein stark inhomogenes Werkstoffgefüge im Bereich der versagensrelevanten Kerbe vorliegen. Bei diesen Versuchen soll der Eigenspannungszustand in der Nahtübergangskerbe und dessen Verhalten bei zyklischer Beanspruchung experimentell untersucht werden. Zudem soll das Versagensverhalten, das heißt die Anrissbildung und der Rissfortschritt genau untersucht werden.

Mit diesen Untersuchungen sollen die wesentlichen Einflussgrößen identifiziert werden, um eine Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Bauteilen durchführen zu können.

Für eine Schwingfestigkeitsbewertung erscheint es sinnvoll, die Lebensdauer in eine Anriss- und einen Rissfortschrittsphase einzuteilen, Bild 3.15, und den Einfluss der Beanspruchung mit den für den jeweiligen Schädigungszustand (Anrissphase bzw. Rissfortschrittsphase) verfügbaren Methoden zu bewerten.

Für die Anrissbewertung stehen spannungs- und dehnungsbasierte Konzepte zur Verfügung. Während mit den linear-elastischen Konzepten keine Spannungsumlagerung erfasst werden kann, ist dies beim Dehnungskonzept möglich. Eine Bewertung der Mittelspannungen der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen kann dann mit Schädigungsparametern (z. B. P_{SWT}) oder einer Mittelspannungsempfindlichkeit vorgenommen werden, wie sie in den spannungsbasierten Konzepten üblicherweise angewandt wird. Der Einfluss von Spannungsgradienten kann durch Konzepte zur Erfassung der Mikrostützwirkung erfolgen. Überlasten bzw. Maximalspannungen werden mit dem Dehnungskonzept direkt über eine Verschiebung der Mittelspannungen der Spannungs-Dehnungs-Hysteresen erfasst.

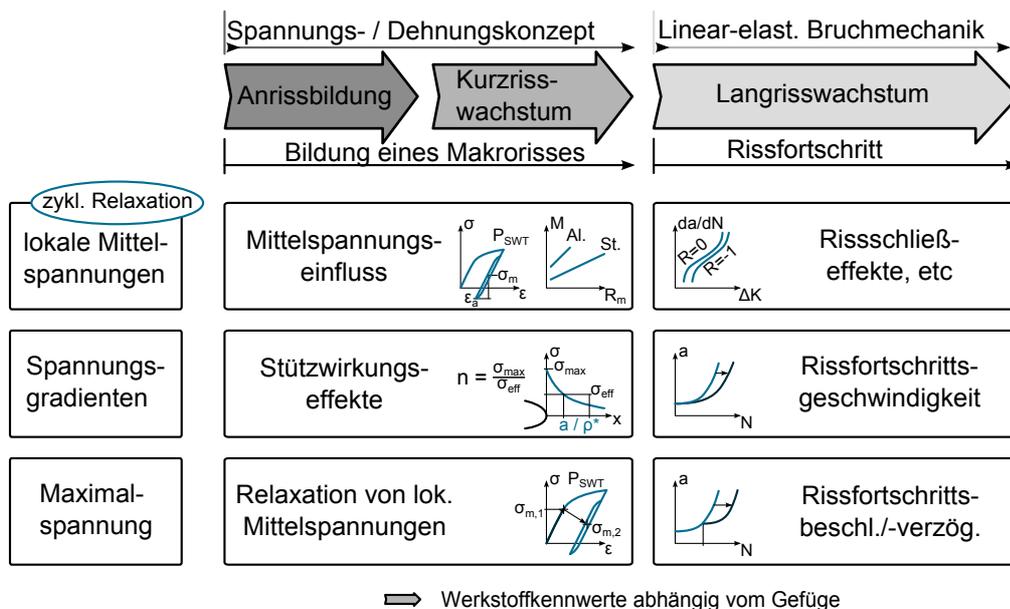


Bild 3.15: Bewertungsansätze von Einflussfaktoren auf die Schwingfestigkeit von geschweißten Verbindungen

Für die Bewertung des Rissfortschritts wird die linear-elastische Bruchmechanik verwendet. Auch bei dieser Bewertungsmethode kann der Einfluss der Mittelspannungen auf Basis von Werkstoffkennwerten (da/dN - ΔK -Kurven) und der Einfluss von (globalen) Spannungsgradienten über für die Verbindungsgeometrie und Belastungsart abgestimmte $\Delta K(a)$ -Verläufe berücksichtigt werden.

4 Experimentelle Untersuchungen

In dieser Arbeit wurden experimentelle Untersuchungen an zwei Probenformen durchgeführt. Dies waren einerseits unterschiedlich scharf gekerbte Flachstäbe und andererseits geschweißte Längssteifen.

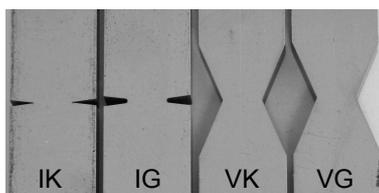
Die Probenform der gekerbten Flachstäbe wurde ausgewählt, da diese ein Hauptmerkmal der Schweißverbindungen aufweist: Sehr scharfe Kerben, in denen bei zyklischer Beanspruchung Risse entstehen. Im Vergleich zu Schweißverbindungen weisen die Flachstäbe jedoch einen wesentlich niedrigeren Komplexitätsgrad auf, da die Proben eine konstante Kerbgeometrie und ein homogenes Werkstoffgefüge besitzen sowie keine signifikanten Eigenspannungen vorliegen. Mit diesen Proben kann somit detailliert der Einfluss von scharfen Kerben auf die Schwingfestigkeit untersucht werden.

Die geschweißten Längssteifen wurden für diese Untersuchungen verwendet, da dieser Probenform in der Literatur hohe (Zug-)Schweißzugspannungen zugesagt wird. Über die Untersuchung von Proben im Schweißzustand und spannungsarm geglühten Proben kann der Einfluss der Schweißzugspannungen auf die Schwingfestigkeit identifiziert werden.

4.1 Gekerbte, ungeschweißte Proben

4.1.1 Charakterisierung

Zur experimentellen Identifizierung des Einflusses von scharfen Kerben auf die Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer wurden Proben mit rechtwinkligem Nennquerschnitt und beidseitiger V-Kerbe untersucht, Bild 4.1. Der Nennquerschnitt im Bereich der Kerben beträgt $8\text{ mm} \times 8\text{ mm}$, der Querschnitt der Proben außerhalb der Kerbe $8\text{ mm} \times 18\text{ mm}$. Die Proben wiesen eine Gesamtlänge von $l = 140\text{ mm}$ auf. Es wurden insgesamt vier Varianten der Proben mit unterschiedlichen Kerbradien ($r = 0.5\text{ mm} / r = 0.05\text{ mm}$) und Kerböffnungswinkeln ($\omega = 15^\circ / \omega = 135^\circ$) untersucht.



Variante	Öffnungswinkel ω	Radius r
IK	15°	0.05 mm
VK	135°	0.05 mm
IG	15°	0.50 mm
VG	135°	0.50 mm

Bild 4.1: Kerbproben

Als Werkstoff wurde der thermomechanisch gewalzte Stahl QStE 380 TM (Werkstoffnummer 1.0978) verwendet. Die chemische Zusammensetzung nach DIN EN 10 204 sowie die mechanischen Kennwerte des Werkstoffs sind in Tabelle 4.1 und 4.2 zusammengefasst.

Die Probestäbe wurden aus Tafeln mit einer Blechdicke von $t = 10\text{ mm}$ geschnitten und anschließend auf Maß geschliffen. Danach wurden die Kerben mittels Drahterosion eingebracht.

R_m	$R_{p0.2}$	$A_{5\%}$	HV_{10}
570 MPa	380 MPa	17%	178

Tabelle 4.1: Mechanische Kennwerte des Werkstoffs QStE 380 TM

C	Si	Mn	P	S	Al	Nb	Ti
0.12	0.50	1.4	0.03	0.03	0.015	0.09	0.22

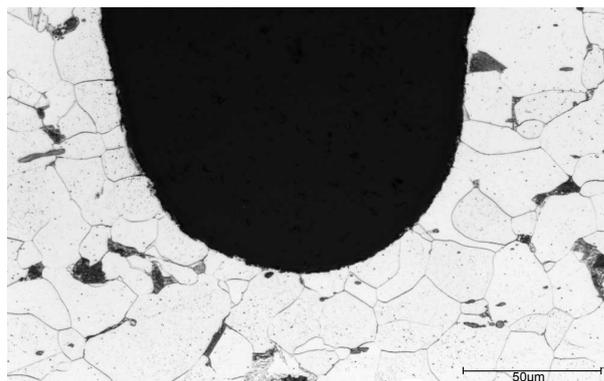
Tabelle 4.2: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs QStE 380 TM nach DIN EN 10 204

Der Drahtdurchmesser betrug $d = 20\mu m$. Durch dieses Fertigungsverfahren konnte eine hohe Maßhaltigkeit sowie geringe Rauheit erzielt werden. Bei der Drahterosion wurde auf eine geringe Entladungsenergie und einen geringen Drahtvorschub geachtet, so dass keine thermische Veränderung des Materials auf der mikrostrukturellen Ebene verursacht wurde, Bild 4.2. Nach dem Drahterodieren der Kerben wurden die Proben auf das Endmaß von $t = 8\text{ mm}$ geschliffen.

4.1.2 Schwingfestigkeitsversuche

An den vier Probenvarianten wurde die Schwingfestigkeit unter konstanter Amplitudenbelastung und Axiallast bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ ermittelt, siehe Anhang A.1. Hierfür wurde die Probe an beiden Enden gespannt. Die freie Einspannlänge betrug $l_f = 90\text{ mm}$. Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf einer Resonanzprüfmaschine bei einer Prüffrequenz von $f = 75\text{ Hz}$ lastgeregelt durchgeführt. Die Prüfmaschine schaltete bei Probenbruch aus.

Im Schwingfestigkeitsversuch entstehen die Risse im Mittenbereich der beiden Kerben und wachsen in das Kerbligament sowie in Richtung der Außenkanten der Proben. Sobald die Risse die Außenkanten der Proben erreicht haben, wachsen sie weiter aufeinander zu, bis der Querschnitt soweit reduziert ist, dass ein Gewaltbruch stattfindet.

Bild 4.2: Schliffbild einer Probe mit einem Kerböffnungswinkel von $\omega = 15^\circ$ und einem Kerbradius von $r = 0.05\text{ mm}$

Zur Anrisserkennung wurden die versagensrelevanten Kerben vor dem Versuch mit einer dünnen Schicht aus einem Zinkoxid-Glyzerin-Gemisch bestrichen. Mit dieser Methode konnten der Anriss sowie der weitere Rissverlauf während des Versuchs mit zwei Digitalkameras optisch festgehalten werden. Es wurden Schwingenspielzahlen für insgesamt drei Versagenskriterien detektiert:

- N_{sci} , erster feststellbarer Anriss mit einer Risslänge von ca. $2c = 2\text{ mm}$ auf der Oberfläche,
- N_{lci} , Start eines Makrorissfortschritts, der auf den Probenseiten detektiert wurde und
- N_t , Bruch der Probe

Da die Rissinitiierung bzw. der Rissfortschritt bei den beiden Kerben einer Probe nicht immer zur selben Schwingenspielzahl erreicht wurden, wurde die jeweils geringere Schwingenspielzahl für die beiden Anrisskriterien (N_{sci} und N_{lci}) gewählt. Für jede Probenvariante konnten für die einzelnen Versagenskriterien drei Wöhlerlinien abgeleitet werden, Bild 4.3 bis 4.6 und Tabelle 4.3.

Variante	F_a	k	F_a	k	F_a	k
	kN	–	kN	–	kN	–
Versagenskriterium						
	sci		lci		t	
IK	2.9	7.0	4.0	4.0	4.4	3.5
VK	5.4	7.0	6.6	6.2	6.7	5.5
IG	4.8	7.0	5.5	6.0	5.7	5.0
VG	6.0	6.2	6.6	6.2	7.0	5.5

Tabelle 4.3: Kennwerte der Wöhlerlinien der gekerbten Proben bei $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen

Beim Vergleich der Versuchsergebnisse zeigt sich bei der Variante IK ($\omega = 15^\circ / r = 0.05\text{ mm}$) ein wesentlich längerer Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer als bei den Proben mit größerem Radius. Der Anteil ist von der Lastamplitude abhängig und nimmt bei den Proben, die bei hohen Lasten geprüft wurden, über 90% der Gesamtlebensdauer der Probe ein. Hierdurch weist diese Variante mit $k = 3.5$ eine deutlich steilere Neigung der Bruchwöhlerlinie im Vergleich zu den anderen Probenvarianten auf. Die Neigung der Anrisswöhlerlinie liegt im Gegensatz zur Bruchwöhlerlinie bei allen Varianten in einem engen Bereich von $6.2 \leq k \leq 7.0$.

Ein Einfluss des Kerböffnungswinkels oder des Kerbradius auf den Abknickpunkt kann auf Basis der durchgeführten Versuche nicht ermittelt werden. Dieser liegt bei allen Varianten in einem Schwingenspielzahlbereich von $3 \cdot 10^6 \leq N_k \leq 4 \cdot 10^6$, Bild 4.7. In diesem Bereich zeigen sich auch die größten Unterschiede in der Schwingfestigkeit der Proben. Bedingt durch die unterschiedlichen Neigungen der Bruchwöhlerlinien laufen die Wöhlerlinien bei höheren Lastamplituden zusammen.

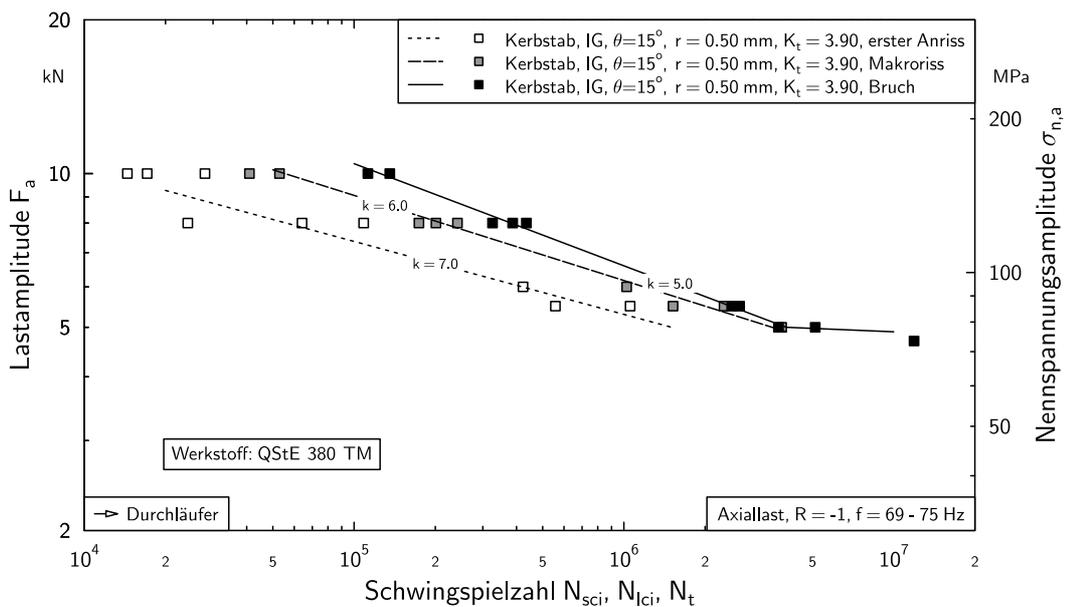


Bild 4.3: Wöhlerlinien der Variante IG

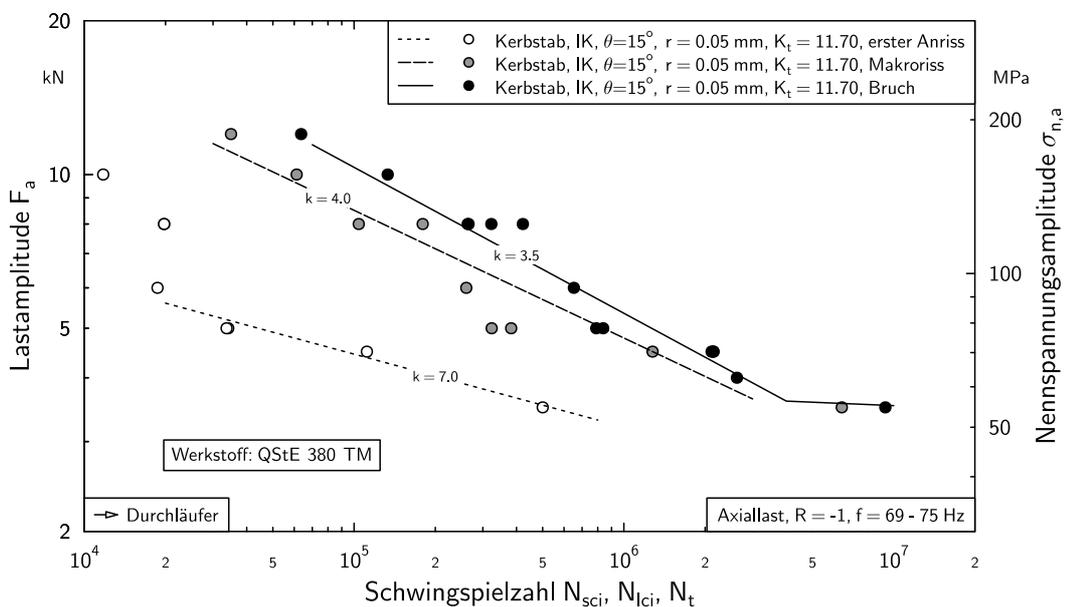


Bild 4.4: Wöhlerlinien der Variante IK

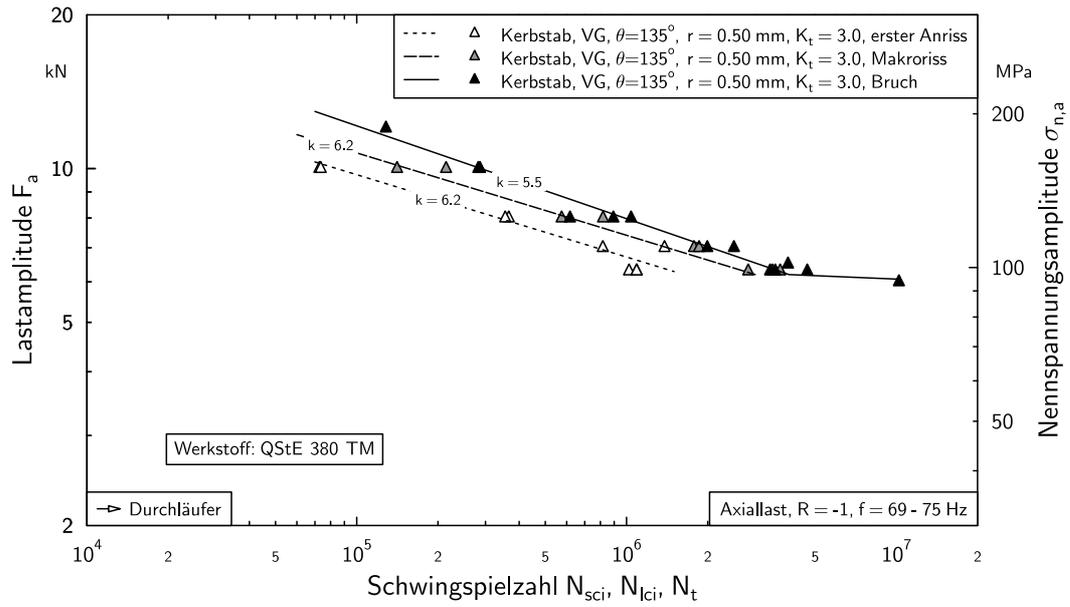


Bild 4.5: Wöhlerlinien der Variante VG

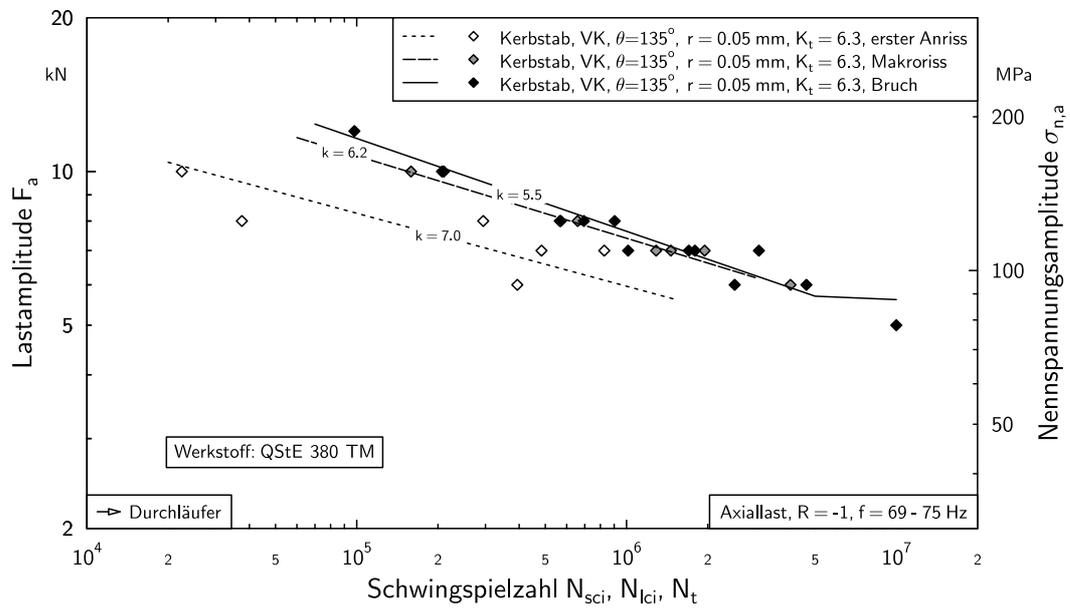


Bild 4.6: Wöhlerlinien der Variante VK

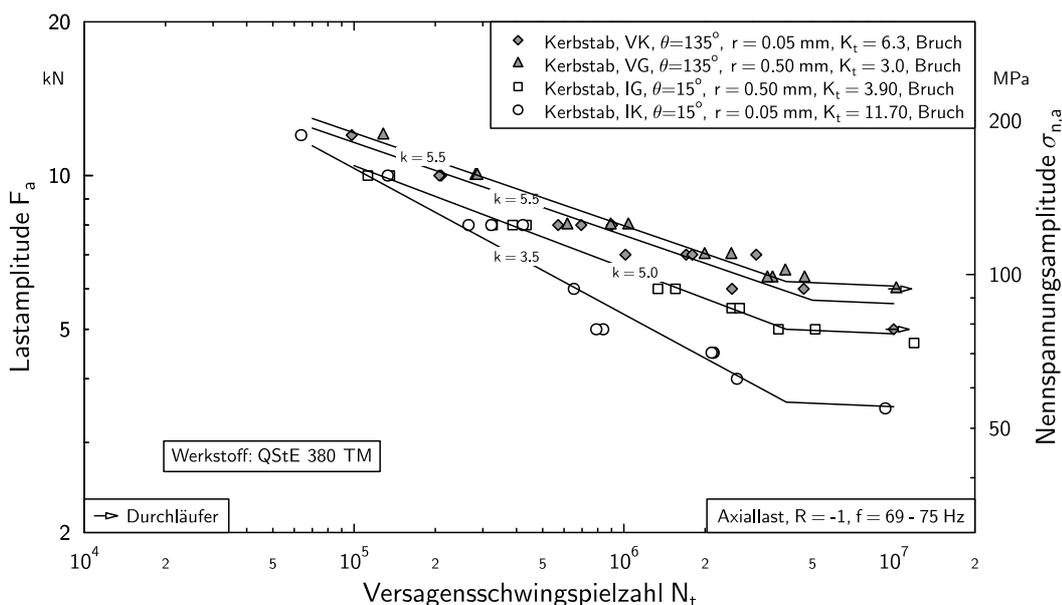


Bild 4.7: Vergleich der Bruchwöhlerlinien aller Varianten der gekerbten Proben

4.1.3 Fraktographie

Bei den bis zu der Grenzwöhlerlinie $N_G = 10^7$ ohne Bruch geprüften Proben (VK6 und VG3) konnte nur an Probe VK6 ein Anriss während des Versuchs mittels der Zinkoxidpaste identifiziert werden. In metallographischen Schliffrissen wurden jedoch an beiden Proben stellenweise mehrere parallele Anrisse mit einer Tiefe im Bereich von $20\mu\text{m} \leq a \leq 50\mu\text{m}$ ermittelt.

Die ermittelten Risstiefen korrelieren gut mit der Anrisstiefe, die bei Probe IG11 ermittelt wurde. Diese Probe wurde nach einem erkennbaren Anriss ausgebaut und die Risslänge und Risstiefe bestimmt. Auf der Kerboberfläche zeigten sich hierbei mehrere, parallel versetzte Anrisse, die eine maximale Risslänge von ca. $2c = 2\text{mm}$ aufwiesen. In einem Schliff der Probe konnte eine Risstiefe von ca. $a \approx 100\mu\text{m}$ festgestellt werden.

4.2 Längssteifen

Der Einfluss der Schweißzugspannungen auf die Schwingfestigkeit wurde experimentell an geschweißten Längssteifen untersucht, da dieser Probenform in der Literatur hohe (Zug-)Schweißzugspannungen zugesagt wird, siehe Abschnitt 3.4.3.

4.2.1 Fertigung und Charakterisierung

Die Dimensionen der Längssteifen wurden in Anlehnung an in der Literatur vorhandene Untersuchungen [Son94] gewählt, siehe Abschnitt 3.5. Das Grundblech der Proben hat eine Länge von $l_G = 500\text{mm}$ und eine Breite von $b_G = 60\text{mm}$. Die beidseitig aufgeschweißten Steifen weisen eine Länge von $l_S = 150\text{mm}$ und eine Höhe von $h_S = 30\text{mm}$ auf, Bild 4.8. Die Blechdicke beträgt jeweils $t = 12\text{mm}$.

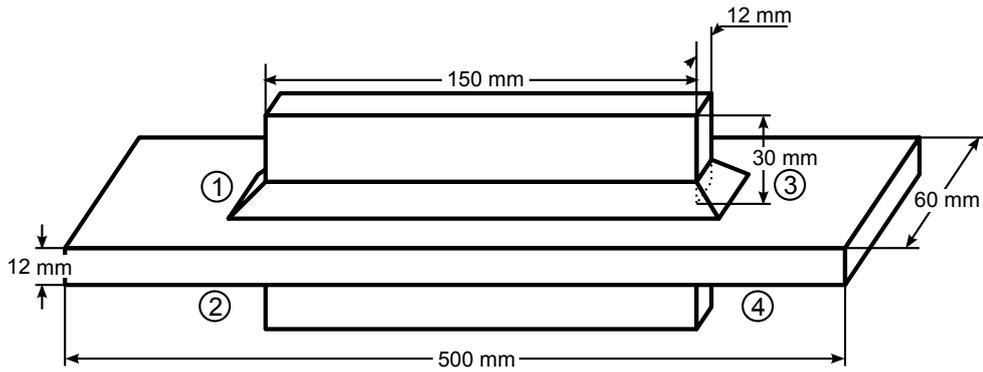


Bild 4.8: Geometrie der Längssteifen

R_m	$R_{p0.2}$	$A_{5\%}$
690 MPa	460 MPa	17

Tabelle 4.4: Mechanische Kennwerte des Werkstoffs S 460 NL

Die Proben wurden aus dem Werkstoff S 460 NL (Werkstoff-Nr. 1.8903) gefertigt. Die chemische Zusammensetzung nach DIN EN 10 204 sowie die mechanischen Kennwerte des Werkstoffs sind in Tabelle 4.4 und 4.5 zusammengefasst.

Im Anlieferzustand war das Blech mit einer Walzhaut überzogen. Diese wurde über Reinigungsstrahlen im Bereich der Schweißung entfernt. Das Grundblech und die Steifen wurden aus den Tafeln in Walzrichtung entnommen. Vor dem Schweißen wurden die unteren Kanten der Steifen mit einem Winkel von 45° angefast, so dass ein Vollanschluss über eine DHY-Naht realisierbar war. Die Schenkellänge der Fase betrug 5 mm. Die Steifen wurden über zwei Heftpunkte an die Längsbleche geheftet. Der Abstand zwischen der Stirnseite der Steife und dem Längsblech betrug 2 mm.

Die dreilagige Schweißung wurde mit einem MAG-Schweißgerät unter Verwendung eines Schutzgases der Klasse M21 (82% Ar, 18% CO_2) robotergestützt verschweißt. Als Zusatzwerkstoff zum Schweißen der Proben wurde ein Draht aus dem Werkstoff G4 Si 1 (SG 3) (Werkstoffnummer 1.5130) mit einem Durchmesser von $d = 1.2 \text{ mm}$ verwendet. Die Schweißparameter sowie die Schweißreihenfolge sind in einem Schweißprotokoll festgehalten, Anhang B.

An den Proben existieren vier Umschweißungen, die bei den Schwingfestigkeitsversuchen konkurrierende Versagensorte darstellen, Bild 4.8. Für eine Vereinfachung der während der Schwingfestigkeitsversuche geplanten Anrisserkennung wurden die Nahtübergangskerben an drei Seiten mit Korundscheifstiften ausgerundet, Bild 4.9. Die Ausschleiftiefe betrug ca.

C	Si	Mn	P	S	Al	Cr
0.20	0.60	1.0-1.7	0.025	0.02	0.02	0.30
0.10	0.55	0.80	0.20	0.025	0.05	0.05
Mo	Cu	Ni	V	N	Nb	Ti

Tabelle 4.5: Chemische Zusammensetzung des Werkstoffs S 460 NL nach DIN EN 10 204

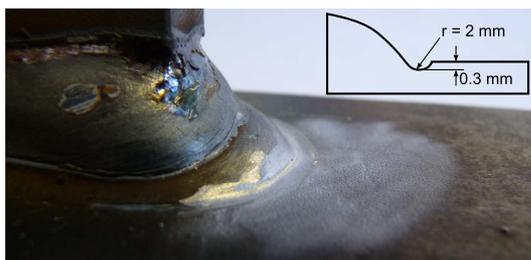


Bild 4.9: Ausschleifen der Nahtübergangsradien an den Umschweißungen 2–4

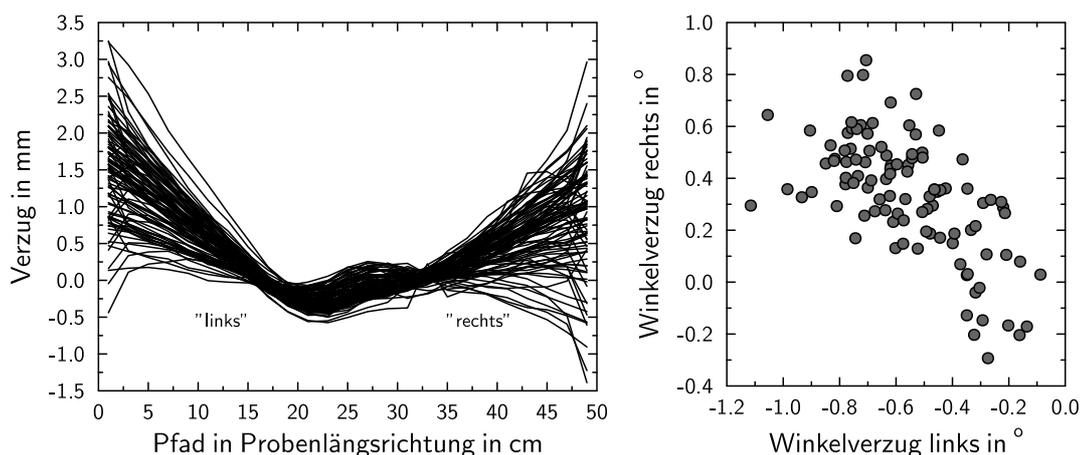


Bild 4.10: Vermessener Verzug der Längssteifen und daraus resultierender Winkelverzug für den rechten und linken Schenkel

0.3 mm, der Radius ca. 2 mm. Durch die Vergrößerung des Nahtübergangsradius ist gewährleistet, dass das Versagen immer an einer Umschweißung startet. Hierfür wurde das Steifende „1“ gewählt, das bei der Fertigung zuerst umschweißt wurde.

Für die experimentellen Untersuchungen lagen insgesamt 103 Proben vor. Von diesen wurden 35 Proben bei einer Temperatur von 580°C für 26 Stunden spannungsarm gegläht.

An allen Längssteifen wurde der Verzug senkrecht zur Grundplatte mit einer Messuhr ermittelt. Für beide Probenschenkel wurde in einem Bereich von 50 mm von Probenende bis zu einem Abstand von 25 mm vor der Steife ein mittlerer Winkelverzug berechnet, Bild 4.10. Es zeigt sich eine Streuung des Winkelverzugs im Bereich von $-0.2^{\circ} \leq \alpha \leq 1^{\circ}$ Grad. Der linke Schenkel wies einen im Mittel ($\alpha = 0.57^{\circ}$) größeren Verzug auf, als die rechte Seite ($\alpha = 0.33^{\circ}$). Der maximale Winkelverzug der gesamten Probe betrug $\alpha = 2.0^{\circ}$. Eine Korrelation zwischen der Reihenfolge der Probenfertigung und dem Verzug konnte nicht identifiziert werden.

Der Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel im Bereich der Umschweißung wurde an einzelnen Proben über Schlibbilder und Konturmessungen mit einem Hommelwerke C8000 Konturmesssystem mit einer Auflösungsgenauigkeit von 1/1000 mm erfasst, Bild 4.11. Bei einem Großteil der Proben variiert der Nahtübergangsradius im Bereich von $r = 0.02\text{ mm}$ bis zu $r = 0.07\text{ mm}$, Tabelle 4.6 und der Nahtanstiegswinkel zwischen $\theta = 30^{\circ}$ bis zu $\theta = 85^{\circ}$. Bei wenigen Proben liegt hingegen ein sehr flacher Nahtanstiegswinkel ($\theta = 20^{\circ}$) und ein großer Übergangsradius ($r = 0.55\text{ mm}$) vor. Ein fertigungstechnischer Grund für den flachen Nahtanstiegswinkel und den großen Nahtübergangsradius dieser Proben konnte nicht identifiziert werden.

Probennummer	Nahtübergangsradius	Messverfahren
23	0.065 mm	Konturmessung
	0.056 mm	
	0.045 mm	
23	0.020 mm	Schliff
A	0.025 mm	Konturmessung
	0.037 mm	
	0.050 mm	
64	0.550 mm	Schliff
24	0.035 mm	Schliff

Tabelle 4.6: Gemessene Nahtübergangsradien an den Längssteifen

Die lokale Härteverteilung im Bereich der Schweißnaht wurde über Makrohärtemessungen (HV1) ermittelt, Bild 4.12. Bei den Proben im Schweißzustand zeigte sich hierbei eine maximale Härte im Bereich der Wärmeeinflusszone von bis zu 410 HV1. Bei den Proben im spannungsarm geglühten Zustand ist die Maximalhärte auf ca. 340 HV1 reduziert. Das Spannungsarmglühen hat zudem eine Reduktion der Härte in den anderen Gefügebereichen von ca. 15% zur Folge.

Im Bereich der versagensrelevanten Nahtübergangskerbe befindet sich der Übergang von Schweißgut und Wärmeeinflusszone. In diesem Bereich wurde die Mikro Härteverteilung (HV01) erfasst, Bild 4.13. Wie auch in der Makrohärtemessung zu sehen, zieht sich die Wärmeeinflusszone bis an die Oberfläche des Grundblechs. Hierdurch ergibt sich im Bereich der versagensrelevanten Nahtübergangskerbe ein sehr hoher Härtegradient.

Auf Basis der Makro- und Mikro Härtemessung lassen sich die Gefügebereiche für die Proben im Schweißzustand und die spannungsarm geglühten Proben vereinfacht in vier Zonen mit konstanter Härte darstellen, Bild 4.14.

Die zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven des Grundwerkstoffs und der Wärmeeinflusszone wurden experimentell an taillierten, zylindrischen Proben mit einem Durchmesser von $d = 7 \text{ mm}$ in dehnungskontrollierten Versuchen ermittelt [Var+11]. Das WEZ-Gefüge wurde mit einer Gleeble-Maschine erzeugt, indem eine definierte Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeit auf die Proben aufgebracht wurde. An mehreren Proben wurden stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Hysteresen bei definierten Dehnungsamplituden ermittelt, Bild 4.15.

4.2.2 Versuchsvorbereitung

Im Vorfeld der Schwingfestigkeitsversuche wurden die Längssteifen nach ihrem Verzug sortiert. Beginnend von den Proben mit hohem Verzug wurden diese fünf Versuchsreihen zugeordnet. Hierdurch war gewährleistet, dass in jeder Versuchsreihe ein repräsentativer Ausschnitt der Grundgesamtheit der Proben in Bezug auf den Verzug vertreten war. Bei der Versuchsplanung einer Versuchsserie wurde ebenso auf eine Durchmischung der Proben geachtet und somit eine zufällige Korrelation zwischen Verzug und Lasthorizont verhindert.

Die Schwingfestigkeitsversuche wurden auf einem 25 Tonnen-Resonanzpulser der Firma

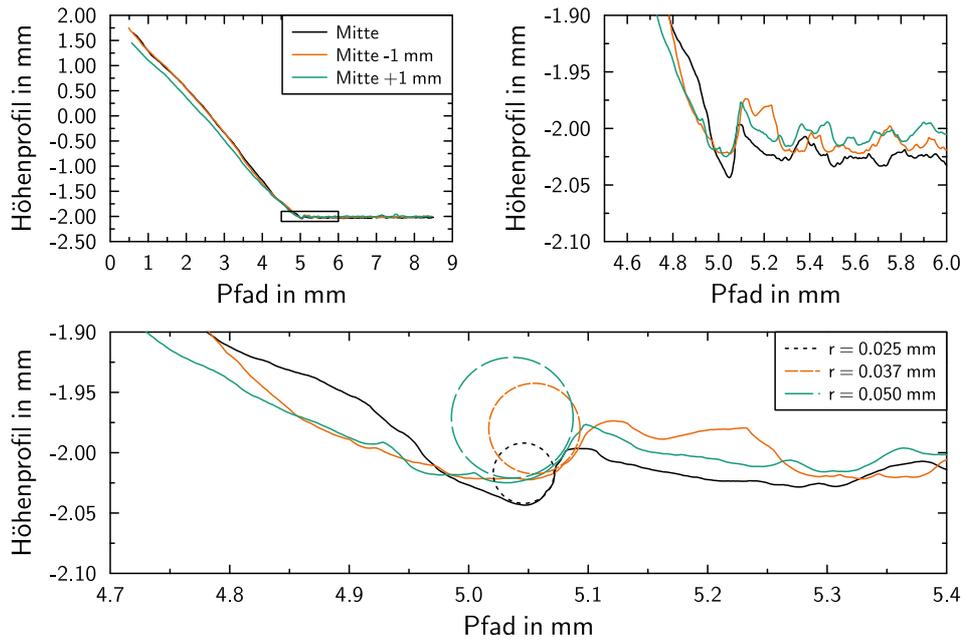


Bild 4.11: Konturmessung zur Bestimmung der lokalen Nahtübergangsradien und Nahtanstiegswinkel

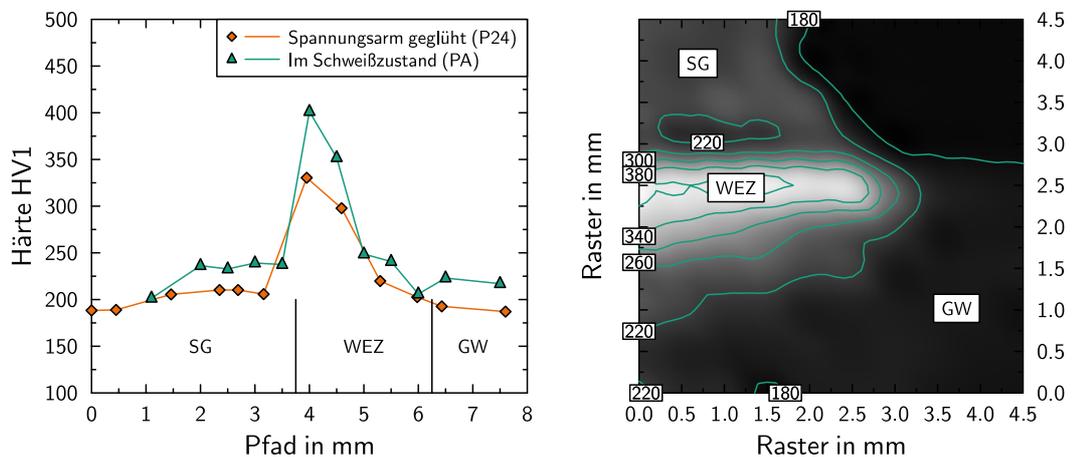


Bild 4.12: Härteverlauf (HV1) spannungsarm geglähter Proben und Proben im Schweißzustand (links) und 2D-Härteplot einer Probe im Schweißzustand (rechts)

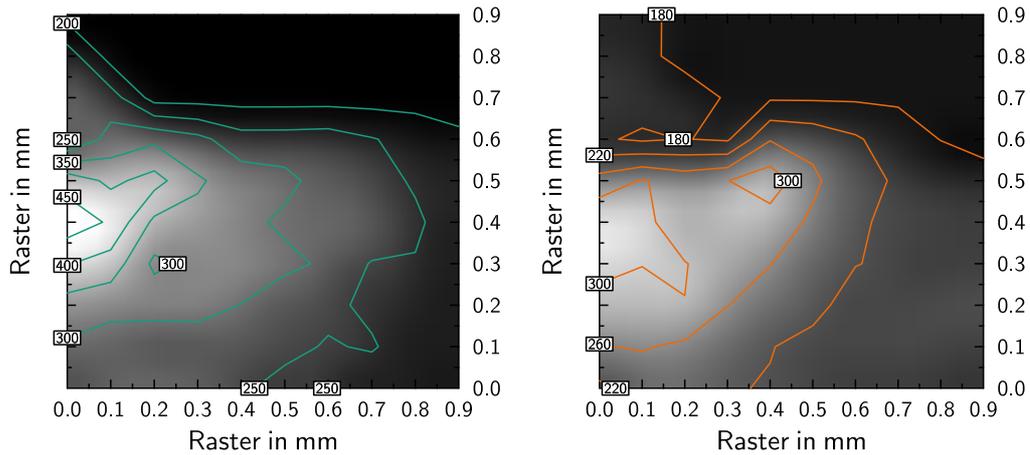


Bild 4.13: 2D-Härteplot (HV1) einer Probe im Schweißzustand (links) und spannungsarm geglähter Proben (rechts)

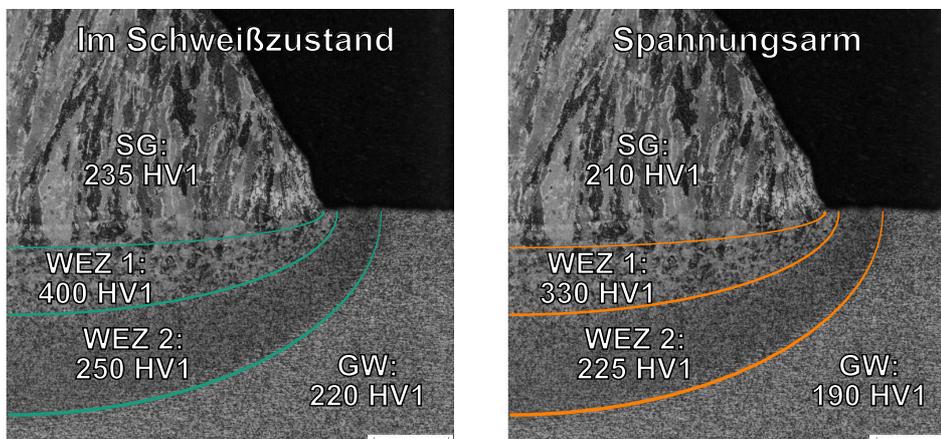


Bild 4.14: Vereinfachte Abbildung von Gefügezonen mit konstanter Werkstoffhärte

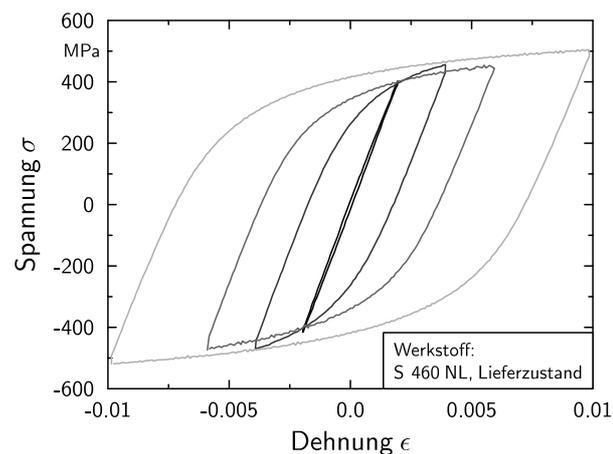


Bild 4.15: Experimentell ermittelte Spannungs-Dehnungs-Hyteresen des Grundwerkstoffs S 460 NL

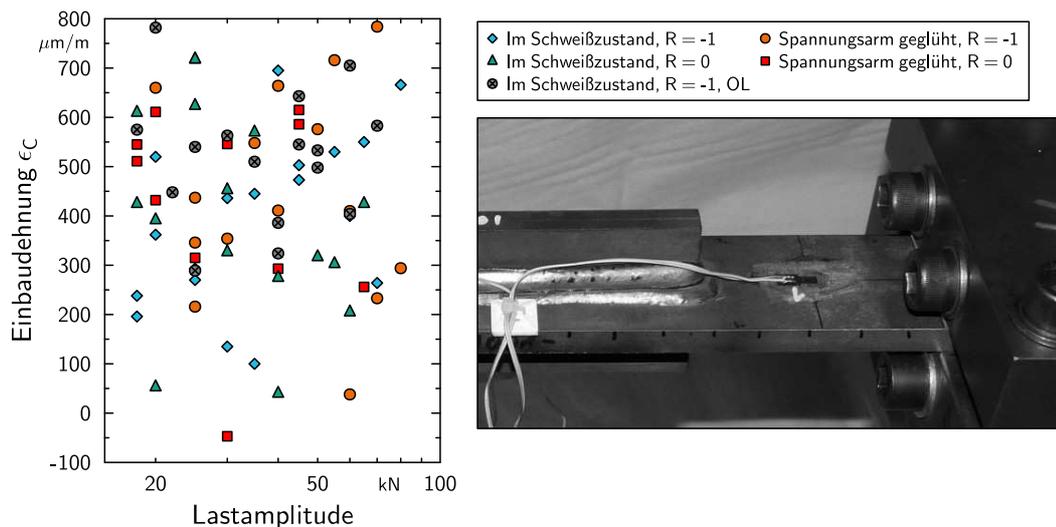


Bild 4.16: Dehnungsmessstreifen zur Messung der verzugsbedingten Einbaudehnung und Durchmischung der Proben in Bezug auf die Lastamplitude

Schenk kraftkontrolliert durchgeführt. Die Prüffrequenz betrug zwischen $f = 31 \text{ Hz}$ und $f = 35 \text{ Hz}$. Die Proben wurden auf jeder Seite über zwei Klemmbanken eingespannt. Da an den Probenenden die Kanten durch ein Abschlagen der Tafeln im Walzwerk teilweise deformiert waren, erfolgte die Klemmung nur in einem Bereich von 20 mm bis 80 mm von der Probekante.

Vor den Schwingfestigkeitsversuchen wurden die Proben nicht gerichtet. Aus diesem Grund entstanden beim Einspannen Einbauspännungen, die sich den Lastspännungen während des Versuchs überlagerten. Diese wurde über Dehnungsmessstreifen gemessen, die mittig zwischen Schweißnaht und Einspannbake appliziert waren, Bild 4.16 (rechts). Im Vergleich zeigt sich eine gute Durchmischung zwischen gemessener Einspanndehnung und Lastamplitude des Einzelversuchs, 4.16 (links).

Die beim Einspannvorgang gemessenen Dehnungen korrelieren mit dem Winkelverzug der Proben, Bild 4.17. Die beobachtete Streuung in der nahezu linearen Korrelation zwischen Winkelverzug und Dehnung kann auf mehreren Faktoren beruhen: Die durch das Abschlagen der Tafeln vorhandene Deformation der Kanten überstieg bei einigen Proben 20 mm und wurde somit mit gespannt. Zudem wiesen die Tafeln teilweise eine leichte Biegung des Grundbleches auf, die bei der Berechnung des Winkelverzugs nicht berücksichtigt wurde.

4.2.3 Schwingfestigkeitsversuche

An den Längssteifen wurden Schwingfestigkeitsversuche bis zum Versagenskriterium Bruch durchgeführt. Zur Detektion des Anrisses sowie des Rissverlaufs wurde im Bereich der Nahtübergangskerbe eine Zinkoxid-Paste aufgebracht, die bei Rissinitiierung die Farbe wechselt. Die Umschweißung wurde in Intervallabständen mit einer Digitalkamera fotografiert. Hierdurch konnten neben dem Kriterium „Anriss“ (erste optisch erkennbare Veränderung der Zinkoxid-Paste, $2c \approx 2 \text{ mm}$) die Schwingspielzahl bestimmt werden, bei der sich ein Makroriss ($2c \approx 13 \text{ mm}$) bildete und bei der der Riss auf der Oberseite des Grundbleches in den

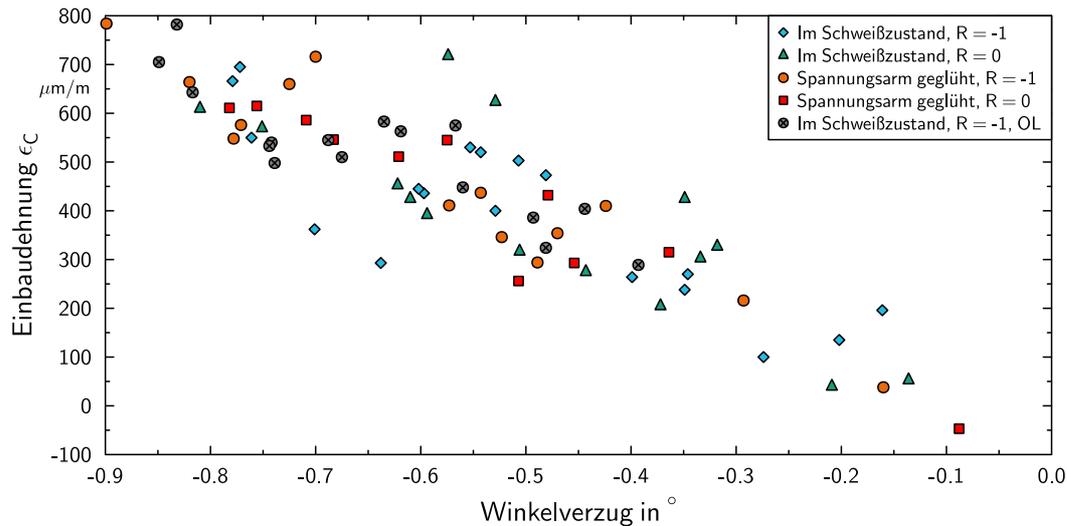


Bild 4.17: Einspanndehnungen in Abhängigkeit des Winkelverzugs

Versuchsreihe	R-Wert	Probenzustand	Lastkollektiv
1	-1	Schweißzustand	CA
2	0	Schweißzustand	CA
3	-1	Spannungsarm geglüht	CA
4	0	Spannungsarm geglüht	CA
5	-1	Schweißzustand	Überlast (OL)

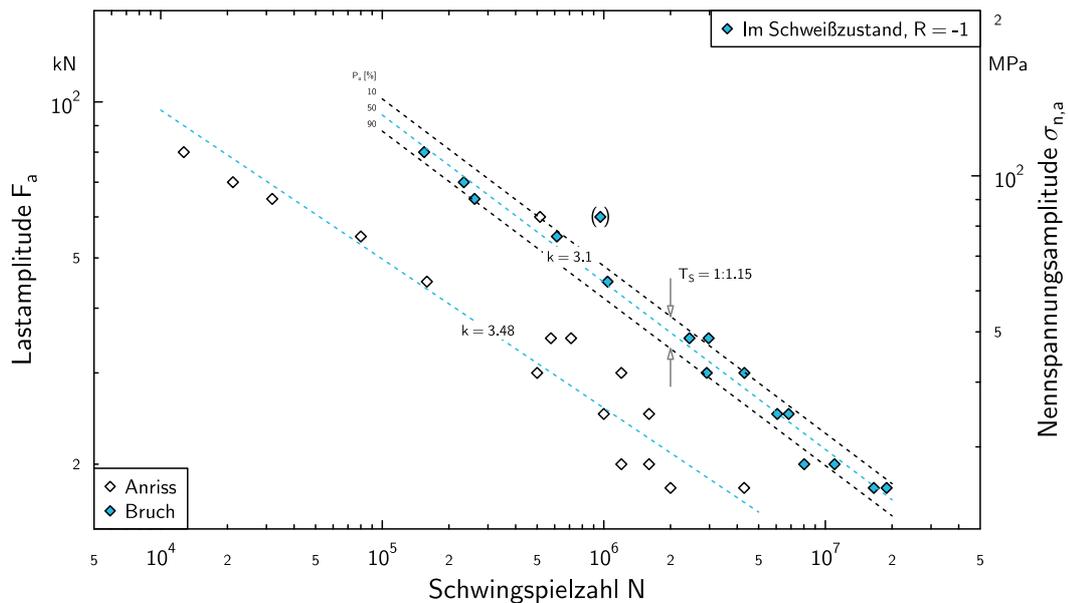
Tabelle 4.7: Schwingfestigkeitsversuche an den Längssteifen

Grundwerkstoff eintrat. Zusätzlich wurden bei jedem Versuch die minimalen und maximalen Dehnungen während der ersten Schwingspiele im eingeschwingenen Zustand der Prüfmaschine aufgezeichnet.

Insgesamt wurden fünf Wöhlerlinien an den Längssteifen ermittelt, Tabelle 4.7. Die Einzelergebnisse sind detailliert im Anhang A zusammengefasst. In den Versuchsreihen 1 und 2 wurden die Steifen im Schweißzustand bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ und $R = 0$ geprüft. In den Reihen 3 und 4 wurden die spannungsarm geglühten Proben untersucht. In der Versuchsreihe 5 wurden die Längssteifen im Schweißzustand mit einer Last von $\Delta\sigma = 120 \text{ kN}$ ($R = 0$) in fünf Schwingspielen vorbelastet und dann bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ und konstanter Spannungsamplitude bis zum Bruch gefahren. Die Grenzwahlszahl wurde auf $N_g = 10^7$ Schwingspiele gelegt. Im Falle eines optisch detektierten Anrisses bei $N_g \leq 10^7$ wurden die Proben weiter bis zum Bruch gefahren.

Auf Basis der Versuchsergebnisse konnten 5 Wöhlerdiagramme auf Basis der Maximum-Likelihood-Methode [SH78] unter Annahme einer logarithmischen Normalverteilung für das Versagenskriterium „erster detektierbarer Anriss“ und „Bruch“ abgeleitet werden, Bilder 4.18 bis 4.22. In der Auswertung wurden einzelne Proben nicht berücksichtigt, da sie einen im Vergleich zu den restlichen Proben signifikant flacheren Nahtanstiegswinkel und größere Nahtübergangsradien aufwiesen. Diese Proben sind in den Wöhlerdiagrammen gekennzeichnet.

Bei einer Schwahlszahl von $N = 2 \cdot 10^6$ beträgt die Mittelspannungsempfindlichkeit

Bild 4.18: Versuchsreihe 1, Proben im Schweißzustand, $R = -1$, CA

Versuchsreihe	$F_{a,2E6,50\%}$ in kN	k	$1 : T_S$	M
1, Schweißzustand, $R = -1$	37	3.1	1.15	0.02
2, Schweißzustand, $R = 0$	35	3.0	1.23	
3, spannungsarm, $R = -1$	46	3.5	1.47	0.33
4, spannungsarm, $R = 0$	35	3.0	1.42	
5, Schweißzustand, $R = -1$	45	3.2	1.21	

Tabelle 4.8: Experimentell bestimmte Schwingfestigkeit und Mittelspannungsempfindlichkeit der Längssteifen für das Versagenkriterium Bruch

der Proben im Schweißzustand $M_1 = 0.02$ und für die spannungsarm geglähten Proben $M_1 = 0.33$. Eine tabellarische Übersicht der ermittelten Wöhlerlinien und Mittelspannungsempfindlichkeiten ist in Tabelle 4.8 zusammengefasst.

4.2.4 Beanspruchungsanalyse

An einzelnen Proben wurde das lokale Last-Dehnungs-Verhalten experimentell ermittelt. Hierfür wurden Dehnungsmessstreifen mit einer Messgitterlänge von 0.6 mm in einem Abstand von 0.3 mm zur Nahtübergangskerbe appliziert, Bild 4.23. Der erste Dehnungsmessstreifen befand sich im Übergangsbereich von Wärmeeinflusszone zu Grundwerkstoff. Ein vierter DMS war mittig zwischen Umschweißung und Einspannung platziert. Für diese Untersuchungen wurden Proben aus der Versuchsreihe 5 genommen, da auf diese eine identische Belastung während der ersten fünf Schwingspiele aufgebracht wurde und somit eine einfache Vergleichbarkeit der gemessenen Kraft-Dehnungs-Verläufe möglich ist.

Vor dem Einspannen der Probe wurden die DMS mit einem Kalibriersprung beaufschlagt

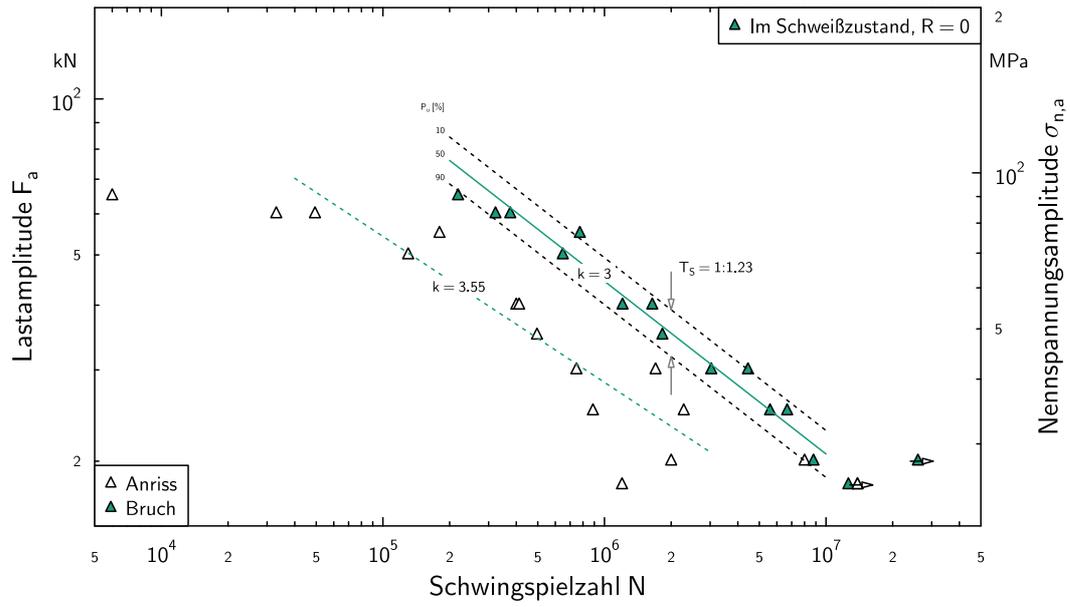


Bild 4.19: Versuchsreihe 2, Proben im Schweißzustand, $R = 0$, CA

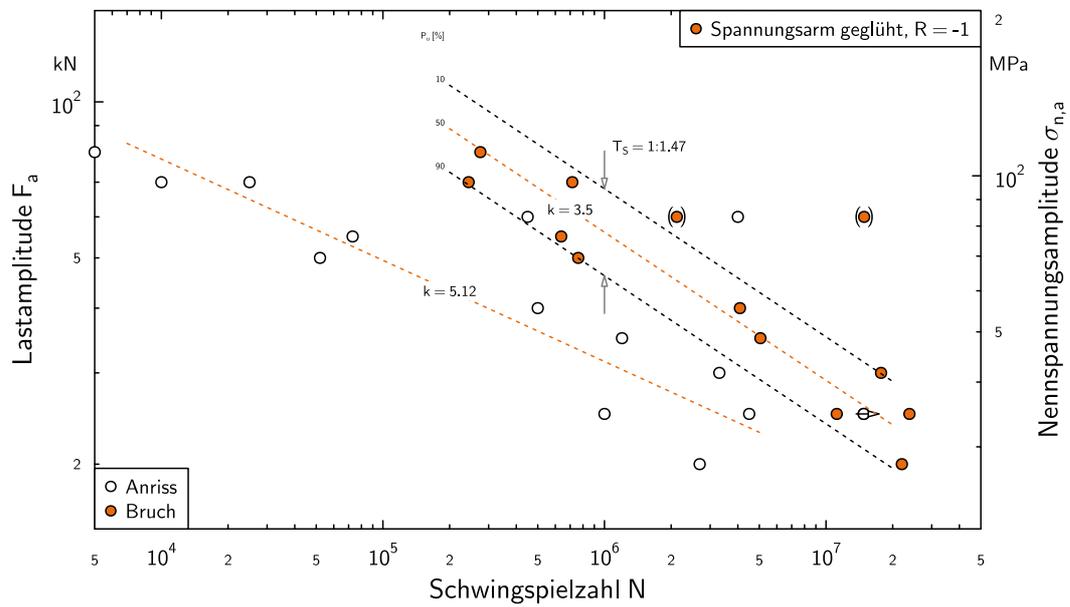
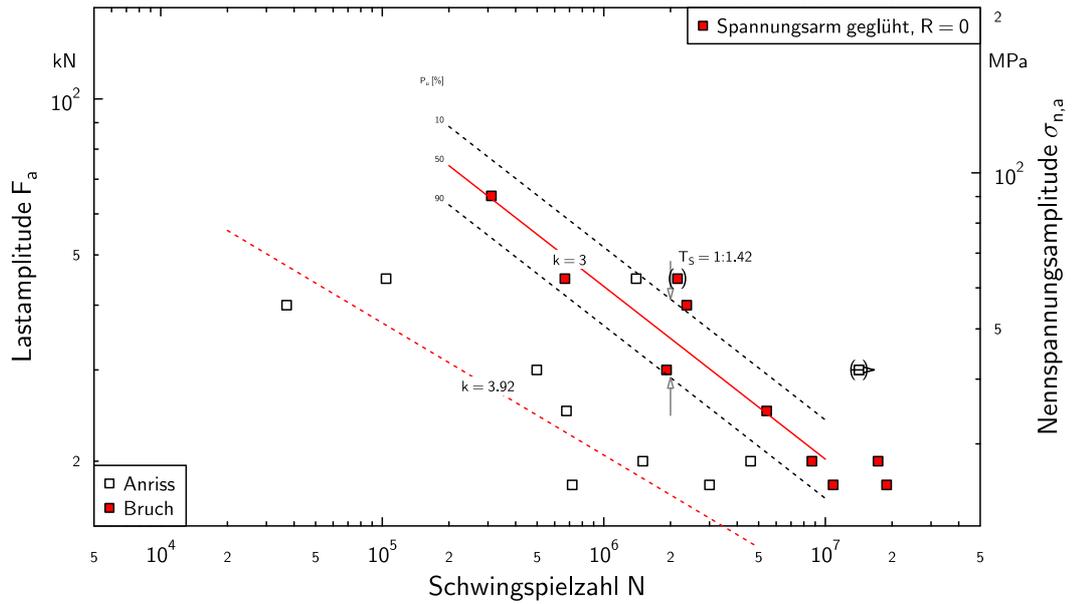
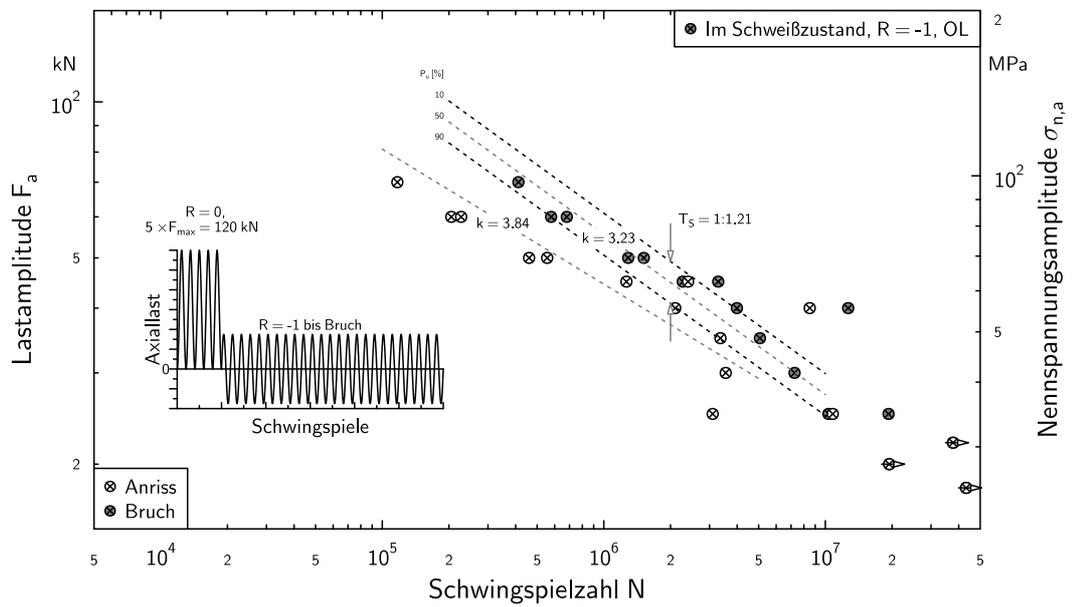


Bild 4.20: Versuchsreihe 3, Proben spannungsarm gegläht, $R = -1$, CA

Bild 4.21: Versuchsreihe 4, Proben spannungsarm gegläht, $R = 0$, CABild 4.22: Versuchsreihe 1, Proben im Schweißzustand, $R = -1$, Überlast

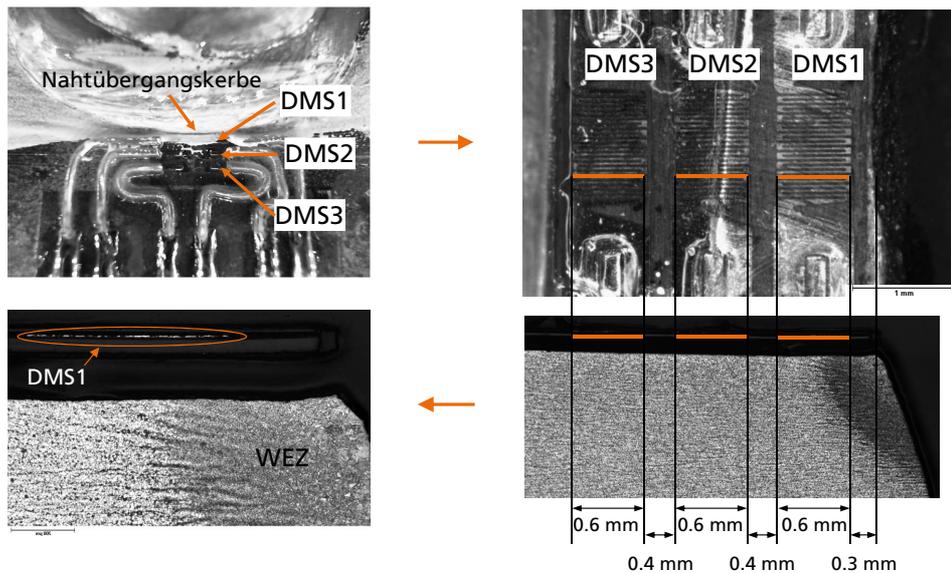


Bild 4.23: Applikation von DMS zur Messung der lokalen Dehnungen während Probeneinbau und Versuchsbelastung

und auf Null gesetzt. Die Dehnungen während des Einbaus und den ersten Lastzyklen wurden fortlaufend aufgezeichnet. Diese sind am Beispiel der Probe 94 dargestellt, Bild 4.24. Es zeigte sich, dass schon während des Einbaus plastische Dehnungen in Nähe der Nahtübergangskerbe entstehen. Dies konnte durch einen anschließenden Ausbau der Probe gezeigt werden, nach dem bei DMS 1 Zugdehnungen im Bereich von $\epsilon = 750 \mu\text{m}/\text{m}$ vorlagen. Durch den Wiedereinbau wurde das vor dem Ausbau vorhandene Dehnungsniveau wieder erreicht. Bei der ersten Belastung ($5 \times \Delta F = 120 \text{ kN}$, $R = 0$) plastifizierte der Werkstoff im Bereich des schweißnahtnahen DMS um bis zu $\epsilon = 9000 \mu\text{m}/\text{m}$. Die anderen DMS zeigten einen wesentlich geringeren Anteil an plastischer Dehnung. In den weiteren Lastzyklen ($\Delta F = 100 \text{ kN}$, $R = -1$) stellte sich ein lineares Last-Dehnungs-Verhalten ein.

Eine genaue Betrachtung der Messwerte zeigte zu Beginn des Einspannvorgangs ein proportionales Verhalten der Dehnungen. Der DMS im Bereich der Nahtübergangskerbe erfuhr die höchsten Dehnungen, der DMS zwischen Schweißnaht und Einspannung die niedrigsten Dehnungen. Auf Basis der durchgeführten Dehnungsmessungen konnte in den Proben eine Art elastische Strukturdehnung im Grundblech für die Lastfälle „Einspannen“ und „Axiallast“ ermittelt werden. Dies erfolgte über eine Angleichung der Dehnungen mittels Faktoren, indem diese durch einen Faktor f erhöht werden, Bild 4.25. Mit einer Normierung auf die Nenndehnung ϵ_n im Blech (gemessen an DMS 4 zwischen Einspannung und Umschweißung) konnten zudem Strukturdehnungsverläufe beim Einspannen und bei Belastung abgeleitet werden, Bild 4.26. Mit diesem Vorgehen konnte zusätzlich der Zeitpunkt identifiziert werden, bei dem ein erstes Plastifizieren im Bereich der Dehnungsmessstreifen auftritt.

4.2.5 Rissfortschrittsuntersuchungen

Neben der Untersuchung des lokalen Werkstoffverhaltens wurde auch der Rissfortschritt an drei Längssteifen bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ untersucht. Hierfür wurden zwei Lasthorizonte ($F_a = 60 \text{ kN}$ und $F_a = 30 \text{ kN}$) gewählt und diese für $N = 20.000$ bzw.

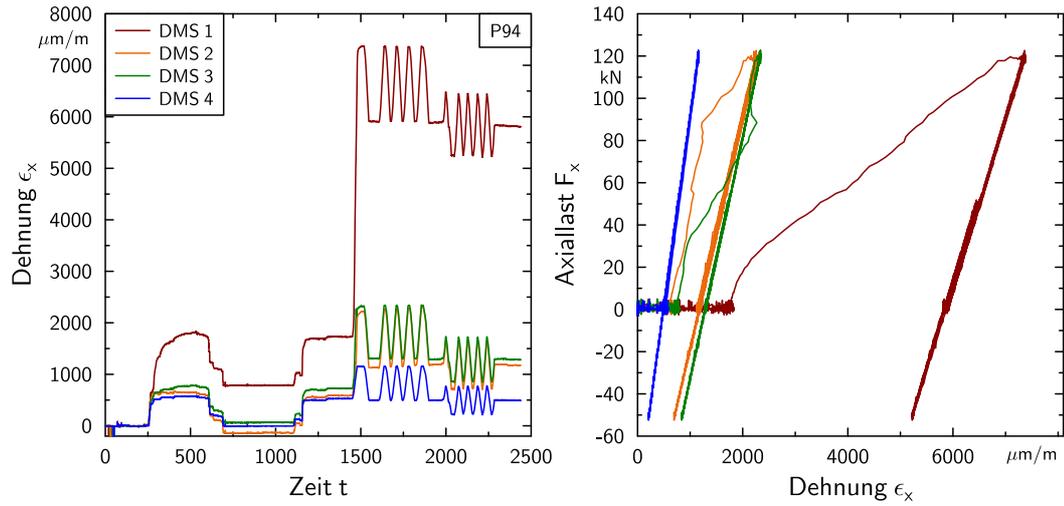


Bild 4.24: Dehnungsverlauf beim Einspannen und Belasten der Probe

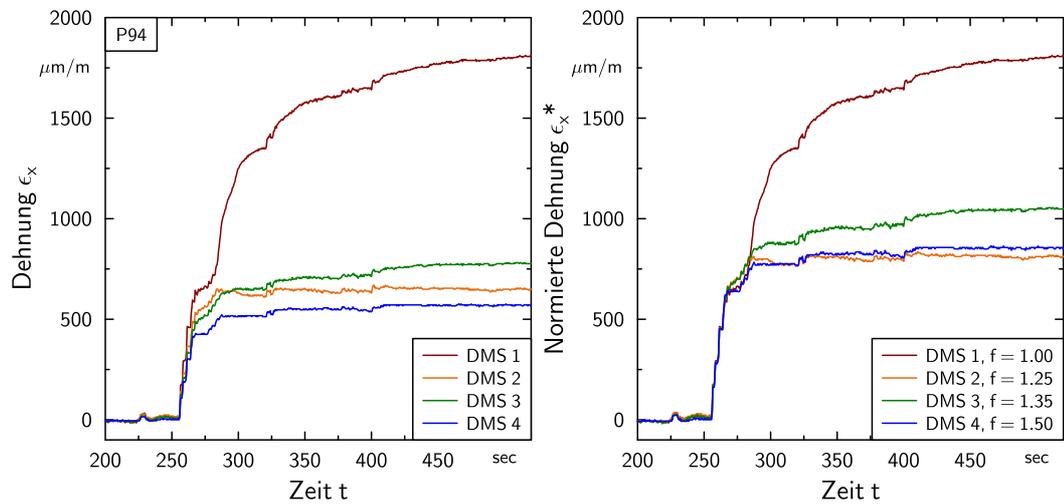


Bild 4.25: Dehnungsverlauf beim Einspannen der Probe P94, realer und normierter Verlauf

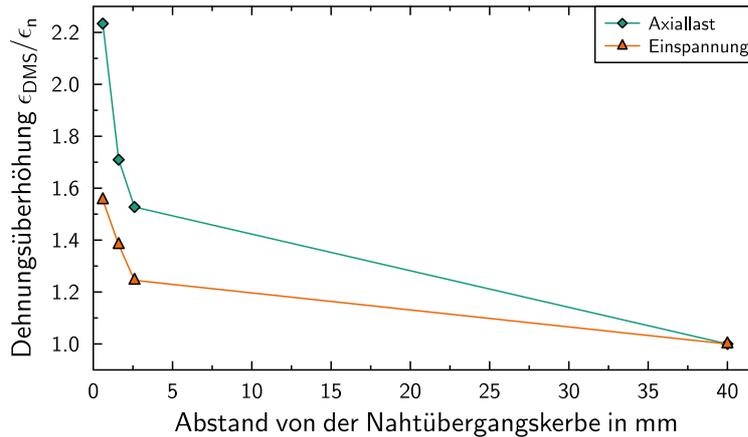


Bild 4.26: Gemessene Dehnungsüberhöhung beim Einspannen und bei Axiallast, normiert auf Nenndehnung und gemittelt aus Messungen an fünf Proben

$N = 200.000$ Lastzyklen aufgebracht. Durch die Wahl dieser Lastparameter ergibt sich bei Zugrundelegung der Paris-Gleichung mit einem Exponenten von $m = 3$ ein in etwa gleich großer Rissfortschritt pro Belastungsblock. Die unterschiedlich hohe Rissfortschrittsrate erzeugte auf der Bruchfläche optisch unterscheidbare Bereiche. Diese konnten auf der Bruchfläche fotografisch dokumentiert und ausgewertet werden. Am Ende des Versuchs war es somit möglich, jedem Belastungsblock ein Rissinkrement zuzuweisen.

Auf der Bruchfläche der Probe erkannte man optisch sehr gut Bereiche unterschiedlich schnellen Risswachstums bei beiden Belastungshorizonten, Bild 4.27. Die Risswachstumsphasen konnten bis zu einer Risstiefe von etwa $a_0 = 0.5 \text{ mm}$ den Belastungsblöcken zugeordnet werden. Bei dieser Risstiefe hat der Riss auf der Oberfläche eine Ausdehnung von ca. $2c = 13.0 \text{ mm}$. Eine weitere Zuordnung hin zu kleineren Risstiefen war nicht möglich, da auf der Bruchfläche die unterschiedlichen Rissfortschrittsraten, vermutlich durch das grobkörnige Gefüge in der WEZ, nicht mehr eindeutig identifiziert werden konnten.

Die aus den Rissfortschrittsuntersuchungen ermittelten a/c Verhältnisse variierten um den Faktor zwei zu Beginn des Makrorissfortschritts, Bild 4.28. Auf Basis der durchgeführten Versuche an drei Proben konnte eine Abhängigkeit zwischen Nahtanstiegswinkel θ und dem initialen Verhältnis von a/c bei $a_0 = 0.5 \text{ mm}$ beobachtet werden. Das kleinere a/c Verhältnis an den Proben mit großem Nahtanstiegswinkel konnte durch eine parallele Rissinitierung über Bereich der hochbeanspruchten Nahtübergangskerbe und einem anschließenden Zusammenwachsen der Risse begründet werden.

Unter der berechtigten Annahme, dass das a/c Verhältnis zwischen den Versuchen mit konstanter Lastamplitude und den Versuchen mit zwei Belastungsblöcken ähnlich ist, konnte den über die Zinkoxidpaste ermittelten Versagenskriterien eine Risstiefe zugeordnet werden. Für das Kriterium „Riss wächst in den Grundwerkstoff“ war diese Zuordnung eindeutig. Für die Probe 97 war dies in Belastungsblock III bei $F_a = 30 \text{ kN}$ der Fall und somit bei über der Hälfte der Gesamtlebensdauer. Für die Risstiefe $a_0 = 0.5 \text{ mm}$, die den Beginn des Makrorissfortschritts definiert, gestaltete sich die Zuordnung zu einer über Zinkoxid ermittelten Risslänge auf der Oberfläche schwieriger. Als Kriterium wurde hierfür die (optische) Bildung eines zusammenhängenden Anrisses gewählt.

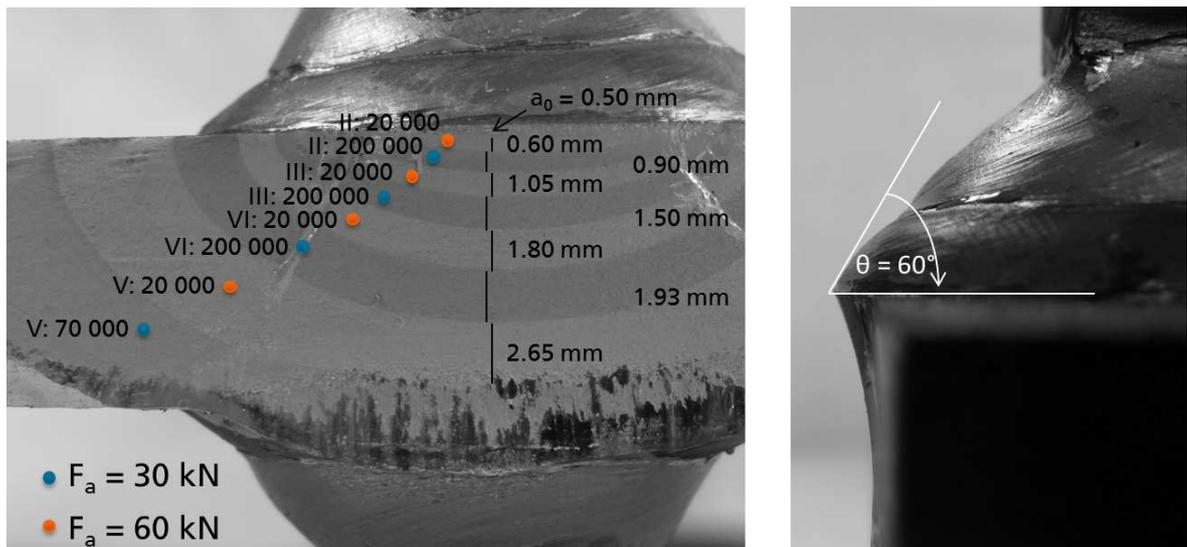
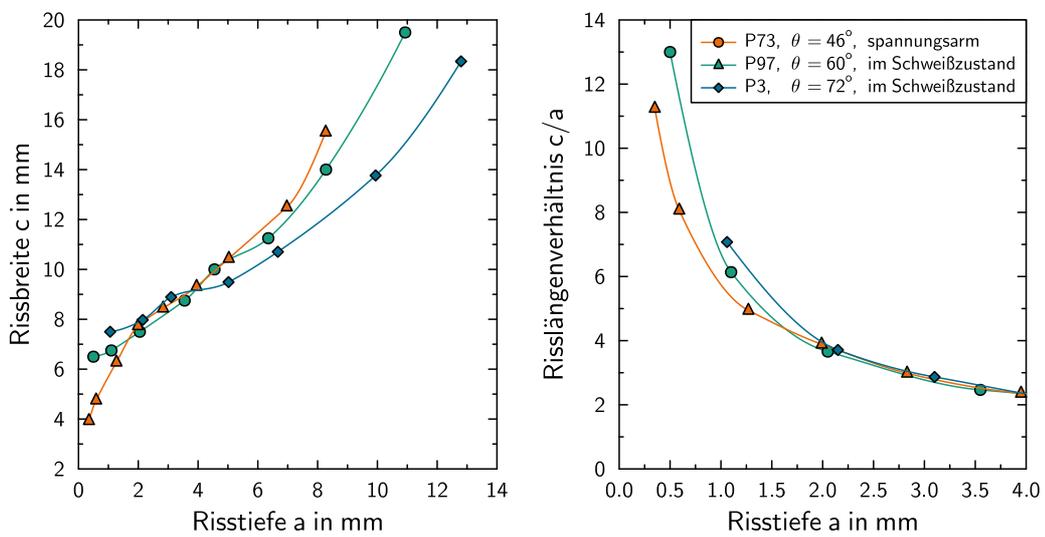


Bild 4.27: Rissfortschrittsuntersuchung an Probe 97, Probe im Schweißzustand

Bild 4.28: Entwicklung der Rissbreite c und Risslänge a während des Makrorissfortschritts

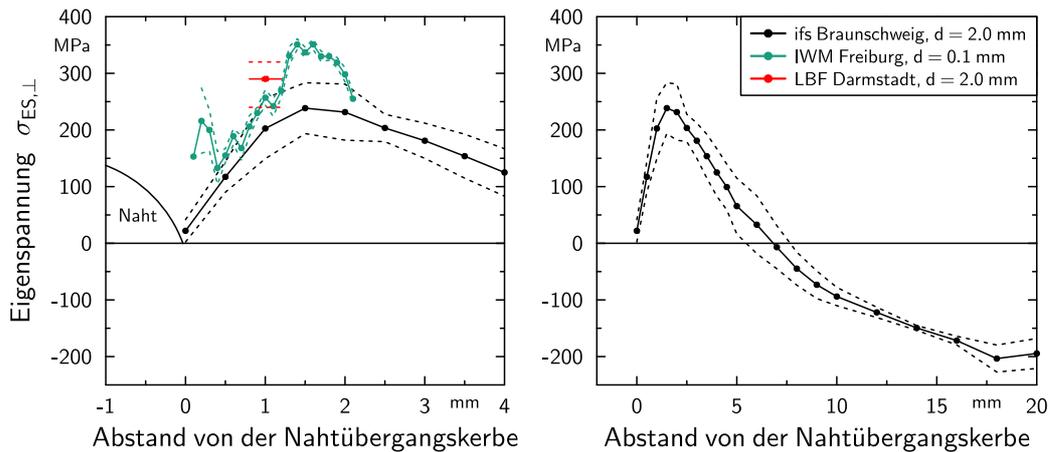


Bild 4.29: Röntgenographisch ermittelte Eigenspannungen an den Längssteifen in Lastrichtung, Mittelwert und Streubreite

4.2.6 Eigenspannungsmessungen

Die Schweißeigenspannungen in den Längssteifen wurden mit röntgenographischen Methoden sowohl im Zustand nach dem Schweißen als auch nach dem Spannungsarmglühen am Fraunhofer IWM gemessen. Im Bereich der WEZ (ca. 1 mm vom Nahtübergang entfernt) wurden im Schweißzustand Eigenspannungen in Lastrichtung zwischen $\sigma_{ES} = 330 \text{ MPa}$ und $\sigma_{ES} = 400 \text{ MPa}$ ermittelt. Die Eigenspannungen quer zur Belastungsrichtung lagen bei ca. $\sigma_{ES} = 100 \text{ MPa}$. Ab ca. 7 mm Entfernung von der Naht lagen Druckeigenspannungen vor, die durch ein Reinigungsstrahlen der Bleche vor dem Schweißen eingebracht wurden. Nach dem Spannungsarmglühen waren beide Spannungskomponenten nahezu vollständig abgebaut.

Ergänzend wurden am Institut für Füge- und Schweißtechnik der Universität Braunschweig (ifs) Eigenspannungsverläufe im Bereich von 0 bis 25 mm vom Nahtübergang gemessen, Bild 4.29. Die Ergebnisse bestätigen die hohen Zugeigenspannungen in Längsrichtung nahe am Nahtübergang und Druckspannungen mit zunehmender Entfernung vom Nahtübergang. Am Nahtübergang selbst zeigen die Messungen am IFS einen starken Abfall, der durch hochauflösende Messungen am Fraunhofer IWM in 1 bis 2 mm Abstand vom Nahtübergang prinzipiell bestätigt werden konnte [Var+11].

Zusätzlich zu den Spannungen im Ausgangszustand wurden auch die Spannungen am Nahtübergang an drei Längssteifen nach unterschiedlichen Schwingenspielzahlen ermittelt, Tabelle 4.9. Es wurden jeweils die Eigenspannungen im losen Zustand (nicht eingebaut), nach dem Einspannen und nach 1, 10 und 5 000 Lastzyklen im Bereich der Wärmeeinflusszone in 1 mm Abstand zum Nahtübergang gemessen. Bei der Probe P54 wurde zudem der Verlauf der Eigenspannungen während einer fünfmaligen Vorlast von 0 kN bis 120 kN ($R = 0$) und anschließender konstanter Lastamplitude bei $R = -1$, wie dies bei der Versuchsreihe 5 durchgeführt wurde, bestimmt.

Die Längssteifen zeigten im nicht eingebauten Zustand Spannungen im Bereich zwischen $\sigma_{ES} = 240 \text{ MPa}$ und $\sigma_{ES} = 320 \text{ MPa}$, Bild 4.30. Durch das Einspannen der Proben ergab sich, bedingt durch den Winkelverzug, ein Anstieg der Spannungen auf bis zu ca. $\sigma_{ES} = 350 \text{ MPa}$. Nach dem ersten Schwingenspiel reduzierte sich die Spannung in unterschiedlicher Weise: Bei der Probe P105 mit der höchsten Spannung nach dem Einspannen reduzierte sich

Probe	Einspannung	Last <i>kN</i>	Zyklen	σ_{ES} , WEZ		Nenndehnung $\mu m/m$
				<i>MPa</i>	$\pm MPa$	
P105	lose	-	-	320/-67*	10/6*	0
	eingespannt	-	-	349/30*	13/6*	623
	eingespannt	± 25	1	285	8	
	eingespannt	± 25	10	283	9	
	eingespannt	± 25	5000	283	12	
P10	lose	-	-	242	17	0
	eingespannt	-	-	313	17	370
	eingespannt	± 55	1	302	15	
	eingespannt	± 55	10	300	14	
	eingespannt	± 55	5000	299	12	
P54	lose	-	-	310	16	0
	eingespannt	-	-	336	15	94
	eingespannt	+120	0.5	371**	20	775
	eingespannt	+120	1	231	20	94
	eingespannt	+120	5	234	21	
	eingespannt	± 55	1	222	19	
	eingespannt	± 55	10	219	18	
	eingespannt	± 55	5000	256	19	
eingespannt	± 55	100000	229	8		

*) Messung mittig zwischen Einspannung und Schweißnaht

***) Messung bei Last $F = 120$ kN

Tabelle 4.9: Ergebnisse der röntgenographischen Eigenspannungsmessungen an Proben im freien, eingespannten und zyklisch belastetem Zustand

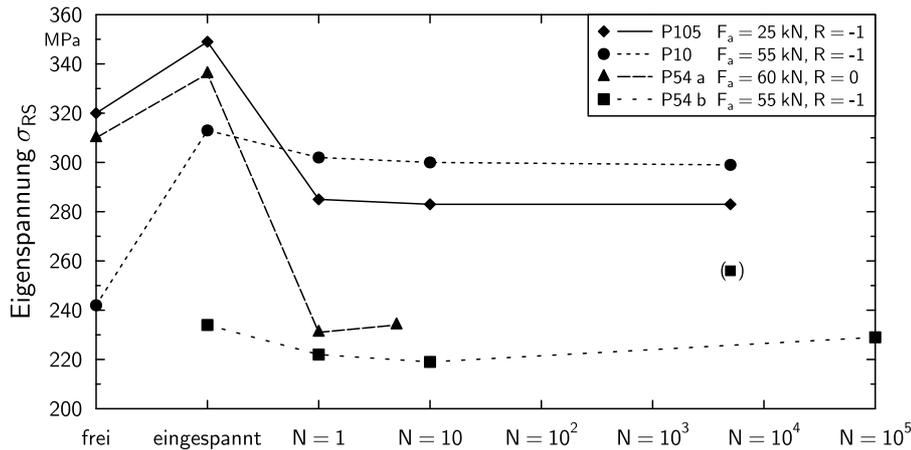


Bild 4.30: Stabilität der Eigenspannungen in der WEZ. Probe nicht gespannt, Probe gespannt und während zyklischer Belastung

beim ersten Schwingspiel von $F = \pm 25 \text{ kN}$ die Spannung auf $\sigma_{ES} = 285 \text{ MPa}$. Bei Probe P10 mit niedriger Ausgangsspannung war nach dem ersten Schwingspiel von $F = \pm 55 \text{ kN}$ nur ein geringer Abbau zu beobachten. Die Längssteife P54 wies nach der Vorbelastung einen deutlichen Eigenspannungsabbau auf $\sigma_{ES} = 231 \text{ MPa}$ auf, der bei weiterer Belastung mit $F = \pm 55 \text{ kN}$ bis hin zu $N = 100\,000$ Schwingspielen stabil blieb.

Die Schwingspielzahlen und Lastamplituden wurden derart gewählt, dass die Messungen in einem anrissfreien Zustand durchgeführt wurden.

Auf Basis der durchgeführten Messungen erweist es sich als schwierig, mittels Röntgendiffraktometrie einen eindeutigen Eigenspannungswert direkt in der Nahtübergangskerbe zu bestimmen. Dies ist einerseits durch den großen Eigenspannungsgradienten in unmittelbarer Nähe zur Nahtübergangskerbe bedingt, der nur durch aufwändigere Messreihen bestimmt werden kann. Andererseits nimmt aufgrund des Grobkorns in der Wärmeeinflusszone die Streuung der Messwerte zu. Auch die Wahl eines kleineren Kollimator-Durchmessers zur Erhöhung der räumlichen Auflösung führt nicht zu einer zuverlässigeren Eigenspannungsbestimmung, da durch die geringere Anzahl an Gefügekörnern im Messbereich die Streuung der Messwerte ansteigt.

Auch mit anderen Messverfahren ist es nicht möglich, eine „eindeutigere“ Ermittlung der Höhe der Schweiß eigenspannung in der Nahtübergangskerbe durchzuführen. Da aber ein Eigenspannungswert notwendige Voraussetzung für die weiteren geplanten Untersuchungen darstellt, muss auf Basis der durchgeführten Messungen ein Eigenspannungswert festgelegt werden. Für eine weitere Bewertung wird ein Wert von $\sigma_{ES} = 250 \text{ MPa}$ verwendet, der einen Mittelwert aus allen Messungen in einem Abstand von 1 mm von der Nahtübergangskerbe darstellt.

5 Schwingfestigkeitsbewertung

In diesem Kapitel werden die Schwingfestigkeitsversuche an den gekerbten, ungeschweißten Flachstäben und den Längssteifen bewertet. Hierfür wird die Gesamtlebensdauer in eine Anriss- und eine Rissfortschrittsphase unterteilt. Die Bewertung der Anrisslebensdauer erfolgt mit linear-elastischen und elastisch-plastischen Konzepten. Der Rissfortschritt der Längssteifen wird mit den Methoden der Bruchmechanik untersucht.

5.1 Anrissbewertung

5.1.1 Randbedingungen und Werkstoffkennwerte

Für die Berechnung der lokalen Beanspruchungen wurden für alle betrachteten Proben dreidimensionale FE-Modelle erstellt. Die Vernetzung erfolgt ausschließlich durch Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion, entweder 20-knotige Hexaeder oder 10-knotige Tetraeder. Die Elementierung der Kerben wurde nach [BB13] vorgenommen. Hierdurch kann eine ausreichende Konvergenz der Kerbspannungen sichergestellt werden.

Als Werkstoffkennwerte für die linear-elastischen Analysen wurde ein Elastizitätsmodul von $E = 210\,000\text{ MPa}$ und eine Querkontraktionszahl von $\nu = 0.3$ verwendet.

Für die Anwendung des Dehnungskonzepts wurden zyklisch-stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurven für die Gefügebereiche Schweißgut (SG), Wärmeeinflusszone (WEZ) und Grundwerkstoff (GW) benötigt. Da nicht für alle Werkstoffe und Gefügezonen experimentell ermittelte Verläufe existieren, wurden diese über das Uniform Material Law (UML) [BS90] abgeleitet. Die hierfür benötigte Zugfestigkeit wurde auf Basis von Härtekennwerten nach DIN EN ISO 18265 [Dina] abgeschätzt.

Im Programmsystem ABAQUS existiert kein Materialmodell, mit dem das zyklische Werkstoffverhalten unter Angabe des zyklischen Verfestigungskoeffizienten K' und -exponenten n' beschrieben werden kann. Es stehen hingegen Materialmodelle zur Verfügung, mit denen eine nicht-lineare kinematische Verfestigung über eine Verfestigungsregel vom Typ Armstrong-Frederick unter Angabe von mehreren Backstress-Tensoren definiert werden kann. Diese Parameter wurden derart ausgewählt, dass eine gute Übereinstimmung des Spannungs-Dehnungs-Verlaufs nach Ramberg-Osgood (mit UML-Kennwerten) und Armstrong-Frederick erzielt wurde, Tabelle 5.1.

5.1.2 Gekerbte, ungeschweißte Proben

5.1.2.1 Berechnung der lokalen Beanspruchungen

Für die Bewertung der Schwingfestigkeit der gekerbten, ungeschweißten Proben wurden linear-elastische und elastisch-plastische Beanspruchungen im Kerbgrund berechnet. Hierzu wurden FE-Berechnungsmodelle aufgebaut und die Formzahlen für die erste Hauptspannung $K_{t,1}$ und die Vergleichsspannung nach von Mises $K_{t,\nu}$ bestimmt, Tabelle 5.2. Für die Anwendung von

Werkstoff	Härte HV10	K' MPa	n'	σ_0 MPa		
QStE 380 TM (GW)	178	940	0.15	250		
S 460 NL (GW)	220	1178	0.15	290		
S 460 NL (SG)	235	1268	0.15	320		
S 460 NL (WEZ 1)	400	2158	0.15	510		
S 460 NL (WEZ 2)	250	1349	0.15	330		
	C_0 ($\cdot 10^3$)	γ_0	C_1 ($\cdot 10^3$)	γ_1	C_2	γ_2
QStE 380 TM (GW)	125	1000	10	49	850	0.15
S 460 NL (GW)	170	1050	13	46	900	0.20
S 460 NL (SG)	200	1150	14	45	900	0.20
S 460 NL (WEZ 1)	400	1300	30	55	1600	0.10
S 460 NL (WEZ 2)	230	1200	17	45	900	0.20

Tabelle 5.1: Werkstoffkennwerte zur Abbildung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens

elastischen Stützwirkungskonzepten wurden die elastischen Spannungen im Nennquerschnitt auf einem Pfad vom Kerbgrund bis zur Probenmitte extrahiert.

Unter Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens wurde die Spannung ermittelt, bei der der Probennennquerschnitt vollständig zu plastifizieren beginnt und darüber die Grenzlastformzahl K_p bestimmt. Diese weicht von der Kerbformzahl $K_{t,v}$ ab, da, bedingt durch die Verfestigung des Werkstoffs im Bereich der Kerben, die Beanspruchung in der Probenmitte geringer ansteigt als es bei einem ideal elastisch-plastischem Werkstoffverhalten der Fall wäre¹.

	IK	VK	IG	VG
$K_{t,1}$	12.3	6.55	4.08	3.10
$K_{t,v}$	11.0	5.90	3.71	2.85
K_p	14.7	7.18	5.06	3.40

Tabelle 5.2: Formzahlen der gekerbten Proben

Das Spannungs-Dehnungs-Verhalten im Kerbgrund der Proben wurde für das Spannungsverhältnis $R = -1$ auf Basis der elastisch-plastischen FE-Berechnungen bestimmt. Vergleichend wurden Last-Kerbdehnungsbeziehungen angewandt, mit denen die Spannungs-Dehnungs-Verläufe im Kerbgrund abgeschätzt werden können. Für eine Gegenüberstellung der Verläufe wurden die Vergleichsdehnung nach Gleichung (3.27) verwendet, die aus dem Dehnungstensor an der Kerboberfläche des FE-Modells berechnet wurden.

Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Ansätze vor allem im Bereich niedrigerer plastischer Dehnungen, Bild 5.1. Der Ansatz nach Neuber mit Korrektur von Seeger und

¹Bei dieser Probenform und reiner Axialbeanspruchung sowie einem ideal elastisch-plastischen Werkstoffverhalten wäre $K_t = K_p$.

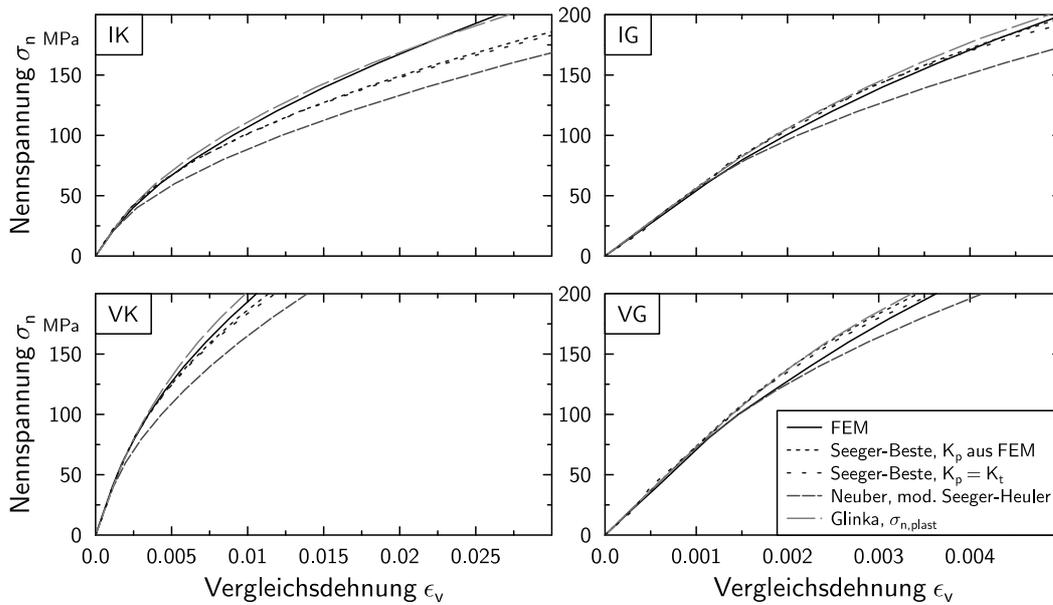


Bild 5.1: Vergleich der berechneten Last-Kerbdehnungsverläufe für eine Erstbelastung mit zyklisch-stabilisiertem Werkstoffverhalten unter Verwendung von $K_{t,v}$

Heuler überschätzt die plastische Dehnungsamplitude. Die Lösungen von Glinka (mit dem Ansatz plastischer Nennspannungen) und Seeger-Beste (mit der aus der FEA abgeleiteten Grenzlastformzahl) weist eine bessere Übereinstimmung mit den FE-Berechnungsergebnissen im Bereich niedriger Dehnungen auf. Die beste Übereinstimmung ergibt sich, auch bei hohen plastischen Dehnungen, mit dem Ansatz von Seeger-Beste unter Verwendung der aus FE-Berechnungen abgeleiteten Grenzlastformzahl. Die Verwendung des auf Basis des ideal elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens abgeleiteten Kennwerts K_p ergibt eine deutliche Überschätzung der plastischen Dehnung.

Für die im Folgenden dargestellte Schwingfestigkeitsbewertung der gekerbten Proben wurden die an dem FE-Berechnungsmodell ermittelten Dehnungsamplituden und Maximalspannungen verwendet.

5.1.2.2 Schwingfestigkeitsbewertung

Eine Bewertung der Versuchsergebnisse wurde mit den berechneten linear-elastischen und elastisch-plastischen Beanspruchungen durchgeführt.

Für eine Schwingfestigkeitsbewertung der gekerbten Proben unter Verwendung linear-elastischer Kerbspannungen müssen Stützwirkungseffekte berücksichtigt werden. Hierzu wurde der Spannungsmittelungsansatz nach Neuber [Neu68] und die Methode des kritischen Abstands nach Taylor [Tay99] verwendet. Auf Basis der FE-Berechnungsmodelle wurden für die beiden Konzepte Stützziffern als Funktion von den Werkstoffkennwerten berechnet, Bild 5.2.

Eine Identifikation der Konzept-bezogenen Werkstoffkennwerte für die beiden Ansätze, der Mikrostrukturgröße ρ^* bzw. des kritischen Abstands a , wurde über zwei unterschiedliche Ansätze durchgeführt:

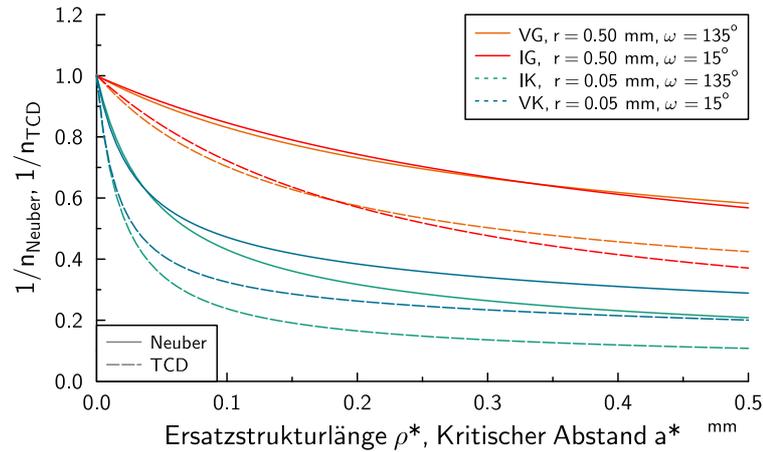


Bild 5.2: Berechnete Stützziffern der gekerbten Proben auf Basis des Neuberschen Spannungsmittelungsansatzes und des Spannungsabstandsansatzes

1. Im Zeitfestigkeitsbereich: Transformation aller Versuchsergebnisse über die inverse Stützziffer. Reduktion des Streumaßes $1 : T_S$ durch eine Variation der Werkstoffkennwerte
2. Im Bereich der sogenannten Dauerfestigkeit: Transformation der ertragbaren lokalen Beanspruchungen am Abknickpunkt der Wöhlerlinie über die inverse Stützziffer. Ermittlung der Werkstoffkennwerte über die Methode der kleinsten Fehlerquadrate

Dies erfolgte jeweils über eine Variation der Größen im Bereich von $0.0\text{ mm} - 0.5\text{ mm}$. Die Kenngrößen wurden jeweils für die drei identifizierten Versagenskriterien „Anriss“ N_{sci} , „Start eines Makrorisses“ N_{lci} und „Bruch der Probe“ N_t ermittelt.

Unter Verwendung aller Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich (1) ergibt sich ein charakteristischer Verlauf des Streumaßes [Mor+08; ZSS12] bei Variation der Werkstoffkennwerte, Bild 5.3. Zuerst erfolgt eine starke Reduktion des Streumaßes und nach dem Erreichen des Minimums ein kontinuierlicher, leichter Anstieg.

Bedingt durch die frühe Rissinitiierung bei den scharf gekerbten Proben der Variante „IK“ liegen die Kenngrößen unter Verwendung der ersten Hauptspannung σ_1 bei einem Kennwert von $\rho^* \approx 0.1\text{ mm}$ und $a \approx 0.03\text{ mm}$. Für die weiteren Versagenskriterien ergibt sich ein größerer Kennwert im Bereich von $0.3\text{ mm} \leq \rho^* \leq 0.4\text{ mm}$ bzw. $0.05\text{ mm} \leq a \leq 0.07\text{ mm}$. Bei der Verwendung der Vergleichsspannung nach von Mises ergibt sich für alle Versagenskriterien ein enger eingegrenzter Wertebereich der Kenngrößen, der im Vergleich zur ersten Hauptspannung bei kleineren Werten liegt. Ein signifikanter Einfluss der verwendeten Vergleichsspannung auf das Streumaß ist nicht zu erkennen.

Die identifizierten Größen lassen sich näherungsweise über den Zusammenhang $\rho^* \approx 4a$ aus der Literatur [TH09] beschreiben. Ein Absolutvergleich der Werkstoffkennwerte ergibt für den Spannungsmittelungsansatz eine gute Übereinstimmung für das Versagenskriterium „erster Anriss“ in [Neu68], Bild 5.4. Für den Spannungsabstandsansatz nach Peterson [Pet74] berechnet sich der kritische Abstand für den Werkstoff zu $a = 0.23\text{ mm}$. Dieser Wert ist jedoch erheblich höher, als der an den Proben ermittelte. Ein möglicher Grund für die Abweichung ist, dass die Werkstoffkennwerte mit einer Näherungsformel identifiziert wurden,

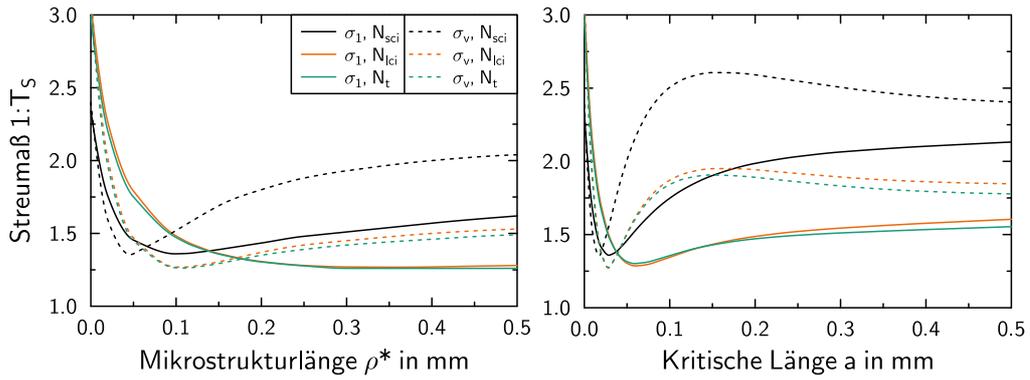


Bild 5.3: Identifizierung der Ersatzstrukturlänge ρ^* und des kritischen Abstands a für unterschiedliche Versagenskriterien auf Basis aller Versuchsergebnisse

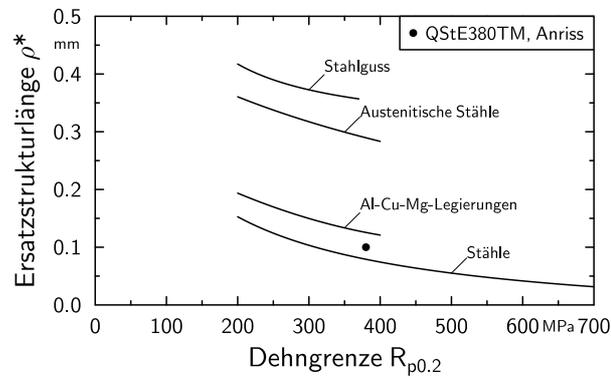


Bild 5.4: Ersatzstrukturlängen nach [Neu68] im Vergleich zu dem ermittelten Werkstoffkennwert

die nur ungenügend [Zha12] den tatsächlichen Spannungsverlauf im Kerbligament abbilden kann, in dieser Arbeit jedoch der Spannungsverlauf aus einem FE-Modell entnommen wurde.

Zusätzlich wurde der Einfluss der Spannungsgradienten auf Basis der FKM-Richtlinie ermittelt. Hierfür wurde einerseits der Spannungsgradientenansatz nach Siebel und Stieler verwendet, wie er in der 5. Auflage von 2003 [Hä+03] beschrieben wird. Andererseits wurde auch das Stützziffernkonzepkt angewandt, welches in der 6. Auflage von 2012 beschrieben ist. Für diese Bewertungen wurden Kennwerte benutzt, die in der jeweiligen Version der Richtlinie empfohlen werden.

Für die auf Basis der ersten Hauptspannung identifizierten Größen von ρ^* und a sind die Konzept-Wöhlerlinien in Bild 5.5 dargestellt. Zusätzlich werden die Versuchsergebnisse mit der 5. Auflage der FKM-Richtlinie (Siebel und Stieler-Ansatz) und der 6. Auflage der FKM-Richtlinie (Stützziffer-Ansatz) bewertet. Bei der Bewertung der Ergebnisse mit den FKM-Ansätzen ist zu beachten, dass die Werkstoffkennwerte nicht auf Basis der Versuchsergebnisse identifiziert, sondern aus der Richtlinie entnommen wurden. Somit ist bei diesen Verfahren eine größere Streuung zu erwarten.

Wie bereits bei der Identifizierung der Kenngrößen für den Spannungsmittelungs- und Spannungsabstandsansatz gezeigt, können die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsversuche in ein sehr schmales Streuband transformiert werden. Bedingt durch die größere Ersatzstrukturlänge und die dadurch größere Integrationslänge bzw. des größeren kritischen Abstands für die Versagenskriterien „Start eines Makrorisses“ N_{sci} und „Bruch der Probe“ N_t liegen die ertragbaren Amplituden bei absolut niedrigeren Werten.

Die mit dem Spannungsgradientenansatz (FKM, 2003) bewerteten Versuchsreihen lassen sich nicht in eine Wöhlerlinie mit geringen Streuband zusammen führen. Mit dem Stützzifferansatz (FKM, 2012) hingegen kann der Einfluss der Spannungsgradienten besser erfasst werden. Die transformierten Versuchsergebnisse weisen eine etwas bessere Übereinstimmung auf.

Neben der Identifizierung der konzeptbezogenen Werkstoffkennwerte über eine Minimierung des Streubandes aller Versuchsergebnisse kann eine Auswertung auch auf Basis von sogenannten Dauerfestigkeiten (2) erfolgen. Hierfür wurden die ertragbare Kerbspannungsamplitude am Abknickpunkt der Wöhlerlinien für alle drei Versagenskriterien verwendet. Diese wurden jeweils mit der inversen Stützziffer multipliziert und über das Verfahren der kleinsten Fehlerquadrate ein Werkstoffkennwert identifiziert, der zu einer best-möglichen Übereinstimmung der Werte führt, Tabelle 5.3.

	Versagenskriterium		
	erster Anriss	Start Makroriss	Bruch
ρ^*	0.090 mm	0.130 mm	0.170 mm
a	0.028 mm	0.037 mm	0.041 mm

Tabelle 5.3: Identifizierte Ersatzstrukturlänge ρ^* und kritischer Abstand a für unterschiedliche Versagenskriterien auf Basis der Beanspruchbarkeiten am Abknickpunkt bei einer Bewertung mit linear-elastischen Beanspruchungen

Mit dieser Auswertemöglichkeit wird nur die Beanspruchbarkeit bei niedrigen Lastampli-

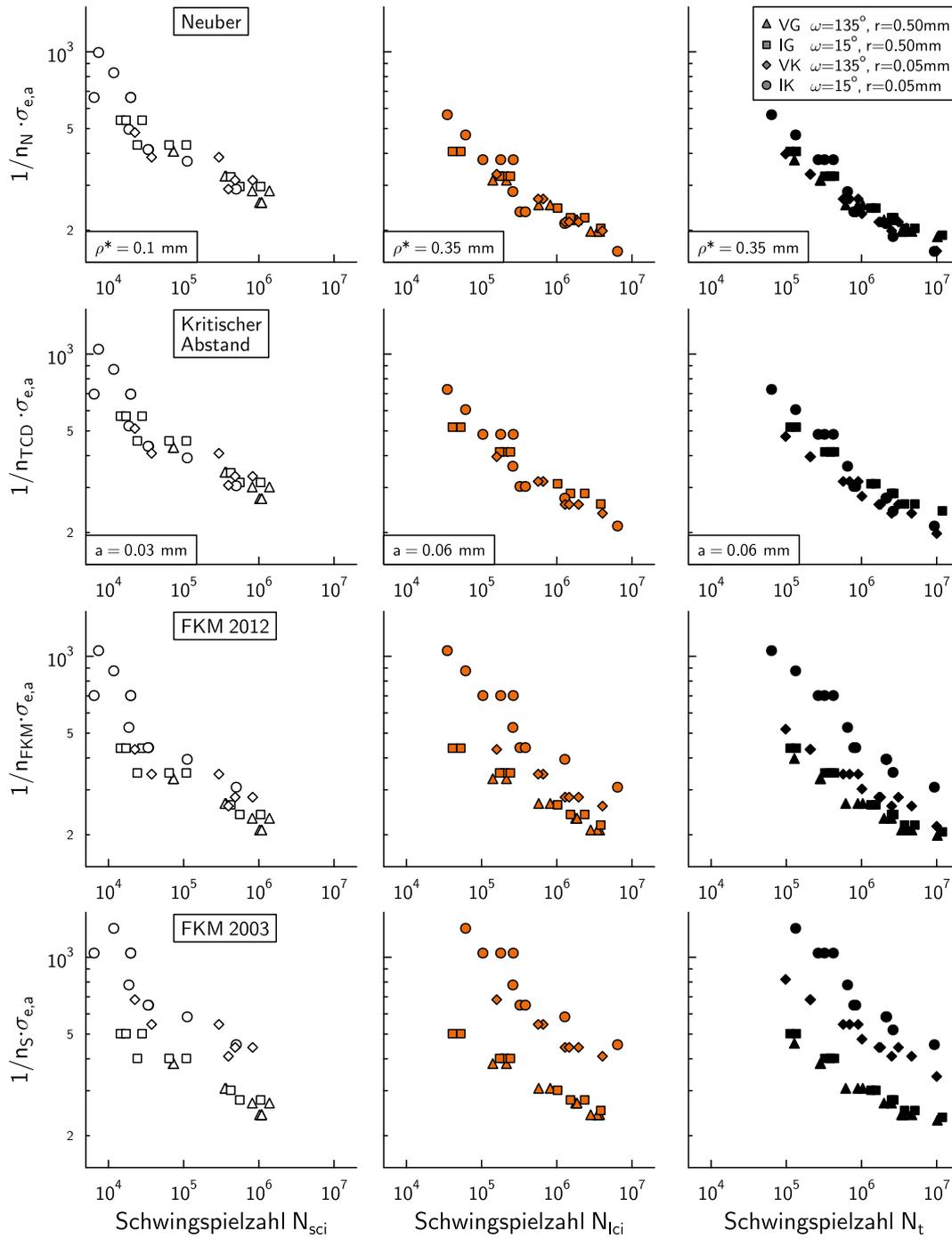


Bild 5.5: Ertragbare effektive Spannungen der gekerbten, ungeschweißten Proben

tuden und somit überwiegend elastischen Kerbspannungen ermittelt. Da dadurch Makrostützeffekte nicht berücksichtigt werden, die bei höheren Lastamplituden verstärkt auftreten, werden geringere Stützziffern bestimmt.

Die Bewertung der ertragbaren elastisch-plastischen Beanspruchungen der gekerbten Proben erfolgt über unterschiedliche Ansätze, Bild 5.6.

Bei einer Gegenüberstellung auf Basis der Dehnungsamplituden zeigt sich, dass durch die Berücksichtigung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens die Versuchsergebnisse der Varianten mit scharfer und milder Kerbe für das Versagenskriterium Anriss zusammengeführt werden, Bild 5.6, „e“. Es bleibt jedoch ein größerer Unterschied zwischen den Varianten mit großem und kleinem Kerbradius bestehen.

Bei der Anwendung des P_{SWT} -Schädigungsparameters können die Versuchsergebnisse der scharf ($\omega = 15^\circ$) und mild ($\omega = 135^\circ$) gekerbten Proben weiter angenähert werden. Hierbei zeigen sich zwei Effekte: Einerseits wird die Neigung der Wöhlerlinien der scharf gekerbten Proben reduziert, da durch die hohen plastischen Dehnungen und die damit verbundene Makrostützwirkung der P_{SWT} -Parameter im Vergleich zu der elastischen Kerbspannung unterproportional mit der Nennspannungsamplitude ansteigt, Bild 5.7. Andererseits nähern sich die Wöhlerlinien der scharf gekerbten Proben über deren gesamten Verlauf an, da die Makrostützwirkung bei diesen Proben insgesamt größer ist.

Es zeigt sich aber, dass durch die Anwendung des P_{SWT} -Parameters die Wöhlerlinien aller Proben noch nicht in Übereinstimmung gebracht werden können. Dies kann dadurch erklärt werden, dass bei einer elastisch-plastischen Bewertung Mikrostützwirkungseffekte auftreten, die zusätzlich berücksichtigt werden müssen, siehe Abschnitt 3.2.2.7.

Eine Bewertung der Mikrostützwirkung bei der Anwendung von Schädigungsparametern kann auf Basis der in der linear-elastischen Analyse bestimmten Kennwerte nach [See96] über eine Multiplikation

$$P_{SWT*} = \frac{1}{n_e} \cdot P_{SWT} \quad (5.1)$$

erfolgen. Hierbei können Stützziffern verwendet werden, die einerseits über alle Versuchsergebnisse im Bereich der Zeitfestigkeit (Z) oder andererseits auf Basis der sogenannten Dauerfestigkeit (D) bestimmt wurden.

Für das Versagenskriterium „Anriss“ ergeben sich, bedingt durch die nahezu gleichen Stützziffern, fast identische Ergebnisse unter Verwendung des Neuberschen Spannungsmittelungsansatzes, Bild 5.6. Die Versuchsergebnisse können für beide Ansätze in gute Übereinstimmung untereinander und auch zu der P_{SWT} -Wöhlerlinie des Grundwerkstoffs gebracht werden.

Für die weiteren Versagensstadien werden bei der Anwendung von Stützziffern wesentlich größere Unterschiede zwischen den Auswertungen (Z/D) erkenntlich. Dies ist durch den hohen Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer insbesondere der scharf gekerbten Proben begründet, da eine Auswertung aller Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich ($n_{N,Z}$) zu einer (rein rechnerisch) größeren Stützwirkung führt. Der Anteil des Rissfortschritts wird über diese Auswertung mit in die Stützziffer aufgenommen. Dadurch wird die Schwingfestigkeit wesentlich überschätzt. Für die Auswertung auf Basis der lokalen Beanspruchbarkeiten am Abknickpunkt ($n_{N,D}$) ergibt sich im Bereich hoher Schwingspielzahlen jedoch eine gute Übereinstimmung. Hierbei ist anzumerken, dass auch bei dieser Bewertung ein Teil an Rissfortschrittslebensdauer in die Stützziffer eingeht. Bedingt durch den geringeren Anteil von Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer auf niedrigeren Lasthorizonten, siehe Bild 4.3

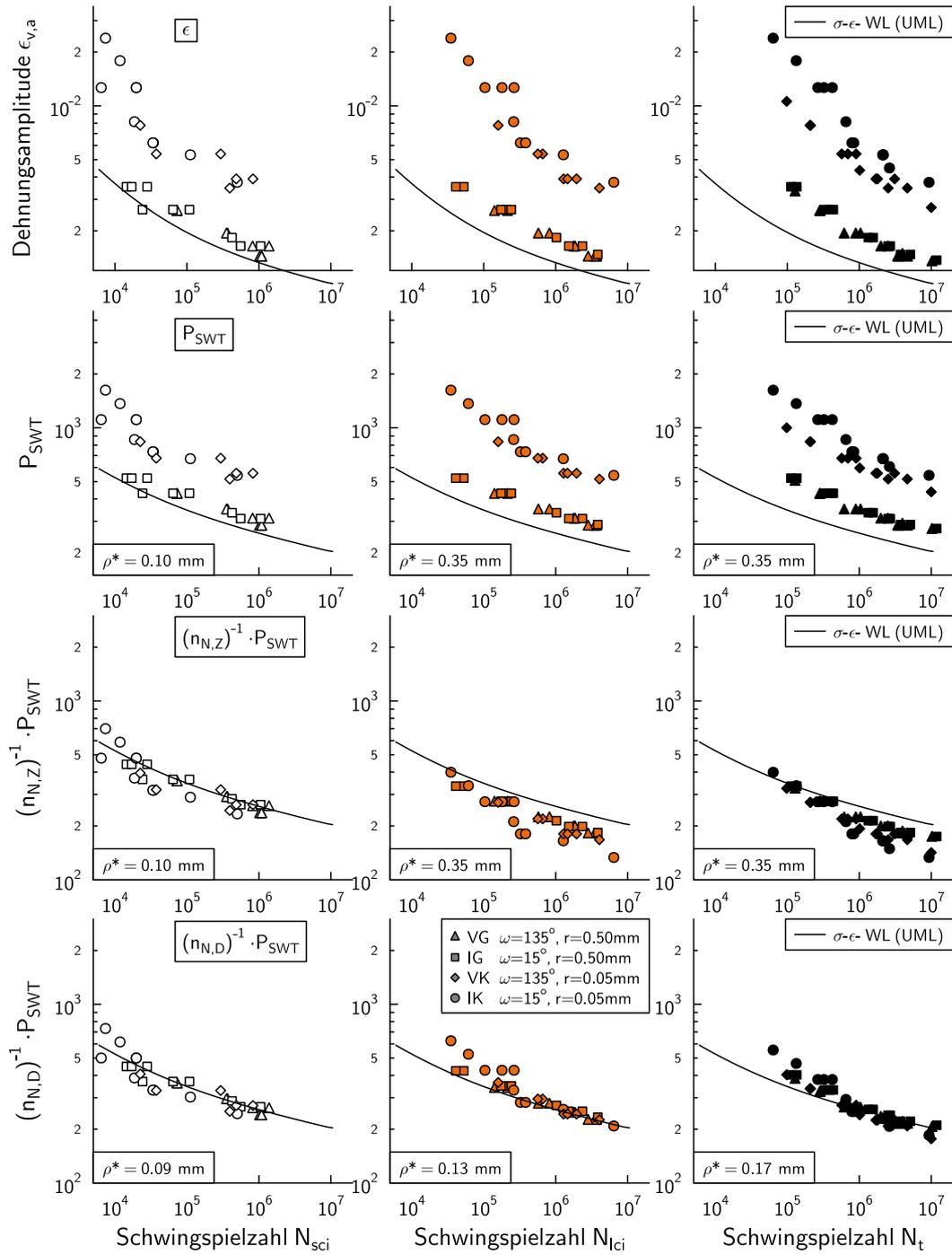


Bild 5.6: Ertragbare elastisch-plastische Beanspruchungen der gekerbten, ungeschweißten Proben

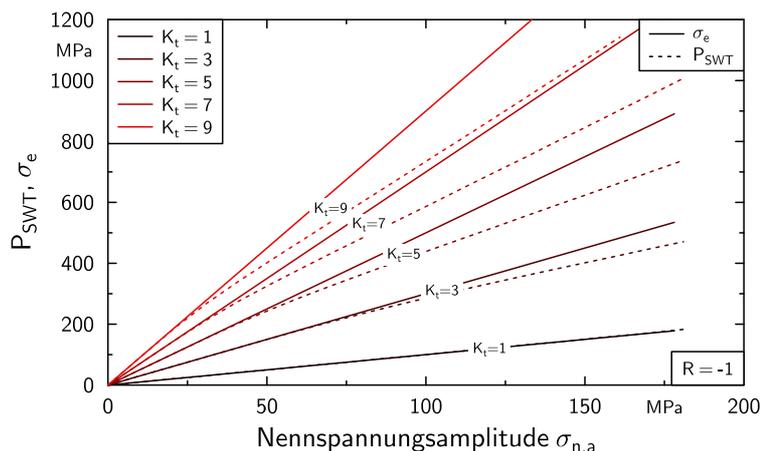


Bild 5.7: Linear-elastische Kerbspannung und Schädigungsparameter P_{SWT} in Abhängigkeit von der Nennspannungsamplitude bei Kerbstäben mit unterschiedlicher Formzahl K_t

bis 4.6, ist der Unterschied in den Stützziffern für die unterschiedlichen Versagenkriterien geringer.

5.1.3 Längssteifen

5.1.3.1 Nennspannungskonzept

Für die Bewertung der Längssteifen auf Basis des Nennspannungskonzepts stehen im Kerbfallkatalog der IIW-Empfehlungen vier FAT Klassen in Abhängigkeit von der Länge der Steifen zur Verfügung. Bei der Steifenlänge von $l_S = 150 \text{ mm}$ erfolgt ein Sprung in den FAT Klassen von FAT71 ($l_S \leq 150 \text{ mm}$) auf FAT63 ($l_S \leq 300 \text{ mm}$). Für eine Bewertung wurde die Klasse FAT71 ausgewählt. Eine Gegenüberstellung erfolgte auf Basis des Versagenkriteriums Bruch.

Für die Längssteifen im Schweißzustand konnte nur ein sehr geringer Einfluss des Spannungsverhältnisses auf die Schwingfestigkeit ermittelt werden. Dies deutet darauf hin, dass hohe schweißbedingte Zugeigenspannungen im Bereich der versagensrelevanten Kerbe vorliegen. Somit ist auch eine direkte Gegenüberstellung mit der Klasse FAT71 gerechtfertigt, die diesen Eigenspannungszustand abdeckt. Es zeigt sich hierbei eine konservative Erfassung der Schwingfestigkeit der Längssteifen mit dieser Bemessungswöhlerlinie, Bild 5.8, und bestätigt somit die Klasse FAT71, die für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_S = 97.7\%$ als untere Grenzkurve definiert ist.

Bei den spannungsarm geglähten Proben konnten röntgenographisch nur geringe Eigenspannungen in Nähe der Schweißnaht ermittelt werden. Die Anwendung der in den IIW-Empfehlungen angegebenen Bonusfaktoren zur Berücksichtigung des nahezu eigenspannungsfreien Zustands ist für die Längssteifen aber nur eingeschränkt möglich. Dies ist durch den Verzug der Längssteifen bedingt, der beim Einspannen Verzweigungen und somit Vorspannungen erzeugt, die ähnlich wie Eigenspannungen interpretiert werden können.

Durch den im Nennquerschnitt jeder Probe applizierten DMS kann für alle Längssteifen ein R-Wert berechnet werden, der sich aus den Lastspannungen und den verzugsbedingten Spannungen beim Einbau zusammensetzt, Bild 5.9. Es zeigt sich ein zu niedrigen Lasthori-

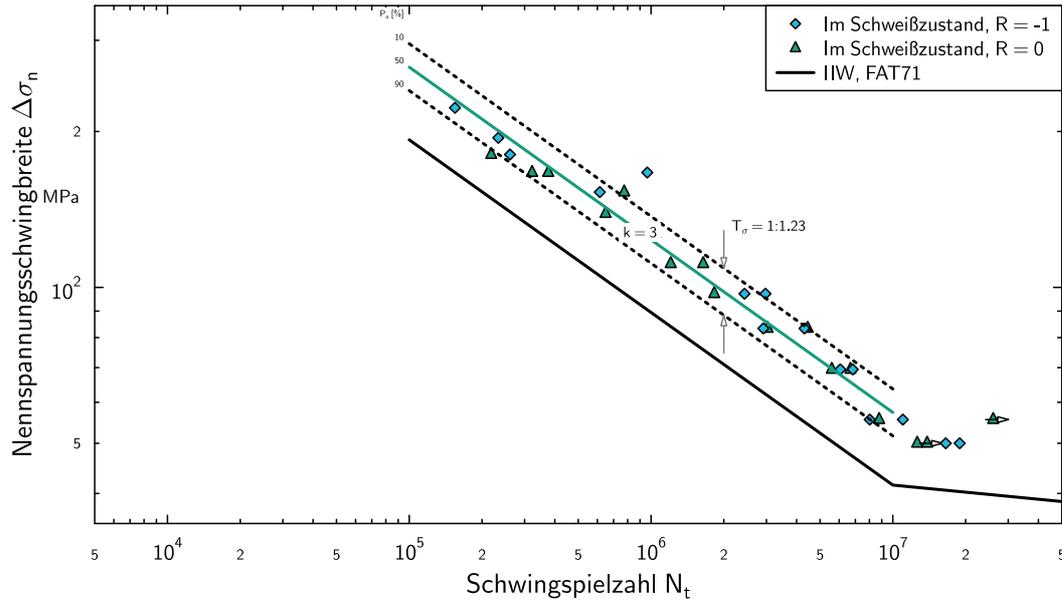


Bild 5.8: Gegenüberstellung der ertragbaren Nennspannungen der Längssteifen mit der zugeordneten FAT Klasse aus den IIW-Empfehlungen

zonten hin zunehmendes Spannungsverhältnis R , das aus dem sich verändernden Verhältnis von Versuchsbelastung zu Verzug resultiert. Durch die hohen lokalen R -Werte bei den spannungsarm geglihten Proben bis $R = 0.75$ ist trotz des Spannungsarmglühens der Proben eine Anwendung von Bonusfaktoren nicht mehr gerechtfertigt.

Eine Gegenüberstellung der Ergebnisse der spannungsarm geglihten Längssteifen kann daher nur über eine probenindividuelle Mittelspannungstransformation durchgeführt werden. Für jede Längssteife wurde daher die im Versuch gemessene Einbaudehnung ϵ_C verwendet. Diese Dehnung kann in guter Näherung in eine Nennspannung $\sigma_{n,C}$ umgerechnet werden.

$$\sigma_{n,C} = E \cdot \epsilon_C \quad (5.2)$$

Als anzusetzende Mittelspannungsempfindlichkeit kann auf das aus den IIW-Empfehlungen abgeleitete Haigh-Diagramm, Bild 3.4, bzw. Formel 3.17 zurückgegriffen werden.

Bei einer Transformation der Ergebnisse auf $R = -1$ zeigt sich eine flachere Neigung von $k = 3.6$ und eine Erhöhung der ertragbaren Nennspannungsschwingbreite auf $\Delta\sigma_n = 170 \text{ MPa}$ ($P_S = 50\%$), Bild 5.10. Die Ergebnisse der beiden Versuchsreihen fallen zudem in ein Streuband mit einem Streumaß von $1 : T_S = 1.34$. Dieses ist geringer als das Streumaß einer einzelnen Versuchsreihe, Tabelle 4.8.

Der in den IIW-Empfehlungen enthaltene Bonusfaktor $f(R)$ ist auf Grundlage einer größeren Versuchsdatenbasis abgeleitet worden. Er muss deshalb nicht zwangsweise den „realen“ Mittelspannungsempfindlichkeiten der Längssteifen entsprechen. Durch den variierenden Verzug der Längssteifen kann aber auch keine Mittelspannungsempfindlichkeit direkt aus den Schwingfestigkeitsversuchen abgeleitet werden. Zur Identifizierung einer optimalen Mittelspannungsempfindlichkeit wurde diese daher variiert, so dass ein möglichst geringes Streumaß resultiert. Hierbei zeigt sich, dass bedingt durch die sehr hohen lokalen R -Werte der Einfluss der Mittelspannungsempfindlichkeit M_1 zwischen $R = -1$ und $R = 0$ gering ist. Eine minimale Streuung von $1 : T_S = 1.20$ ergibt sich für $0.25 \leq M_2 \leq 0.30$.

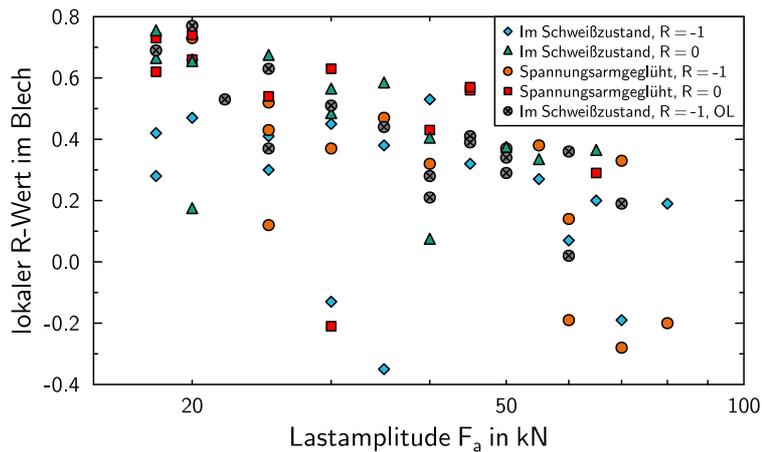


Bild 5.9: R-Werte im Nennquerschnitt der Proben unter Berücksichtigung von Spannungsverhältnis R und Einbauspännungen

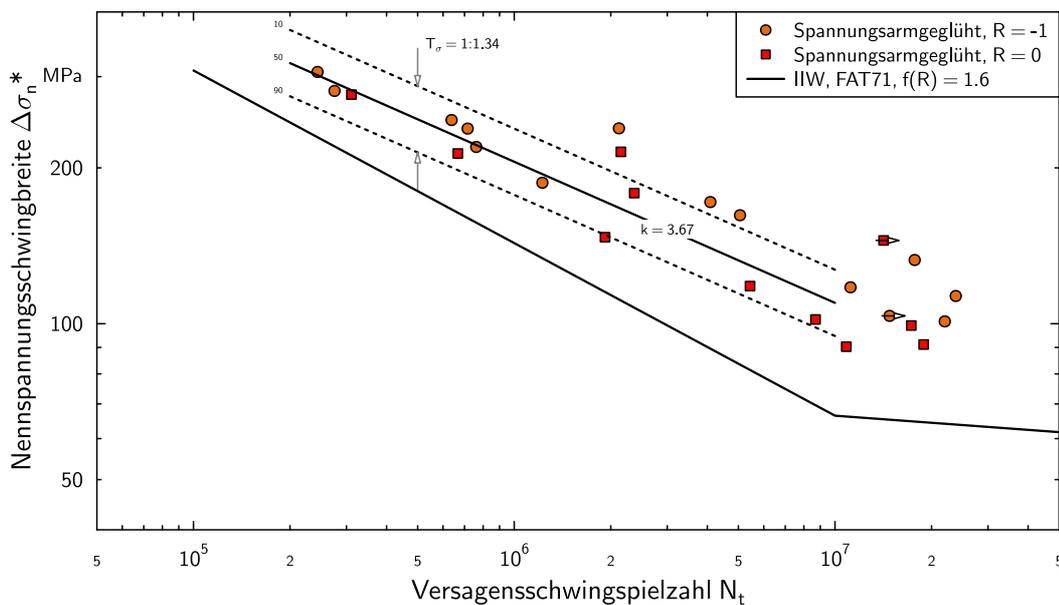


Bild 5.10: Mittelspannungskorrigierte Nennspannungswöhlerlinie ($R = -1$) für die spannungsarm geglühten Längssteifen, transformiert mit $f(R)$ nach IIW

r / θ	30°	45°	60°	75°	90°
0.05 mm	5.49	8.04	10.3	12.1	13.1
0.20 mm	3.93	5.14	3.12	6.75	6.97
1.00 mm	2.64	3.08	3.56	3.56	3.65

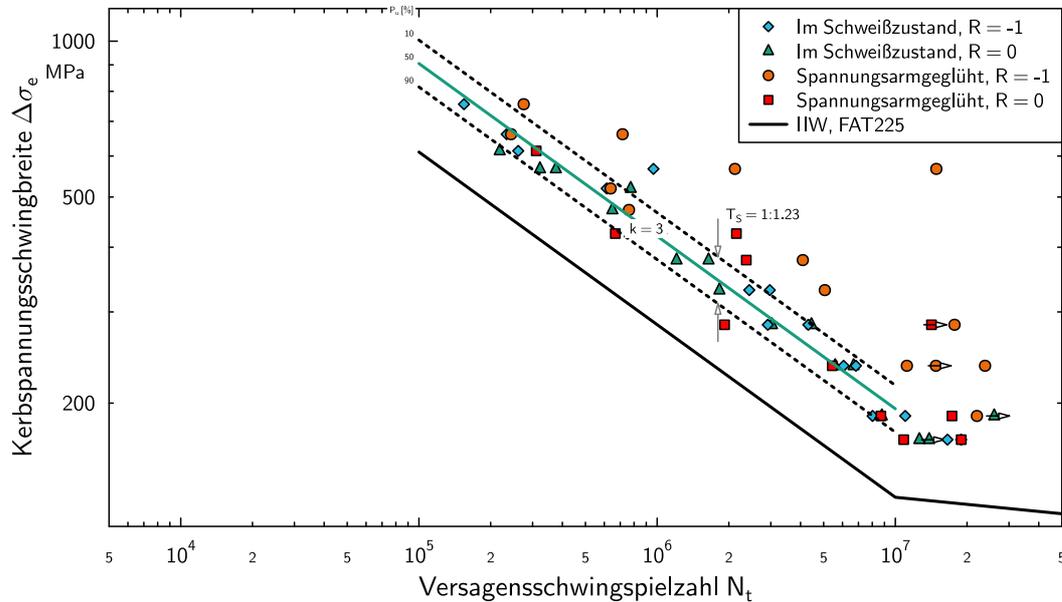
Tabelle 5.4: Formzahlen $K_{t,1}$ der Längssteifen in Abhängigkeit von der Nahtgeometrie

Bild 5.11: Ertragbare Kerbspannungsschwingbreite im Vergleich zur Bemessungswöhlerlinie nach den IIW-Empfehlungen

5.1.3.2 Kerbspannungskonzept

Bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts mit einem Referenzradius von $r = 1.0 \text{ mm}$ muss die Kerbspannung an der Nahtübergangskerbe ermittelt werden. Da der Nahtanstiegswinkel im Bereich von $30^\circ \leq \theta \leq 85^\circ$ variiert, wurden FE-Modelle mit unterschiedlichem Nahtanstiegswinkel erstellt, um die Auswirkung auf die Höhe der Kerbspannungen ermitteln zu können. Zusätzlich wurde der Nahtübergangsradius im Bereich von $0.05 \text{ mm} \leq r \leq 1.00 \text{ mm}$ variiert. Die damit berechneten Formzahlen sind in Tabelle 5.4 zusammengefasst.

Durch die teils große Varianz des Nahtanstiegswinkels an den Längssteifen wurde ein mittlerer Winkel von $\theta = 60^\circ$ für eine Schwingfestigkeitsbewertung mit dem Kerbspannungskonzept ausgewählt, da dieser bei einer großen Anzahl von Proben ermittelt werden konnte. Die ertragbaren Kerbspannungen werden – identisch zum Nennspannungskonzept – durch die Bemessungswöhlerlinie des IIW konservativ abgedeckt, Bild 5.11.

5.1.3.3 Dehnungskonzept

Für die Anwendung des Dehnungskonzepts werden zyklisch stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurven für alle Gefügebereiche benötigt. Diese werden über das Uniform Material Law auf Basis von Härtekennwerten abgeleitet, Tabelle 5.1. Hierbei ergibt sich eine gute Überein-

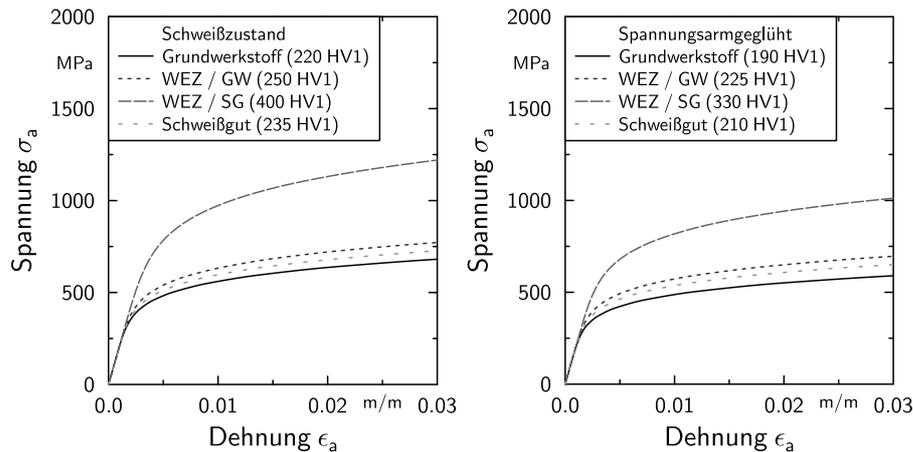


Bild 5.12: Zyklische-stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurven für die einzelnen Gefügebereiche

stimmung zwischen den am Grundwerkstoff gemessenen und den über das UML abgeleiteten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen. Für die weiteren Betrachtungen werden für alle Gefügebereiche zyklisch-stabilisierte Spannungs-Dehnungs-Kurven abgeleitet, Bild 5.12.

Zur Analyse des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens werden zwei Modelle der Längssteife detailliert analysiert, Bild 5.13. Für das Modell wurde der gemessene, mittlere Kerbradius von $r = 0.05 \text{ mm}$ gewählt. Die Modellierung der Gefügezonen wird in Anlehnung an die metallographischen Schliffe und die Härtemessungen durchgeführt, Bild 4.14. Den einzelnen Gefügebereichen wird das entsprechende Materialverhalten zugewiesen, siehe Tabelle 5.1. Da auch bei hoher Vergrößerung an den metallographischen Schliffen der Nahtübergangskerbe kein definierter Werkstoffzustand (Schweißgut oder Wärmeeinflusszone) zugeordnet werden kann, wurde der Kerbradius mit in den Schweißgutbereich aufgenommen. Für diese Analyse wurde ein Nahtanstiegswinkel von $\theta = 90^\circ$ gewählt.

Die Einspannung des Berechnungsmodells wird numerisch über Multi-Point-Constraints (MPC) realisiert. Die Referenzpunkte der MPC sind über Torsionsfedern mit zwei weiteren Knoten verbunden, deren Freiheitsgrade bis auf die Rotation um die Probenquerachse gesperrt sind. Die Steifigkeit der Torsionsfedern ist auf Basis einer experimentellen Dehnungsanalyse derart gewählt, dass sie die Steifigkeit der Prüfmaschine abbildet. Durch eine Verdrehung der Knoten kann der Winkelverzug aufgebracht werden. Für die elastisch-plastischen Berechnungen wurde ein mittlerer Verzug verwendet. Das virtuelle Einspannen stellt auch den ersten Lastschritt in der Berechnung dar. Im zweiten Lastschritt wird eine Last von $F = \pm 80 \text{ kN}$ aufgebracht.

Zur Auswertung der Berechnungen werden die lokalen Spannungs-Dehnungs-Verläufe an drei Stellen analysiert:

1. *Werkstoffkerbe, WEZ*: Am Übergang von Schweißnahtgefüge zu Wärmeeinflusszone werden die Spannungs- und Dehnungswerte von den Integrationspunkten des Elements in der Wärmeeinflusszone auf den Knoten in der Trennebene extrapoliert.
2. *Werkstoffkerbe, SG*: Am Übergang vom Schweißnahtgefüge zur Wärmeeinflusszone werden die Spannungs- und Dehnungswerte von den Integrationspunkten des Elements im Schweißgut auf den Knoten in der Trennebene extrapoliert.

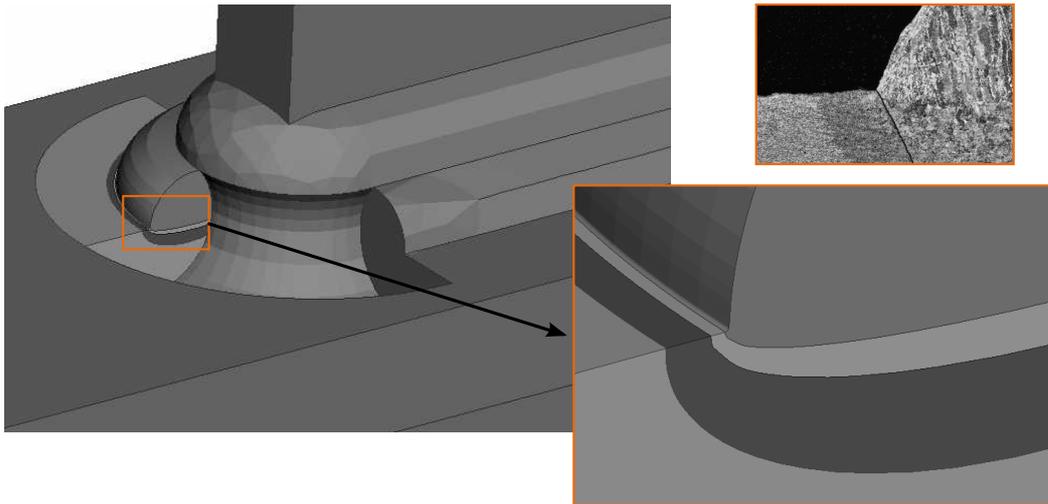


Bild 5.13: Berechnungsmodell zur Berücksichtigung des lokalen Werkstoffverhaltens in der Schweißnaht

3. *Nahtübergangskerbe, NÜ*: Es wird der Bereich mit maximaler Beanspruchung in der Nahtübergangskerbe betrachtet. Das modellierte Werkstoffgefüge ist Schweißgut.

Für die Auswertung werden jeweils die Spannungs- und Dehnungskomponenten in Lastrichtung, tangential zur Oberfläche, verwendet, Bild 5.14. Bedingt durch die hohe Werkstoffeffizienz treten im Bereich der WEZ die höchsten Spannungen auf. Im Gegensatz hierzu wird im Kerbbereich des Schweißguts, dem Gefüge mit der geringsten Festigkeit, die geringste Maximalspannung berechnet. Umgekehrt verhält es sich mit der Dehnungsamplitude, die im Bereich der Nahtübergangskerbe maximal, und in der WEZ am geringsten ist. Bei Anwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} werden jeweils für die Kerbe im Bereich des Schweißguts die höchsten Beanspruchungen ermittelt. Aus diesem Grund werden die folgenden Betrachtungen im Weiteren nur für die Nahtübergangskerbe vorgenommen.

An den berechneten Spannungs-Dehnungs-Hysteresen in Bild 5.14 lässt sich eine Relaxation der Mittelspannung bei zyklischer Belastung erkennen. Diese beruht auf dem in Abaqus verwendeten Werkstoffmodell, das eine nicht-lineare Verfestigung vom Typ Armstrong-Frederick und zyklische Relaxation sowie Kriechen beinhaltet. Da eine Relaxation der Mittelspannung in der Nahtübergangskerbe bedingt durch die sehr kleinen Radien experimentell nicht bestimmt werden kann, ist eine Verifikation der Berechnung nicht möglich. Da zudem keine Kennwerte zur Beschreibung des Relaxationverhaltens im Schweißgut zur Verfügung stehen, wird diese in den folgenden Betrachtungen nicht berücksichtigt.

Bei der Bewertung der Längssteifen mit dem Dehnungskonzept stellt, vor allem durch die geometrisch große Varianz der Nähte, die Erstellung der FE-Berechnungsmodelle mit Abbildung der Nahtanstiegswinkel und Kerbradien inklusive der Berücksichtigung der Gefügezonen von Aufwand her ein großes Hindernis dar. Aus diesem Grund wurde der Einfluss der Werkstoffmodellierung auf Basis des Modelles mit einem Kerbradius von $r = 0.05 \text{ mm}$ und einem Nahtanstiegswinkel von $\theta = 90^\circ$ untersucht, bei welchem allen Zonen die Werkstoffkennwerte des Schweißguts zugewiesen wurden. Ein Vergleich des lokalen Spannungs-Dehnungsverhaltens zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit dem Modell, in dem eine realitätsnahe Abbildung der Gefügezonen durchgeführt wurde, Bild 5.15.

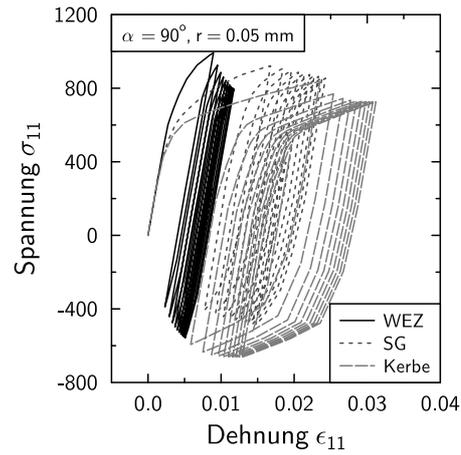


Bild 5.14: Berechnete Spannungs-Dehnungs-Hysteresen im Bereich der Nahtübergangskerbe der Längssteifen

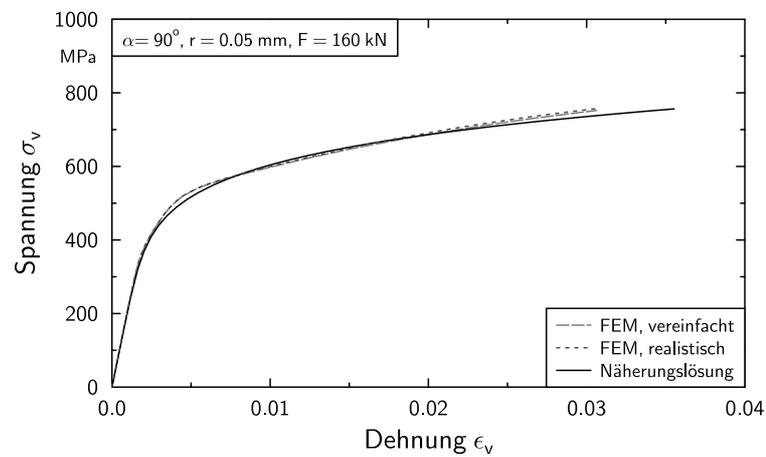


Bild 5.15: Gegenüberstellung der Vergleichsspannungen und -dehnungen in der Nahtübergangskerbe der Längssteifen

Mit der Erkenntnis, dass sich die lokale Werkstoffverteilung bei den betrachteten Längsteifen nur geringfügig auf das Spannungs-Dehnungs-Verhalten an der Schweißnahtkerbe auswirkt, kann eine weitere Vereinfachung durchgeführt werden, indem das lokale elastisch-plastische Werkstoffverhalten über Näherungslösungen berechnet wird. Für die Anwendung der Näherungslösungen wird daher die maximale Kerbspannung im Modell bei rein elastischem Werkstoffverhalten berechnet. Bei einer Gegenüberstellung der Erstbelastungskurven (keine zyklische Relaxation im FE-Berechnungsmodell) zeigt sich, dass die Näherungslösung nach Seeger-Beste das elastisch-plastische Werkstoffverhalten gut abbildet, Bild 5.15.

5.1.3.4 Bewertung der Versuchsergebnisse

Auf Basis der Näherungslösung nach Seeger-Beste kann eine Schwingfestigkeitsbewertung mit dem Dehnungskonzept für jede Probe individuell durchgeführt werden. Es werden folgende Eingangsgrößen seriell aufgebracht:

1. Die Eigenspannungen σ_{ES} : Diese werden als Mittelspannung mit einer Höhe von $\sigma_{ES} = 250 \text{ MPa}$ bei den nicht spannungsarm geglühten Proben berücksichtigt.
2. Die gemessenen Einbaudehnungen ϵ_C : Diese werden in der Berechnung (vereinfacht und konservativ) als Mittelspannung überlagert.
3. Die Lastspannungen $\sigma_{n,a}$: Es wird ein Schwingspiel berechnet. Im Falle der Proben mit Überlast wird diese vorher aufgebracht.

Durch die hohe Varianz der Nahtgeometrie wird eine Bewertung nur auf Basis der berechneten Kerbspannungen an einer Längsteife mit einem experimentell ermittelten, durchschnittlichem Kerbradius von $r = 0.05 \text{ mm}$ und einem mittleren Nahtanstiegswinkel von $\theta = 60^\circ$ durchgeführt. Hierfür wird auf die Proben (falls nicht spannungsarm geglüht) zuerst die Eigenspannung aufgebracht, dann die verzugsbedingten Einspannspannungen, falls nötig die Vorlast von $F = 120 \text{ kN}$ und letztlich ein Lastschwingspiel. Bei den spannungsarm geglühten Proben wurde die Reduktion der Härte berücksichtigt.

Aus der Berechnung resultieren für jede Probe eine Maximalspannung σ_{max} und eine Dehnungsamplitude ϵ_a . Mit diesen Werten können die aus den Schwingfestigkeitsversuchen ermittelten ertragbaren Nennspannungen über Gleichung 3.28 in ein P_{SWT} -Diagramm transformiert werden, Bild 5.16. Durch die Überschätzung der Mittelspannungsempfindlichkeit² bei der Anwendung des P_{SWT} -Parameters im Bereich $R < -1$ wurden Druckmittelspannungen, die nur bei der Versuchsreihe 5 ermittelt wurden, bei der Berechnung von P_{SWT} gleich null gesetzt.

Es zeigt sich, dass über eine Anwendung des P_{SWT} -Schädigungsparameters die Versuchsergebnisse für das Versagenskriterium „Bruch“ unabhängig vom Eigenspannungszustand und R-Wert in eine (Referenz-) P_{SWT} -Wöhlerlinie zusammengefasst werden können. Diese Wöhlerlinie weist ein geringes Streumaß von $1 : T_P = 1.20$ auf. Bei der Berechnung der Streuung wurden vier Versuchspunkte (in Klammern) nicht berücksichtigt. Die Ergebnisse gehörten zu Proben, bei denen der Nahtanstiegswinkel signifikant flacher im Vergleich zum Rest der Proben ausgefallen war, siehe Abschnitt 4.2.3. Diese Proben fallen auch in den Nennspannungswöhlerlinien mit einer signifikant längeren Lebensdauer auf.

²Die Grenzwertbetrachtung $\lim_{\sigma_{max} \rightarrow 0} \sqrt{\sigma_{max} \epsilon_a E}$ ergibt eine unendlich hohe Schwingfestigkeit bei druckschwellender Belastung

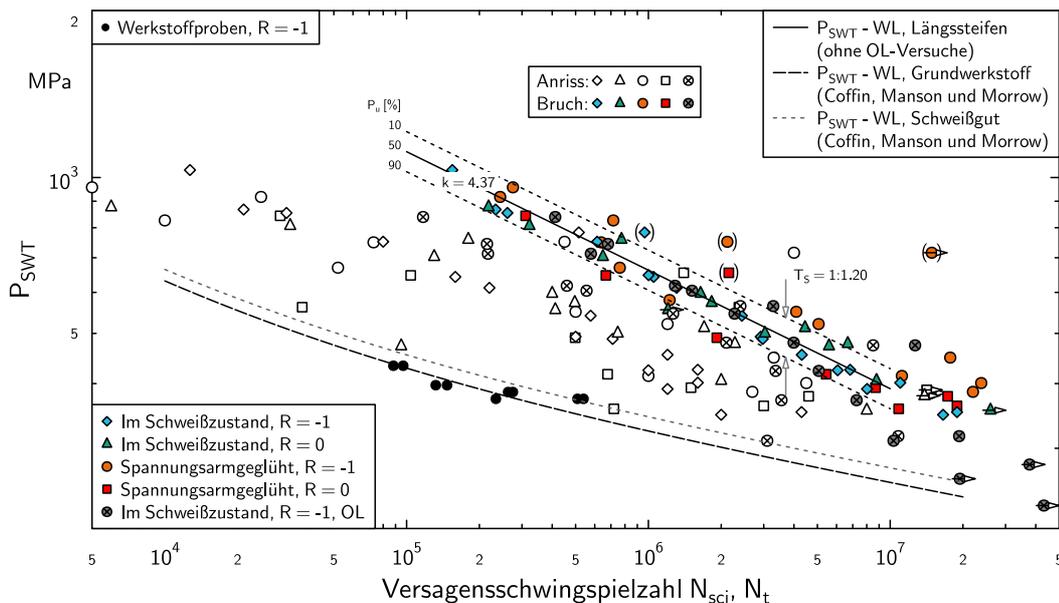


Bild 5.16: P_{SWT} - N Wöhlerlinie der Längssteifen mit $r=0.05$ mm und der Grundwerkstoffproben

Für die Proben mit Überlast werden die Ergebnisse im Bereich $N < 5 \cdot 10^6$ über das Streuband abgedeckt. Nur für die Proben im höheren Schwingenspielzahlbereich ergibt sich eine nicht-konservative Bewertung. Dies lässt vermuten, dass der lebensdauerverlängernde Effekt, d. h. die durch die Überlast erzeugten Druckeigenstressungen, überschätzt wird.

Eine Bewertung der ertragbaren P_{SWT} -Werte an der Längssteife erfolgt über die P_{SWT} -Wöhlerlinie des Schweißgutes, da in diesem Bereich rechnerisch die höchsten Dehnungsamplituden und P_{SWT} -Werte ermittelt wurden. Da für das Schweißgutgefüge keine Schwingfestigkeitsversuche durchgeführt wurden, wird die P_{SWT} -Wöhlerlinie des Schweißgutes über die Beziehung nach Coffin, Manson und Morrow unter Verwendung des Uniform Material Laws beschrieben, Bild 5.16. Ein Vergleich der P_{SWT} -Wöhlerlinie des Grundwerkstoffes mit den Ergebnissen der Schwingfestigkeitsversuche an den Biegeproben aus [Var+11] zeigt eine gute Übereinstimmung der Schwingfestigkeiten und bestätigt, wenn auch nur für den Grundwerkstoff, die Anwendbarkeit und gute Abschätzungsgüte des P_{SWT} -Parameters.

Im Vergleich der abgeleiteten P_{SWT} -Wöhlerlinien mit den Versuchsergebnissen an den Längssteifen muss das Versagenskriterium Anriss (offene Symbole) betrachtet werden. Hierbei weisen die Längssteifen eine um den Faktor von ca. 1.5 höhere Beanspruchbarkeit auf. Diese konservative Bewertung kann aufgrund der Stützwirkungseffekte durch die hohen Spannungsgradienten im Bereich der Schweißnahtkerbe erklärt werden. Die Versuchsergebnisse für das Versagenskriterium Bruch (gefüllte Symbole) sind in Bild 5.16 der Vollständigkeit halber aufgenommen.

5.1.3.5 Berücksichtigung von Spannungsgradienten

Der Einfluss von Spannungsgradienten auf die Schwingfestigkeit kann über unterschiedliche Bewertungsansätze erfolgen, die im Folgenden gegenübergestellt werden. Die linear-elastisch berechneten Stützziffern n_e werden hierbei nach [See96] über Gleichung 5.1 berücksichtigt.

- In der FKM-Richtlinie (5. Auflage 2003) wird der Spannungsgradientenansatz nach Siebel und Stieler verwendet. Mit dem an den Längssteifen aus dem FE-Modell ($r = 0.05 \text{ mm}$, $\theta = 60^\circ$) ermittelten Spannungsgefälle von $G_\sigma = 38.8 \text{ mm}^{-1}$ und den Werkstoffeigenschaften für Stahlguss (als Annahme des Werkstoffzustands im Bereich der Schweißnahtkerbe) ergibt sich eine Stützziffer von $n_S = 1.59$.
- Für eine Bewertung auf Basis der 6. Auflage der FKM-Richtlinie wird die höchst beanspruchte Oberfläche in der Nahtübergangskerbe vermessen. Diese beträgt ca. $A = 0.25 \text{ mm}^2$ und es ergibt sich mit dem Weibullexponent von $k = 15$ für Stahlguss eine statistische Stützziffer von $n_{stat} = 1.66$. Da bereits das elastisch-plastische Werkstoffverhalten in der Beanspruchungsberechnung berücksichtigt ist, wird nur noch die bruchmechanische Stützziffer zur Berechnung der Gesamtstützziffer benötigt. Aus beiden Stützziffern folgt $n_{FKM} = 1.69$.
- Zuletzt wird der Neuber'sche Spannungsmittelungsansatz angewandt. Da für den Werkstoffzustand in der versagensrelevanten Kerbe keine Kennwerte in Form einer Ersatzstrukturlänge ρ^* vorliegen, wird für die Bewertung $\rho^* = 0.09 \text{ mm}$ bzw. $\rho^* = 0.17 \text{ mm}$ verwendet. Mit diesen Werten konnten einerseits bei den gekerbten, ungeschweißten Proben die ertragbaren Beanspruchungen am Abknickpunkt bis zum Anriss in ein enges Streuband überführt werden. Andererseits stimmen die an den Proben ermittelten Ersatzstrukturlängen für das Versagenkriterium Bruch und einer Bewertung aller Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich von $\rho^* = 0.35 \text{ mm}$ gut mit Werten aus der Literatur [Neu68; ZSS12] für Schweißverbindungen überein. Es ergeben sich für die Bewertung Stützziffern von $n_N = 2.14$ bzw. $n_N = 2.67$.

Bei der Gegenüberstellung der P_{SWT} -Wöhlerlinien des Schweißguts und der Längssteifen zeigt sich eine deutliche Überschätzung der ertragbaren Beanspruchung in den Nahtübergangskerben, Bild 5.17. Diese ist bei den Konzepten der FKM-Richtlinie weniger, bei dem Spannungsmittelungsansatz nach Neuber stärker ausgeprägt.

Eine weitere Bewertung der Versuchsergebnisse wird auf Basis von Kerbspannungen durchgeführt, die mit dem Radius $r = 1.0 \text{ mm}$ berechnet wurden. Über diesen Radius werden bei der elastischen Bewertung bereits Stützwirkungseffekte bei der Berechnung der Beanspruchungen erfasst [Rad90]. Hierbei zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse (mit Ausschluss der Versuchsreihe 5) für das Versagenkriterium „Bruch“ in ein ähnlich schmales Streuband wie mit dem Radius $r = 0.05 \text{ mm}$ überführt werden können, Bild 5.18. Ein Vergleich mit den abgeleiteten P_{SWT} -Wöhlerlinien des Grundwerkstoffs und des Schweißguts zeigt im Vergleich zur Bewertung mit $r = 0.05 \text{ mm}$ jedoch eine Überschätzung der Stützwirkung bzw. der Schwingfestigkeit. Mit beiden untersuchten Ansätzen,

1. Berücksichtigung der Spannungsgradienten über Stützziffern und
2. Berücksichtigung der Stützeffekte über die Anwendung des Referenzradius $r = 1.0 \text{ mm}$,

ergibt sich jeweils eine geringere Beanspruchbarkeit im Vergleich zu der P_{SWT} -Wöhlerlinie von Schweißgut bzw. Grundwerkstoff. Die Ergebnisse der Versuchsreihen 1–4 können aber in eine P_{SWT} -Wöhlerlinie mit geringer Streuung überführt werden. Für das Versagenkriterium „erster detektierbarer Anriss“ zeigt sich nur bei der Versuchsreihe 5, bei der zu Versuchsanfang eine Überlast aufgebracht wurde, bei Ansatz (1) eine Überschätzung des Einflusses

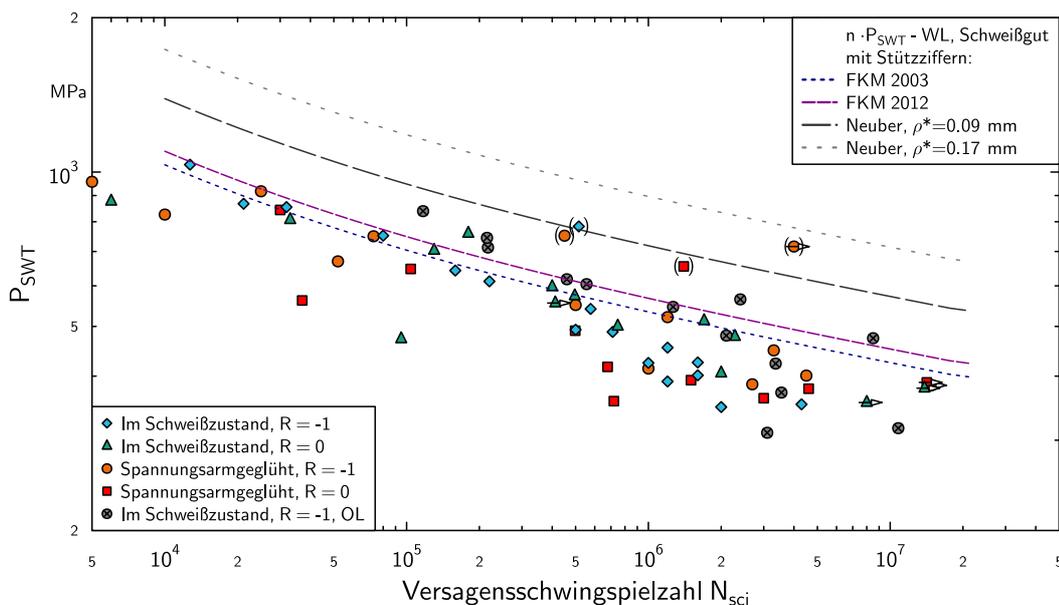


Bild 5.17: P_{SWT} - N Wöhlerlinie der Längssteifen sowie des Schweißguts unter Berücksichtigung von Stützeffekten auf der Werkstoffseite mit $r = 0.05 \text{ mm}$

der Überlast auf die Schwingfestigkeit. Bei der Verwendung von Ansatz (2) ergibt sich hingegen eine bessere Übereinstimmung, die durch die geringere Spannungsüberhöhung und der dadurch berechneten geringeren Spannungsumlagerung bei Überlast erklärt werden kann. So führt die Überlast unter Verwendung des Radius $r = 1.0 \text{ mm}$ nur zu lokalen Mittelspannungen $\sigma_m > 0 \text{ MPa}$.

Die möglichen Gründe für die Überschätzung der Stützwirkung sind vielfältig:

- Die Schwingfestigkeit des inhomogenen Werkstoffgefüges im Bereich der Nahtübergangskerbe kann eventuell nicht über das UML berechnet werden.
- Die Werkstoffkerbe im Übergang von Schweißgut zu Wärmeeinfluss könnte die lokale Beanspruchbarkeit beeinflussen.
- Die Mikrostützwirkung könnte in gewissen Grenzen abhängig vom (lokalen) R-Wert sein, der durch den Verzug der Proben und die Schweißeigenstressungen signifikant größer als der globale R-Wert der Last ist.

5.2 Rissfortschritt

In den experimentellen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass bei der Probengeometrie der Längssteifen ein hoher Anteil der Rissfortschrittsphase an der Gesamtlebensdauer existiert. Der Rissfortschritt soll daher unter Berücksichtigung der Eigen- wie auch der Einbauspansungen rechnerisch nachvollzogen werden. Hierfür werden Rissfortschrittswöhlerlinien abgeleitet, die das Risswachstum von einer Risstiefe von $a = 0.5 \text{ mm}$ bis zum Bruch abbilden.

$$N_{lcp} = N_t - N_{lci}(a = 0.5 \text{ mm}) \quad (5.3)$$

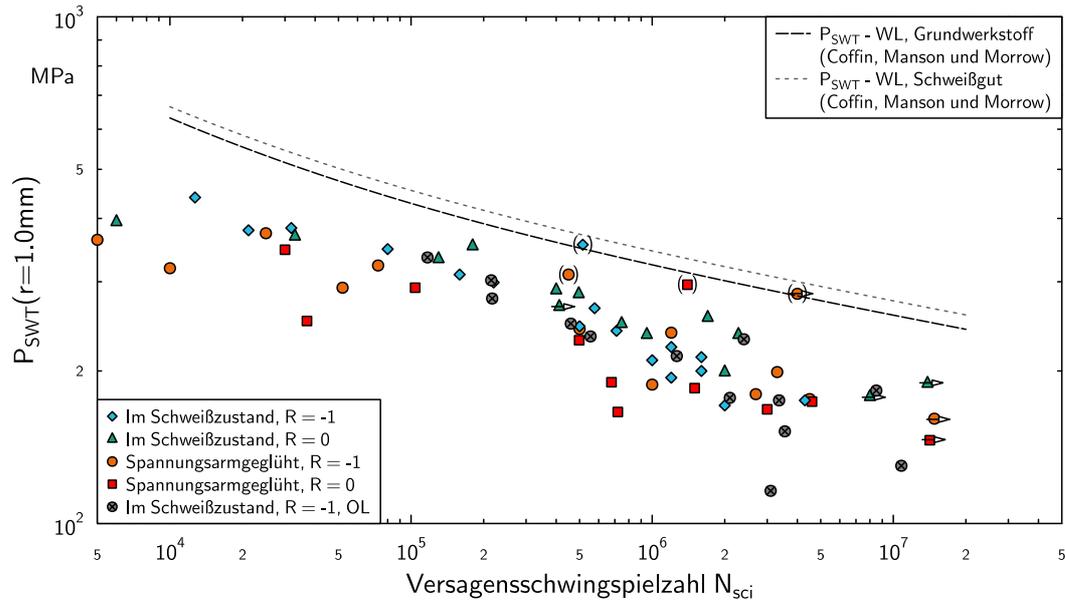


Bild 5.18: P_{SWT} - N Wöhlerlinien des Schweißguts und Grundwerkstoffs sowie die der Längssteifen mit einem Radius $r=1.0\text{ mm}$

Der Rissfortschritt wird mit Hilfe der linear-elastischen Bruchmechanik beschrieben. Ab der Risttiefe von $a = 0.5\text{ mm}$ sollte die Gültigkeit dieser Methode gewährleistet sein [RSF06].

5.2.1 Ableitung von Werkstoffkennwerten

Da der Riss zuerst durch das heterogene Gefüge der Wärmeeinflusszone, siehe Schliff in Bild 4.14, danach durch den Grundwerkstoff und schließlich wieder durch die Wärmeeinflusszone und auch das Schweißgut verläuft, müssten für jede Gefügezone Werkstoffkennwerte identifiziert werden. Da anteilig aber der größte Teil des Rissfortschritts im Bereich des Grundwerkstoffs stattfindet, wurde die Vereinfachung vorgenommen, nur die Werkstoffkennwerte für den Grundwerkstoff zu verwenden. Hierfür wurden Kennwerte auf Basis veröffentlichter Daten aus der Literatur [Vor11] verwendet und daraus die Parameter der Rissfortschrittsgleichung nach Forman-Mettu abgeleitet, Bild 5.19.

Hierbei zeigt sich, dass die experimentellen Daten gut über eine Parameteranpassung der NASGRO-Rissfortschrittsgleichung abgebildet werden können. Zudem bestätigt sich indirekt auch die Kennlinie aus dem British Standard, da diese mit den Ergebnissen für einen R-Wert von $R = 0.4$ und $R = 0.7$ zusammen fällt.

5.2.2 Rissfortschrittsberechnung

Bei der Berechnung des Makrorissfortschritts an den Längssteifen müssen neben der zyklischen Last noch „statische“ Spannungen im Bereich der Schweißnaht berücksichtigt werden. Dies sind einerseits Schweißeigenstressungen und andererseits Einbauspännungen, Bild 5.20.

Das Schweißeigenstressprofil wurde auf Basis einer Schweißprozesssimulation [Var+11] abgeleitet. Da die maximalen Eigenstressungen im Bereich der Nahtübergangskerbe $\sigma_{ES} =$

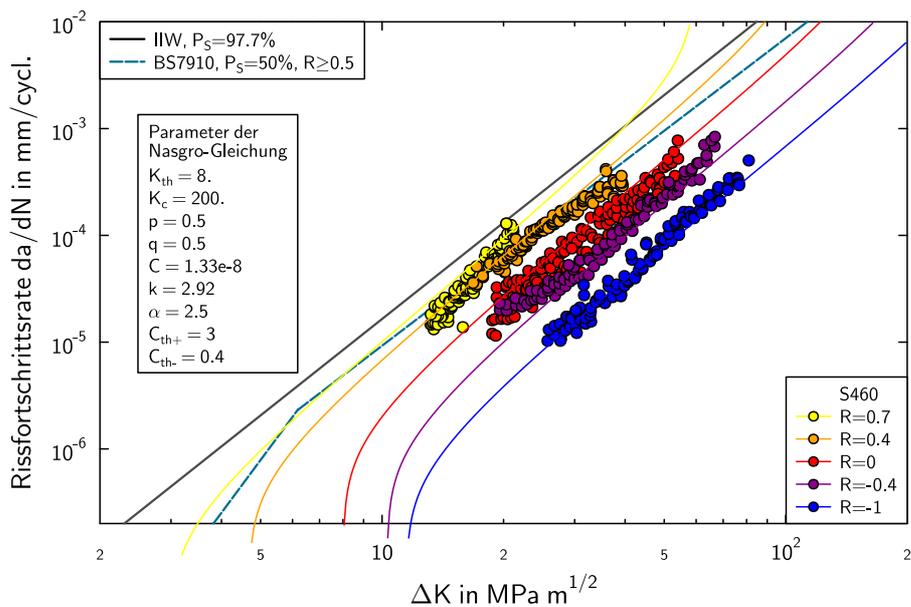


Bild 5.19: Rissfortschrittsraten für den Werkstoff S460 auf [Vor11] im Vergleich zu werkstoffunspezifischen Kennlinien

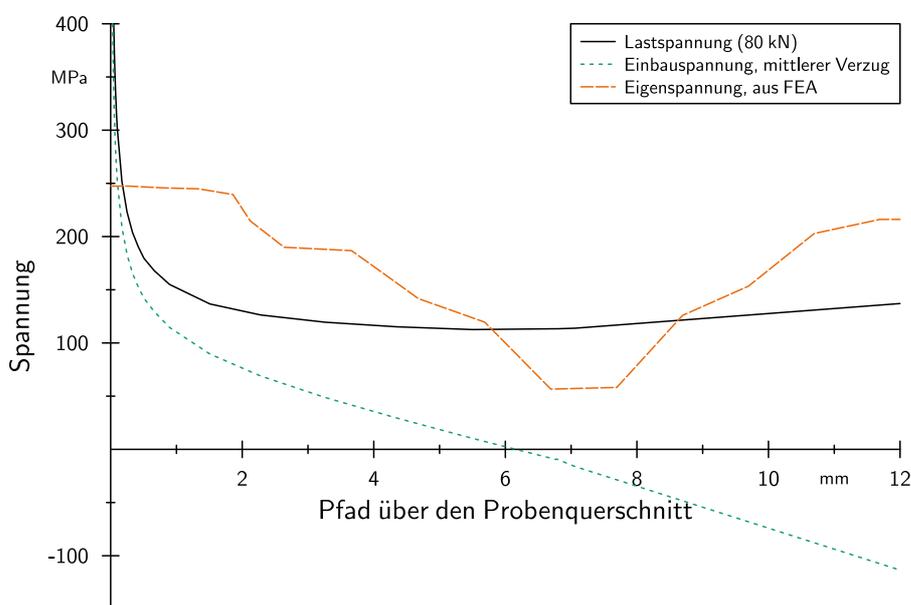


Bild 5.20: Spannungskomponenten der Last-, Einbau- und Eigenspannungen in Probenmitte in Lastrichtung

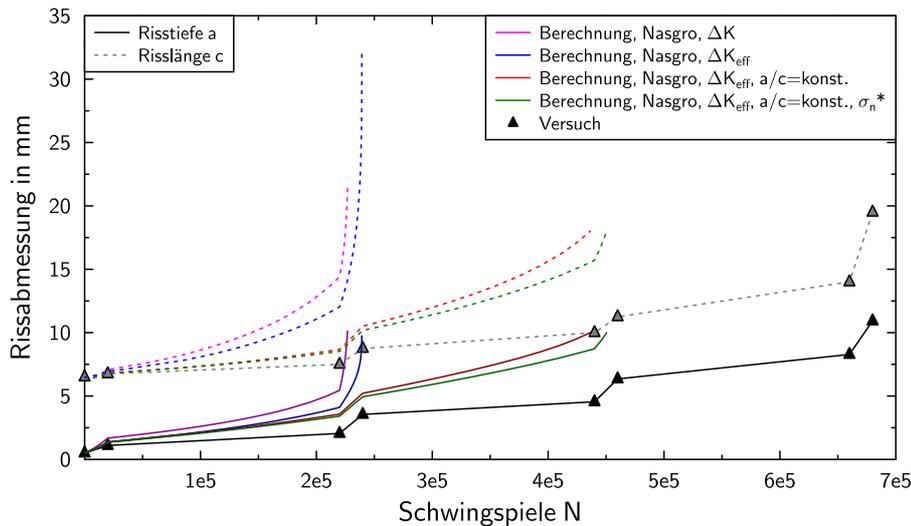


Bild 5.21: Vergleich zwischen berechnetem und experimentell ermitteltem Rissfortschritt an den Längssteifen

500 MPa betragen, röntgenographisch aber nur 250 MPa gemessen wurden, wurde der Verlauf um den Faktor 2 reduziert.

Die Einbauspansungen sind (ohne Berücksichtigung der Spannungsüberhöhung an der Kerbe) linear über den Probenquerschnitt verteilt. Sie werden durch eine äußere Verzwängung in die Längssteifen eingebracht. Eine Reduktion der Einbauspansungen findet während des Rissfortschritts statt, da die Einbauspansungen mit der Probensteifigkeit in Beziehung stehen. Dieser Effekte wurde bei der Berechnung nicht berücksichtigt. Zudem wird eine zyklische Relaxation von Schweißbeigen- und Einbauspansungen bei der Anrissbildung und dem fortschreitenden Risswachstum nicht berücksichtigt.

Auf Basis der getroffenen Vereinfachungen kann der Rissfortschritt an den Längssteifen berechnet werden. Dies erfolgt über eine Integration der NASGRO-Rissfortschrittsgleichung. Die durch die Last induzierten Spannungsintensitätsfaktoren und deren Verlauf über die Risslänge und -tiefe werden mit der Gewichtsfunktion nach Shen, Plumtree und Glinka ermittelt, ebenso die Einbauspansungen. Für die Berechnung der eigenspannungsbedingten Spannungsintensitätsfaktoren wird jeweils die Spannung in Risstiefe und die Gleichung von Newman und Raju [NR84] mit den anfänglichen Rissabmessungen $a_0 = 0.5 \text{ mm}$ und $2c_0 = 13 \text{ mm}$ verwendet. Mit diesen drei Einzelgrößen werden die Schwingbreite und der R-Wert und letztlich der Effektivwert des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{eff} für jedes Rissinkrement ermittelt.

Ein Vergleich zwischen berechnetem und experimentell ermitteltem Rissfortschritt erfolgt auf Basis des Blockversuchs an der Probe P97. Hierbei wird der Verlauf der Risstiefe und Risslänge der Schwingspielzahl gegenübergestellt, Bild 5.21.

Verwendet man das aus der Berechnung resultierende Verhältnis von Risstiefe zu -länge, ergibt sich eine um ca. den Faktor 3 kürzere Lebensdauer. Im Versuch ist die Rissabmessung auf der Oberfläche des Blechs nur halb so groß wie in der Berechnung. Wird das a/c -Verhältnis so festgesetzt, wie es experimentell beobachtet wurde, ergibt sich eine deutliche Verlängerung der Lebensdauer. Trotzdem wird die Schwingfestigkeit der Probe in der Berechnung noch

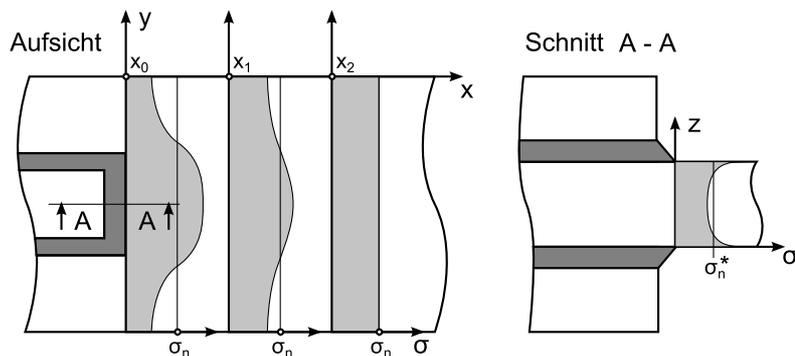


Bild 5.22: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung über die Probenbreite der Längssteifen

unterschätzt. Dies kann mehrere Gründe haben, auf die im Folgenden eingegangen werden soll.

5.2.2.1 Spannungsverteilung in Probenbreite

In die Berechnung geht nur der Spannungsverlauf in der Symmetrieebene der Probe ein. In Wirklichkeit ändern sich jedoch die Beanspruchungen hin zu den Probenrändern, Bild 5.22.

- Integriert man den lastbedingten Spannungsverlauf der durch eine Nennspannung von $\sigma_n = 1 \text{ MPa}$ erzeugt wird, so kommt man auf eine „lokale“ Nennspannung von $\sigma_n^* = 1.2 \text{ MPa}$. Diese erhöhte Nennspannung resultiert aus dem Effekt, dass die Steife eine Spannungskonzentration hervorruft. Im Probenrandbereich hingegen ergeben sich „lokale“ Nennspannungen kleiner 1 MPa . Der verwendete Formelapparat erfasst diesen Effekt jedoch nicht.

Ein möglicher Ansatz, diesen Effekt vereinfacht zu berücksichtigen, ist, den Spannungsverlauf mit einem Korrekturfaktor mit zunehmender Risstiefe linear um 20% zu reduzieren.

$$F_{OG} = \frac{a}{t} \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_n^*} - 1 \right) + 1 \quad (5.4)$$

Diese Korrektur ergibt zwar eine Verlängerung der Lebensdauer, die durch eine Verkleinerung der Rissinkremente im Bereich größerer Risslängen zustande kommt, eine Übereinstimmung mit dem experimentell beobachteten Risswachstum kann jedoch damit nicht erzielt werden. Der resultierende Verlauf ist in Bild 5.21 mit σ_n^* gekennzeichnet dargestellt.

- Die Eigenspannungen sind in der Berechnung als konstant angenommen worden. Für kleine Risstiefen kann dies noch als gültig angenommen werden. Bei wachsendem Riss werden jedoch in den Rissflächen Eigenspannungen ausgelöst und damit die Eigenspannungsverteilung über den Querschnitt geändert. Dies könnte zu einer Reduktion der Zugeigenspannungen im betrachteten Querschnitt und somit zu einer Abnahme des Rissinkrements bei größeren Risstiefen führen.
- Ähnlich zu den Lastspannungen sind auch die Einbauspannungen im Bereich der Steife erhöht. Da diese Spannungen durch eine Verzwängung entstehen, können sie durch ei-

ne Reduktion der Probensteifigkeit verringert werden. Dieser Effekt wird jedoch nicht berücksichtigt. Zudem starten die Risse in der Probenmitte und laufen in Blechdickenrichtung hin zur neutralen Faser. Nach dem Durchriss auf der anderen Probenseite wächst der Riss weiter in Richtung der Probenränder. In diesen Bereich können sich die Spannungen umlagern und somit kann der Randbereich der Probe bei Rissfortschritt einen Teil der Einbauspannungen übernehmen. Diese beiden Effekte könnten auch zu einer Reduktion der Rissinkremente bei größeren Risstiefen führen.

Aus den Betrachtungen ergibt sich, dass die komplexe, dreidimensionale Spannungsverteilung im Probenquerschnitt nur unzureichend mit den vorhandenen analytischen Formeln abgebildet werden kann. Dies zeigt auch das ermittelte a/c -Verhältnis, dass in der Berechnung ein wesentlich schnelleres Risswachstum auf der Probenoberfläche kennzeichnet.

Trotz allen Vereinfachungen kann die Übereinstimmung zwischen der Berechnung und den Versuchsergebnisse mit einem Unterschied von Faktor zwei in der Schwingungszahl als durchaus befriedigend angesehen werden.

5.2.2.2 Rissinkremente und Werkstoffkennwerte

Im Vergleich zwischen berechnetem und experimentell ermitteltem Rissfortschritt zeigt sich, Bild 5.21, dass das Rissinkrement bei den Belastungsblöcken mit $F_a = 60 \text{ kN}$ rechnerisch gut erfasst wird. Die berechnete Rissfortschrittsrate bei den Belastungsblöcken mit $F_a = 30 \text{ kN}$ liegt jedoch wesentlich höher, als experimentell beobachtet.

Zur Verbesserung der Übereinstimmung zwischen Berechnung und Experiment wäre eine Modifikation der Parameter der NASGRO-Gleichung notwendig, so dass ein langsamerer Rissfortschritt bei hohen R-Werten stattfindet. Bei dieser Vorgehensweise muss jedoch die Frage gestellt werden, ob eine Veränderung der Werkstoffparameter auf Basis eines einzelnen Versuchs und einer Probenform, an der zudem der Rissfortschritt nur unvollständig analytisch erfasst werden kann, sinnvoll ist. Daher wird im Folgenden eine Rissfortschrittsberechnung mit den vorhandenen Daten durchgeführt.

5.2.2.3 Rissfortschrittswöhlerlinie

Auf Basis der vorgestellten Berechnungsroutine kann der Rissfortschritt der Längssteifen berechnet werden. Hierfür wird ein durchschnittlicher Verzug der Proben und ein Anfangsriss von $a = 0.5 \text{ mm}$ und $2c = 13 \text{ mm}$ verwendet. Zu besseren Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen wird das experimentell beobachtete Verhältnis von Risstiefe zu Risslänge a/c vorgegeben.

Eine Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse mit den experimentellen Untersuchungen zeigt eine Unterschätzung der Rissfortschrittslebensdauer um den Faktor 2.5, Bild 5.23. Diese Unterschätzung der Lebensdauer wurde schon in der Bewertung der Blockversuche beobachtet. In Richtung niedriger Lastamplituden laufen die analytisch berechneten Rissfortschrittswöhlerlinien für $R = -1$ und $R = 0$ zusammen. Bei hohen Schwingungen zeigt jedoch die berechnete Rissfortschrittswöhlerlinie mit $R = -1$ eine etwas größere Beanspruchbarkeit der Proben auf. Dies lässt sich auch an den Versuchsergebnissen, wenn auch nicht in der rechnerisch ermittelten Ausprägung, erkennen. Dieser Wöhlerlinienverlauf resultiert vermutlich auf dem größeren Einfluss des R-Werts der Belastung auf den R-Wert an der Risspitze.

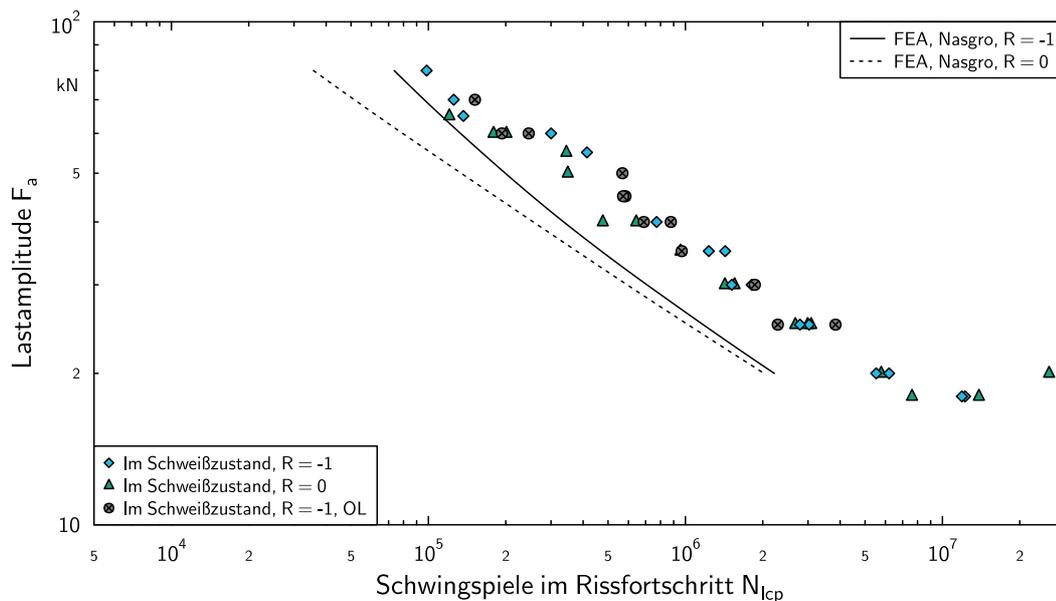


Bild 5.23: Experimentell ermittelte und analytisch berechnete Rissfortschrittswöhlerlinien der Längssteifen im Schweißzustand

Die Proben der Versuchsreihe 5, welchen vor Versuchsbeginn mit einer Überlast von $5 \times F = 120 \text{ kN}$ beaufschlagt wurden, weisen eine geringfügig längere Lebensdauer wie die Versuche an den Proben im Schweißzustand ohne Überlast auf.

Eine Gegenüberstellung des berechneten und experimentell beobachteten Rissfortschritts fällt für die spannungsarm geblühten Proben etwas schwerer aus. Dies ist durch den Verzug der Proben bedingt, der, wie in Abschnitt 5.1.3.1 gezeigt, einen hohen Einfluss auf die Lebensdauer ausübt. Von daher wurde einerseits die Wöhlerlinie auf Basis des mittleren Verzugs ermittelt, zudem aber auch der minimale ($\sigma_V = 0 \text{ MPa}$) und maximale ($\sigma_V = 215 \text{ MPa}$) Verzug verwendet, Bild 5.24.

Bei der Gegenüberstellung zeigt sich, dass die Versuchsergebnisse durch die rechnerisch ermittelten Streubänder beschrieben werden können. Bei den Proben mit einem R-Wert von $R = -1$ zeigt sich zudem, dass auf höheren Lasthorizonten der Verzug und die damit verbundenen Einbauspansungen einen wesentlich größeren Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben, als auf die zug-schwellend beanspruchten Proben. Auf niedrigen Lasthorizonten spielt hingegen der Verzug der Proben eine dominante Rolle. Bei hohem Verzug bzw. hohen Einbauspansungen verschiebt sich der Abknickpunkt in Richtung höherer Schwingspielzahlen.

Im Vergleich der Rissfortschrittslebensdauern der spannungsarm geblühten Längssteifen und der Längssteifen im Schweißzustand zeigt sich eine teils geringere Lebensdauer der spannungsarm geblühten Proben, Bild 5.25. Dies deutet darauf hin, dass das Spannungsarmglühen, neben dem gewollten Effekt einer Reduktion der Schweißeigenstressungen, zusätzlich den Widerstand des Werkstoffs gegen Rissfortschritt verändert hat. Eine Überprüfung dieser Annahme durch die experimentelle Ermittlung von Rissfortschrittskennwerten wurde in dieser Arbeit nicht durchgeführt. Die Erhöhung der Rissfortschrittsrate durch Spannungsarmglühen wurde aber schon an einem Stahl mit ähnlicher chemischer Zusammensetzung experimentell ermittelt [Gow85].

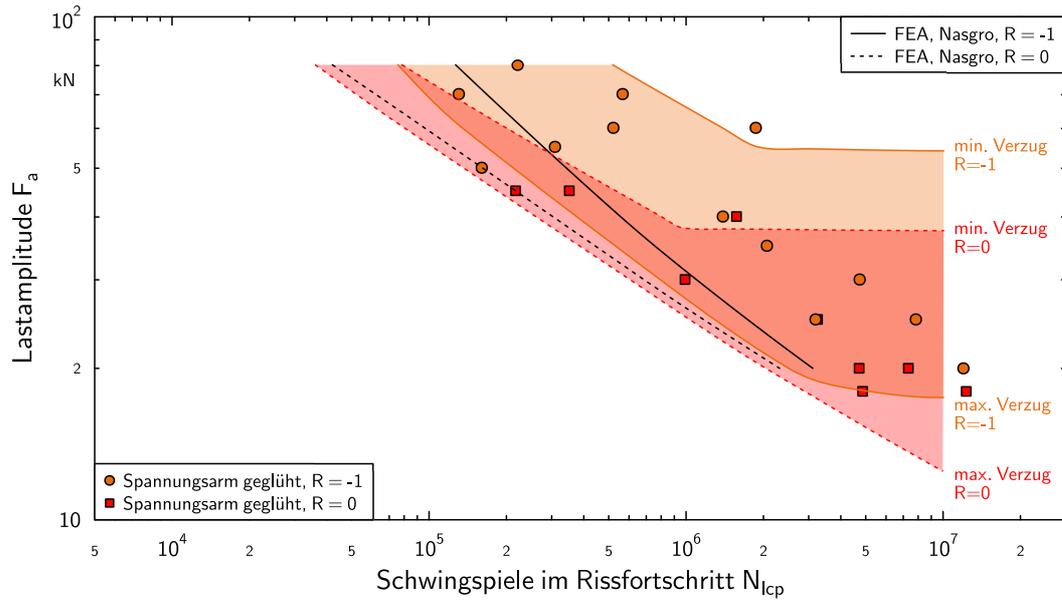


Bild 5.24: Experimentell ermittelte und analytisch berechnete Rissfortschrittswöhlerlinien der spannungsarm geglühten Längssteifen

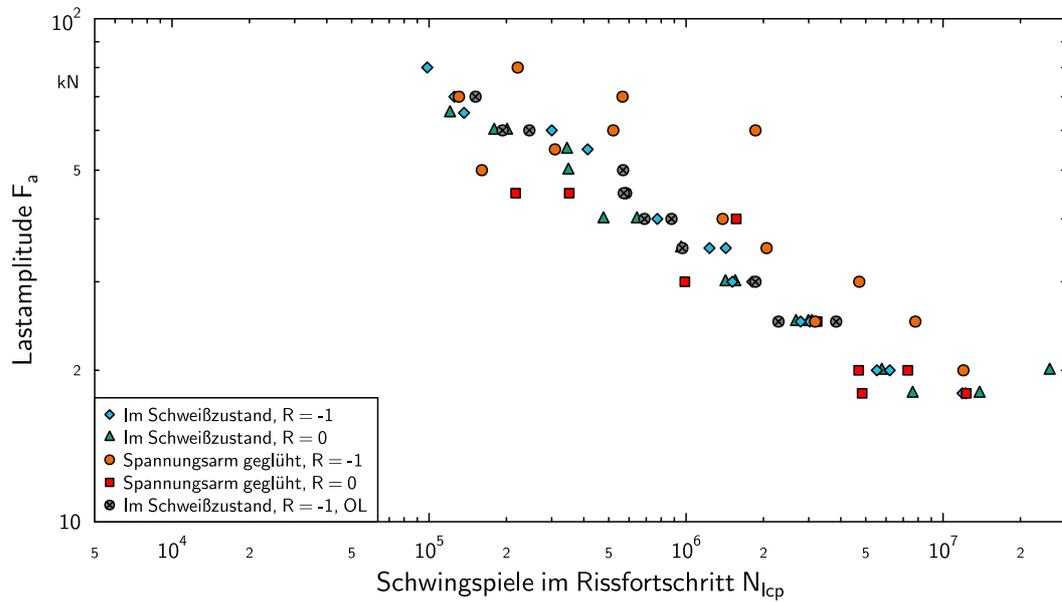


Bild 5.25: Vergleich der experimentell ermittelten Rissfortschrittslebensdauern der Längssteifen

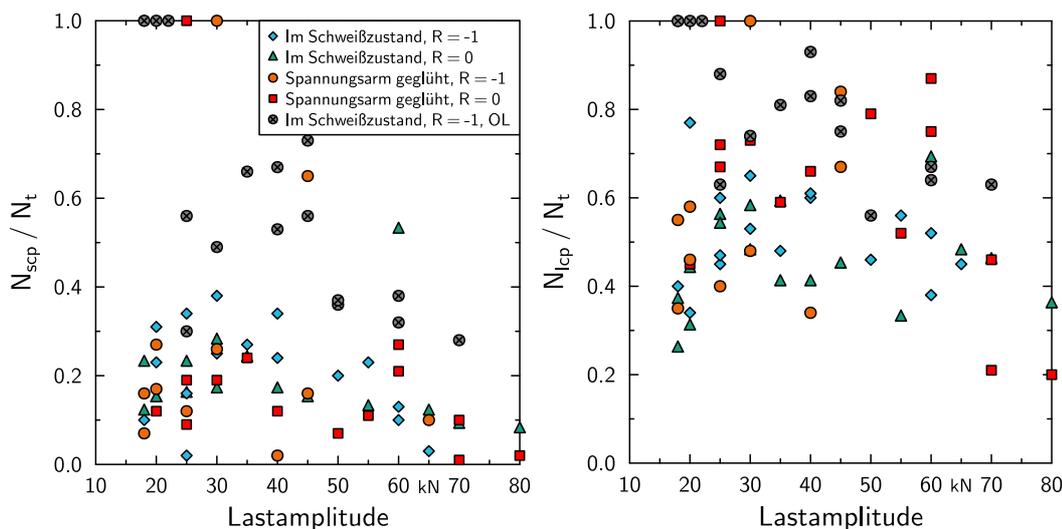


Bild 5.26: Verhältnis von Anriss- zu Gesamtlebensdauer der Längssteifen in Abhängigkeit des Lasthorizonts

5.3 Gesamtlebensdauer

5.3.1 Übergangsrisslänge

Die Berechnung der Gesamtlebensdauer kann über eine Addition von Anriss- und Rissfortschrittswöhlerlinie vorgenommen werden. Hierbei muss, wie in Abschnitt 3.3 dargestellt, eine Übergangsrisslänge definiert werden, mit der von der Anriss- in die Rissfortschrittsbewertung gewechselt wird. Auf Basis der Versuche stehen zwei unterschiedliche Rissstadien zur Verfügung: erstens, die Bildung eines sehr kleinen, einzelnen Anrisses nahe der Detektionsgrenze ($a_{sci} \approx 0.1 \text{ mm}$) und zweitens die Bildung eines Makrorisses, der eine Risstiefe von ($a_{lci} \approx 0.5 \text{ mm}$) aufweist. Mit diesen Daten kann das Verhältnis von Anriss zu Bruch dargestellt werden, Bild 5.26.

Es zeigt sich, dass schon zu einem sehr frühen Zeitpunkt an den Längssteifen die Anrissbildung stattfindet. Bei den Versuchsreihen 1–4 liegt diese im Durchschnitt bei unter 20% der Gesamtlebensdauer. Nur bei Versuchsreihe 5, die mit einer Überlast vor Versuchsbeginn beaufschlagt wurde, liegt diese bei ca. 50%. Wählt man das Kriterium „Beginn des Makrorissfortschritts“, so verschieben sich die Anteile auf ca. 50% respektive 80%.

Eine eindeutige Korrelation zwischen dem Anteil von Anriss- zu Gesamtlebensdauer und der Lastamplitude ist bei keiner Versuchsreihe eindeutig zu bestimmen. Nur bei der Versuchsreihe 5 lässt sich eine Erhöhung der Anrisslebensdauer bei geringen Lastamplituden erkennen. Auch bei der Betrachtung des Versagenskriteriums „Beginn des Makrorissfortschritts“ ist keine weitere Korrelation erkennbar.

Da das Verhalten von kurzen Rissen nicht mit der Langrissbruchmechanik abgebildet werden kann, wird als Übergangsrisslänge $a_{lci} \approx 0.5 \text{ mm}$ verwendet. Dies entspricht auch in etwa dem Mittel der aus der Literatur bekannten Übergangslängen, Tabelle 3.4.

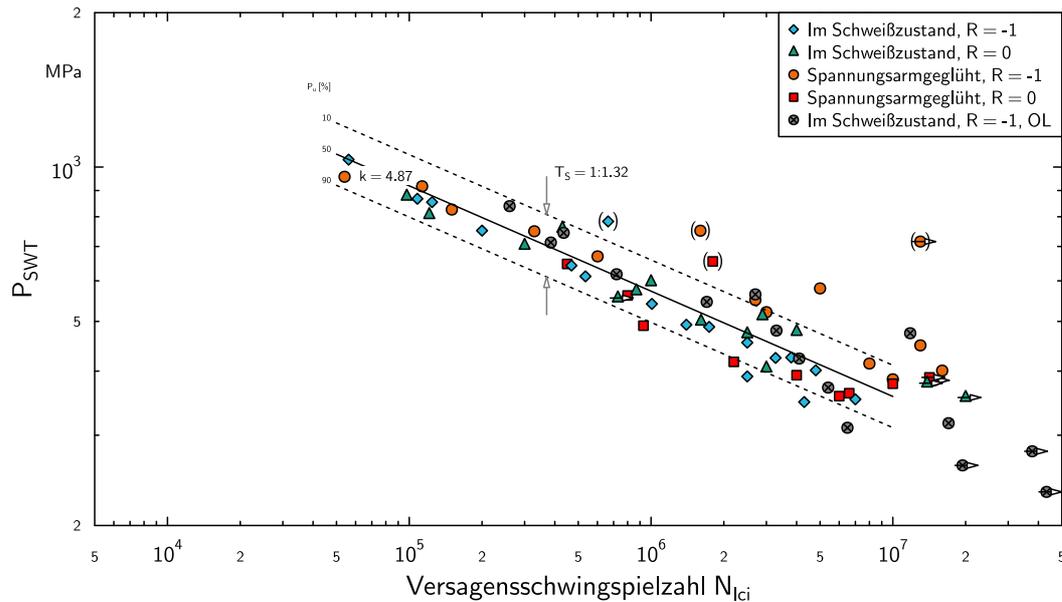


Bild 5.27: P_{SWT} -Referenzwöhlerlinie der Längssteifen auf Basis des Radius $r = 0.05 \text{ mm}$ und des Versagenskriteriums „technischer Anriss“ (N_{lci})

5.3.2 Berechnung der Anrisswöhlerlinie

Für die Berechnung einer P_{SWT} -Anrisswöhlerlinie der Längssteifen hat sich gezeigt, dass die Verwendung des gemessenen, durchschnittlichen Radius eine Überführung der Versuchsdaten für das Versagenskriterium Anriss und Bruch in eine Wöhlerlinie mit geringem Streuband ermöglicht, Bild 5.27. Bedingt durch die gewählte Übergangsrisslänge von $a_{lci} = 0.5 \text{ mm}$ wird für die Bewertung der Gesamtlebensdauer eine P_{SWT} -Wöhlerlinie für das entsprechende Versagenskriterium abgeleitet, Bild 5.27.

Hierbei ist zu bemerken, dass bei der Anrissbewertung der Längssteifen zwar die Neigungen der Anrisswöhlerlinie der Längssteifen und der über das UML abgeleiteten Wöhlerlinie des Grundwerkstoffs angenähert werden konnten. Aber selbst bei der Anwendung von Stützziffern ergaben sich Unterschiede in den absoluten Werten. Aus diesem Grund wurde für die Anrissbewertung eine aus den Versuchsergebnissen abgeleitete (Referenz)- P_{SWT} -Wöhlerlinie und nicht die Wöhlerlinie des Grundwerkstoffs verwendet. Diese weist ein Streumaß von $T_S = 1 : 1.32$ auf.

Eine Anrissbewertung über die Referenzwöhlerlinie wird identisch zur Bewertung der Einzelversuche in Abschnitt 5.1.3.4 durchgeführt, nur dass für alle Versuchsreihen der mittlere Verzug aufgebracht wird. Für mehrere Lasthorizonte wird darauf der Schädigungsparameter berechnet und über die Referenzwöhlerlinie eine Schwingspielzahl ermittelt.

In einer Gegenüberstellung der berechneten Anrisswöhlerlinien mit den Versuchsergebnissen zeigt sich vor allem im Bereich höherer Lastamplituden eine gute Übereinstimmung, Bild 5.28. Bei der Versuchsreihe 5 wird eine signifikant flachere Wöhlerlinienneigung berechnet. Dies resultiert aus den Druckeigenstressungen, die durch die Vorlast von $F = 120 \text{ kN}$ in den Nahtübergangskerben eingebracht wurden. Der schwingfestigkeitssteigernde Effekt wird aber ab $N \geq 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen überschätzt, wie es auch schon bei der Bewertung der Schwingfestigkeit mit dem P_{SWT} -Parameter in Bild 5.16 bis 5.18 zu sehen ist.

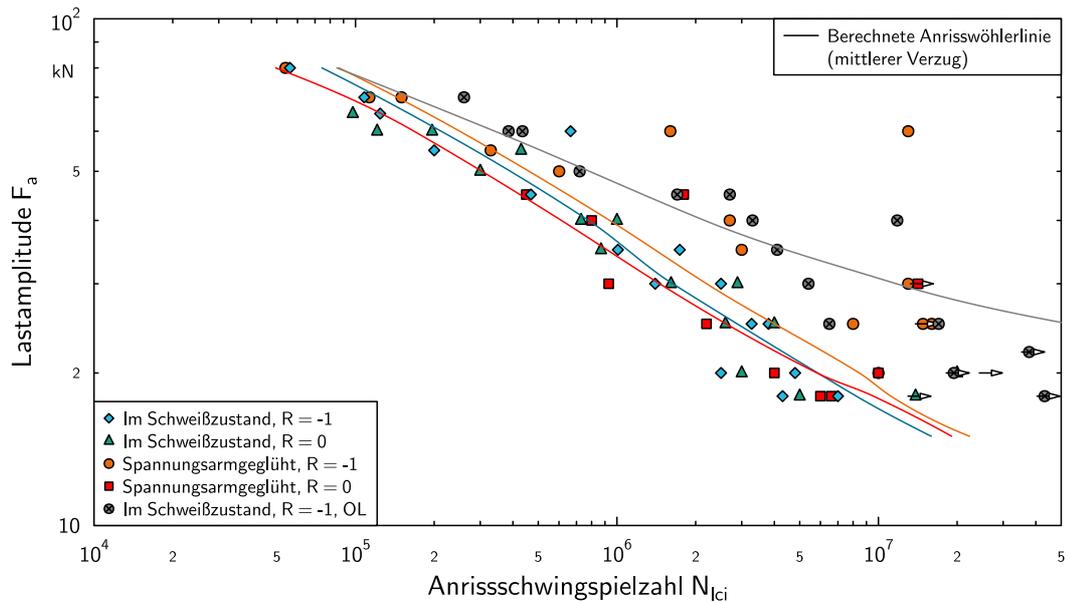


Bild 5.28: Berechnete Anrisswöhlerlinie auf Basis eines mittleren Verzugs im Vergleich zu den Versuchsergebnissen

Bei den Versuchreihen an den spannungsarm geblühten Proben zeigt sich ein großer Einfluss des Verzugs auf die Lebensdauer der Längssteifen. Aus diesem Grund wurde für diese beiden Versuchreihen die Anrisschwingspielzahl auf Basis der minimalen und maximalen Einbauspansungen berechnet, Bild 5.29. Hier zeigt sich ein größerer Einfluss des Verzugs bei niedrigen Lastamplituden. Über den mit den Berechnungen aufgespannten Schwingspielzahlbereich können nahezu alle Versuchsergebnisse abgedeckt werden.

5.3.3 Berechnung der Gesamtwöhlerlinie

Für die Berechnung der Gesamtlebensdauer werden die ermittelten Rissfortschrittswöhlerlinien aus Abschnitt 5.2 mit den über die Referenzwöhlerlinien berechneten Anrisslebensdauern zusammen geführt.

Für die Längssteifen im Schweißzustand zeigt sich hierbei, dass der Verlauf der Wöhlerlinien gut nachvollzogen werden kann, Bild 5.30. Der Probenbruch wird jedoch bei niedrigeren Schwingspielzahlen berechnet. Dies liegt an dem bereits bei der Rissfortschrittsbewertung ermitteltem Unterschied zwischen Berechnung und Versuch, Bild 5.23. Zudem ist wieder die nicht konservative Bewertung der Versuchsergebnisse aus Reihe 5 zu erkennen, die durch die Unterschiede in der Anrisserkennung begründet werden.

Bei allen Versuchreihen zeigt sich aber, dass der Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer auf höheren Lasthorizonten etwas größer ist.

In einem Vergleich zwischen berechneter Versagensschwingspielzahl der spannungsarm geblühten Proben bei $R = -1$ zeigt sich eine gute Übereinstimmung der Ergebnisse, Bild 5.31. Alle experimentell ermittelten Ergebnisse liegen in dem Streuband, das durch die Berücksichtigung des Verzugs in der Berechnung aufgespannt werden kann. Von Interesse ist der Verzug bzw. sind die Einbauspansungen vor allem bei niedrigen Lastamplituden, da durch diese der

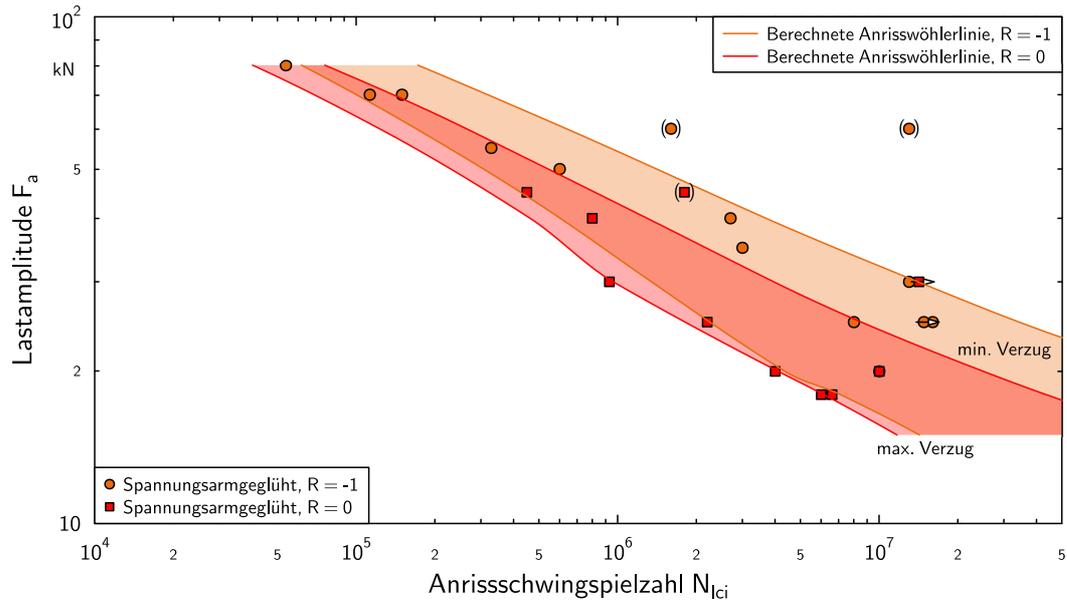


Bild 5.29: Berechnete Anrisswöhlerlinie für minimalen und maximalen Verzug im Vergleich zu den Versuchsergebnissen an den spannungsarm geblühten Längssteifen

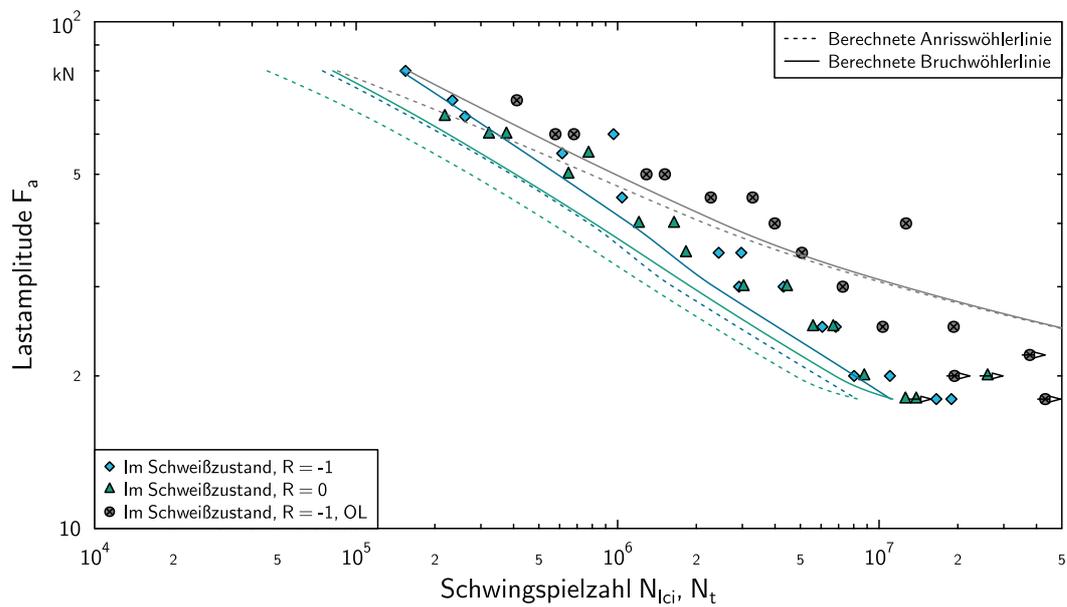


Bild 5.30: Vergleich der berechneten Anriss- und Rissfortschrittswöhlerlinie zu den Versuchsergebnisse an den Längssteifen im Schweißzustand

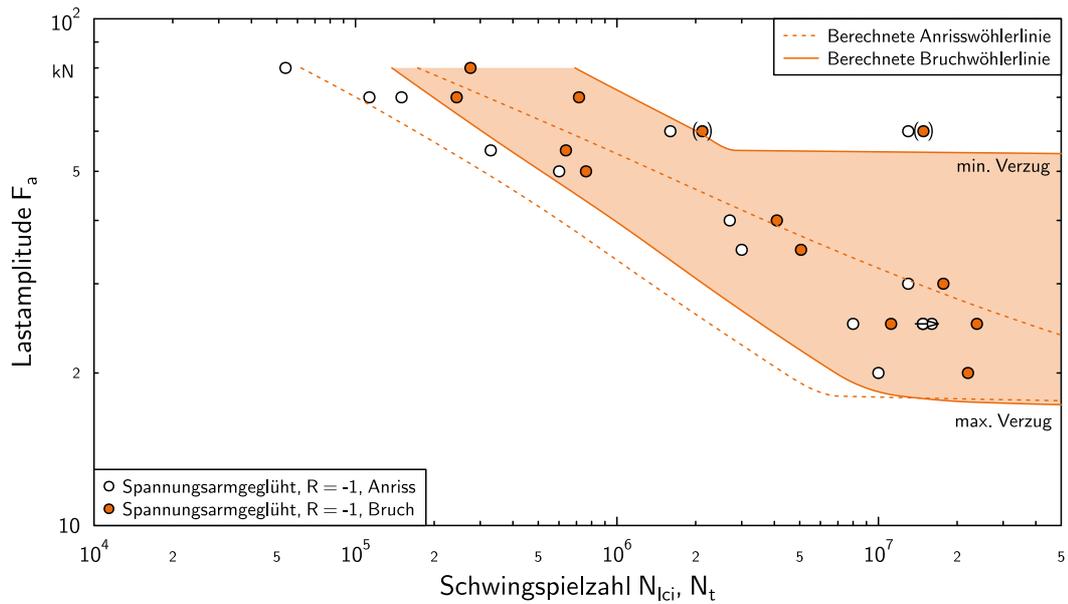


Bild 5.31: Vergleich der berechneten Anriss- und Rissfortschrittswöhlerlinie für minimalen und maximalen Verzug zu den Versuchsergebnisse an den spannungsarm geglühten Längssteifen bei $R = -1$

Abknickpunkt abgesenkt wird und somit ein (rechnerisches) Streumaß von ca. $1 : T_S = 3.0$ hervorruft.

Bei den spannungsarmgeglühten Längssteifen, die mit einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ geprüft wurden, zeigt sich ein ähnliches Bild, Bild 5.32. Die Versuchsergebnisse können über das Streuband nahezu vollkommen erfasst werden und der Verzug hat vor allem bei niedrigen Lastamplituden einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Die verzugsbedingte Gesamtstreuung ist jedoch etwas niedriger. Dies kann methodisch einerseits über den geringeren Anteil von Riss schließen und andererseits durch den geringeren Einfluss der Mittelspannungen auf die lokalen ertragbaren Beanspruchungen beim Spannungsverhältnis $R = 0$ im Vergleich zu $R = -1$ erklärt werden.

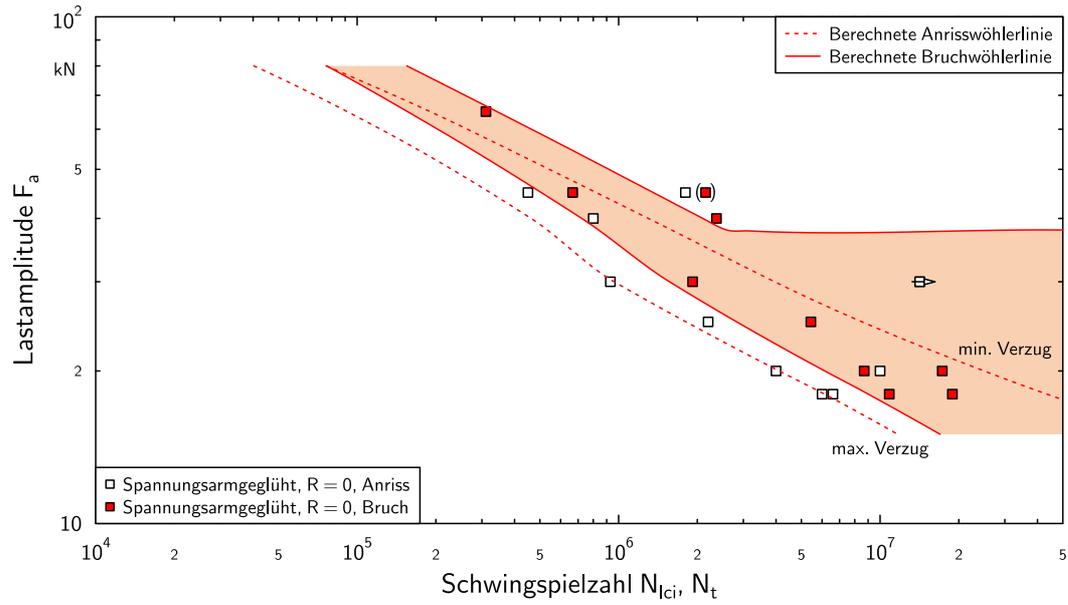


Bild 5.32: Vergleich von berechneter Anriss- und Rissfortschrittswöhlerlinie für minimalen und maximalen Verzug mit den Versuchsergebnisse an den spannungsarm geblühten Längssteifen bei $R = 0$

6 Diskussion der Ergebnisse

6.1 Besondere Eigenschaften von geschweißten Verbindungen

In den durchgeführten Untersuchungen und Bewertungen hat sich gezeigt, dass die Schwingfestigkeit von geschweißten Komponenten von einer großen Anzahl an unterschiedlichen Einflussgrößen bestimmt wird. Da die Wirksamkeit von einzelnen Einflussgrößen noch von dem jeweiligen Grad der Schädigung (Risstiefe und -länge) abhängig ist, erhöht sich der Komplexitätsgrad zusätzlich. Aus diesen Gründen werden im Folgenden erst die wichtigsten Einflussfaktoren dargestellt, bevor deren Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit in den weiteren Abschnitten detailliert diskutiert werden.

6.1.1 Beanspruchung der Schweißnähte

Auf der Seite der Beanspruchungen sind zuerst die „lokalen Mittelspannungen“ zu nennen. Unter diesem Begriff werden im Weiteren drei bzw. vier vom Ursprung her unterschiedliche Spannungen betrachtet, Bild 6.1. Dies sind:

- Schweißeigenstressungen, die nach dem Schweißen über dem Nahtquerschnitt im Gleichgewicht vorliegen,
- Einbauspännungen, die durch das Einbauen von geschweißten Proben im versagensrelevanten Nahtquerschnitt bedingt durch z. B. Winkelverzug und Kantenversatz eingebracht werden bzw.
- Verzängungsspannungen, die in komplexen Schweißstrukturen entweder durch ein Beziehen von durch Verzug versetzten Fügepartnern oder durch Schrumpfung von anderen Schweißnähten erzeugt werden und
- Lastmittelspannungen, die sich durch den R-Wert bzw. die Mittelspannung der Last ergeben.

Bei einer Bewertung ist zu beachten, dass bei den Einbau- bzw. Verzängungsspannungen sowie den Lastspannungen eine zusätzliche Spannungsüberhöhung an den Kerben auftritt, die durch unterschiedliche Formzahlen (K_t für die Lastspannungen und $K_{t,C}$ für die Einbauspännungen) bestimmt ist.

Bei Schwingbelastung werden den lokalen Mittelspannungen zeitlich veränderliche Spannungen überlagert. Diese weisen wiederum eine Spannungsüberhöhung und daher einen Spannungsgradienten auf, der abhängig von der Belastung und der lokalen Schweißnahtgeometrie ist.

In den Kerben kann aufgrund der Schweißeigenstressungen bereits im Ausgangszustand ein zweiachsiger Spannungszustand vorliegen. Diesem wird bedingt durch die Querkontraktionsbehinderung in der Kerbe auch bei einachsiger äußerer Belastung ein zweiachsiger Spannungszustand überlagert. Zudem kann im versagensrelevanten Querschnitt der Schweißverbindung

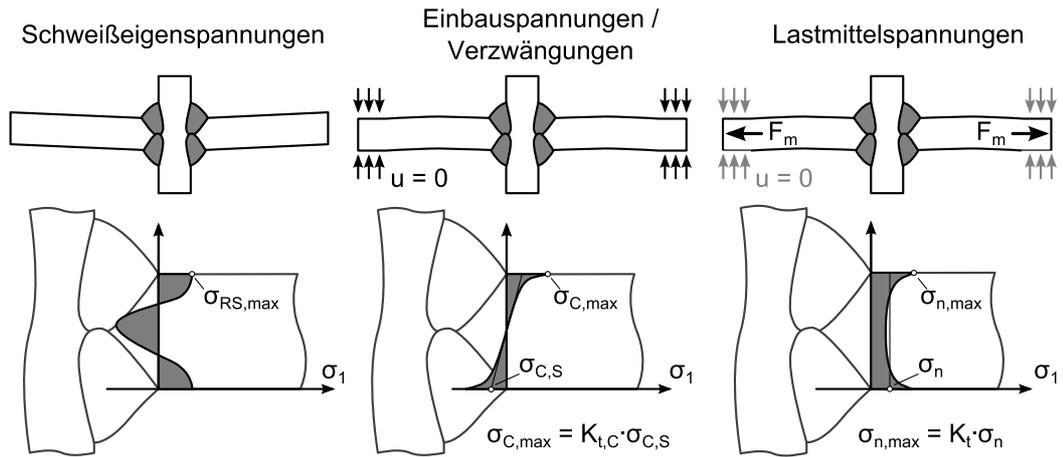


Bild 6.1: Lokale Mittelspannungen bei Schwingfestigkeitsuntersuchungen an geschweißten Proben

ein dreiachsiger Spannungszustand vorliegen. Die Darstellung in Bild 6.1 stellt somit eine gewisse Vereinfachung dar.

6.1.2 Gefüge und Rissfortschritt

Bei Schweißverbindungen lässt sich meist kein eindeutiger Werkstoffzustand im Bereich der versagenskritischen Kerben festlegen, Bild 6.2. Dies liegt daran, dass direkt an den Kerben der Übergang von Schweißgut zur Wärmeeinflusszone vorliegt. Diese beiden Werkstoffzonen können sich in ihrer Kristallstruktur wie auch in der Härte wesentlich unterscheiden. Bei der Verwendung von Schweißzusatzwerkstoffen, wie es zum Beispiel bei einem MSG-Schweißprozess üblich ist, liegt zudem eine abweichende Werkstoffzusammensetzung zwischen Schweißgut und Wärmeeinflusszone vor.

Im Umfeld dieser komplexen Gefügestruktur findet die Rissinitiierung und der weitere Rissfortschritt statt. Für die Anrissphase kann in den meisten Fällen nicht klar definiert werden, welche Gefügezone die maßgebliche Rolle bei einer Anrissbildung spielt. Der folgende Rissfortschritt, der bei Schweißverbindungen einen signifikanten Anteil an der Gesamtlebensdauer einnehmen kann, verläuft zudem häufig durch verschiedene Gefügezonen. Die Risswachstumsgeschwindigkeit kann wiederum von den einzelnen Gefügestrukturen beeinflusst werden.

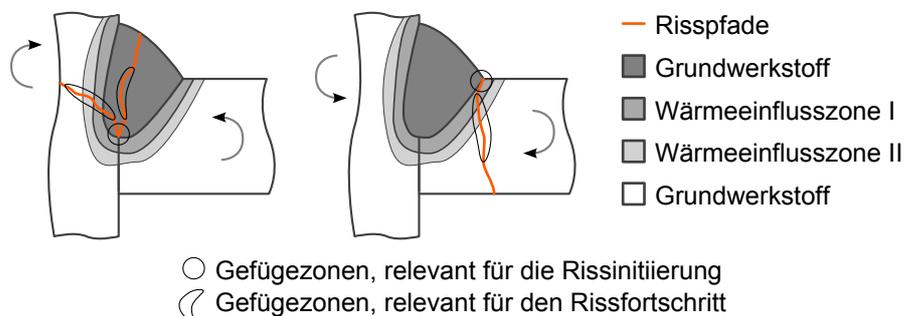
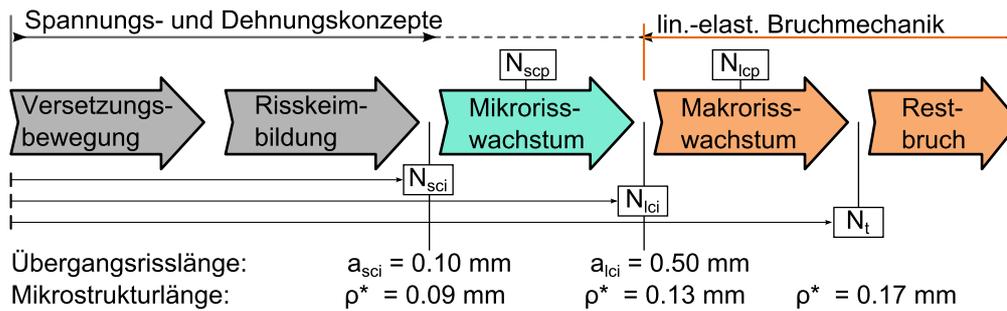


Bild 6.2: Werkstoffzonen in der Anriss- und Rissfortschrittsbewertung

Bild 6.3: Gewählte Übergangsrisslängen und identifizierte Mikrostrukturlängen ρ^*

6.2 Einfluss von Spannungsgradienten auf die Anrissbildung

Die an Schweißverbindungen vorliegenden scharfen Kerben führen zu hohen Spannungsgradienten im Kerbsegment, die bei einer Schwingfestigkeitsbewertung mit berücksichtigt werden müssen. Aus diesem Grund wurde der Einfluss von hohen Spannungsgradienten auf die lokal ertragbaren Beanspruchungen an unterschiedlich scharf gekerbten, ungeschweißten Proben identifiziert. Da diese Untersuchungen eigenständig bewertet werden können und die Ergebnisse für die Bewertung der geschweißten Längssteifen benötigt werden, erfolgt eine separate Diskussion in einem eigenen Abschnitt.

Für die Untersuchungen wurden keine geschweißten Proben gewählt, da an diesen eine definierte Kerbgeometrie (Kerbradius und Kerböffnungswinkel) eingestellt werden kann und ein einheitlicher Werkstoffzustand vorliegt. Dies ist bei Schweißnähten nicht der Fall, da durch den Schweißprozess stark variierende Kerbgeometrien erzeugt werden, sowie ein stark heterogenes Werkstoffgefüge im Bereich der versagensrelevanten Kerbe vorliegt. Diese Eigenschaften erschwert erheblich die Auswertung und die Identifikation des Gradienteneinflusses.

6.2.1 Bewertung der elastischen ertragbaren Beanspruchungen

Bei einer Bewertung mit linear-elastischen Beanspruchungen konnte gezeigt werden, dass der Einfluss der Spannungsgradienten über Konzepte zur Erfassung der Mikrostützwirkung sehr gut beschrieben werden kann. Da das Verhältnis von Anriss- und Bruchschwingspielzahl der Proben in Abhängigkeit von dem Kerböffnungswinkel und dem Kerbradius stark variiert, ergeben sich für die Versagenskriterien „Anriss“ mit einer Risslänge von a_{sci} , „Start eines Makrorisses“ mit a_{lci} bzw. „Bruch der Probe“ a_t variierende Ersatzstrukturlängen, Bild 6.3.

Für das Versagenskriterium „Anriss“ mit einem Oberflächenriss einer Länge von ungefähr $2c = 2.0 \text{ mm}$ ($a \approx 0.1 \text{ mm}$) ergibt sich eine geringere Stützwirkung als für die weiteren Rissstadien, Bild 5.3. Dies liegt unter anderem darin begründet, dass die Bildung eines Makrorisses (bzw. die Phase des Kurzrisswachstums N_{scp}), beginnend von einem ersten Anriss auf der Oberfläche, einen großen Anteil an der Gesamtlebensdauer einnimmt. Da auch der Anteil des Kurzrisswachstums an der Gesamtlebensdauer mit zunehmenden Spannungsgradienten größer wird, ergibt sich eine insgesamt geringere Stützwirkung für die Bildung eines ersten Anrisses.

Je nach Betrachtungsweise bzw. gewähltem Anrisskriterium kann die Phase des Kurzrisswachstums daher entweder der Anrissbildung oder dem Makrorissfortschritt zugeordnet werden. Wird die Phase des Kurzrisswachstums der Anrissphase zugeordnet, ergibt sich ei-

ne größere Stützwirkung. Wird das Kurzrisswachstum dem Rissfortschritt zugeordnet, ergibt sich eine geringere Stützwirkung.

Dieses Ergebnis bestätigt im Ansatz die Vorgehensweise der 6. Ausgabe der FKM-Richtlinie [Ren+12]. In der Richtlinie wird der Einfluss der Spannungsgradienten auf das Wachstum von kurzen Rissen über die bruchmechanische Stützziffer n_{BM} erfasst [Han+09]. Diese erfasst direkt den Anteil des Kurzrisswachstums für die Bildung eines Anrisses in Abhängigkeit des Spannungsgefälles G_σ und wird somit der Stützwirkung zugeordnet. Im Vergleich zwischen der 5. Ausgabe [Hä+03] und der 6. Ausgabe der Richtlinie zeigt sich auch, Bild 5.5, dass die Stützwirkung von scharfen Kerben über den neuen Bewertungsansatz wesentlich besser erfasst werden kann.

Die erzielten Ergebnisse an den gekerbten Proben bestätigen zudem den Ansatz der Stützwirkungskonzepte: Eine Überführung der Spannungsverteilung im Kerbligament $\sigma(x, y, z)$ in eine effektive Spannung σ_{eff} , die bei einer Schwingfestigkeitsbewertung der ertragbaren Nennspannung entspricht, Gleichung 3.6.

Ein genereller Nachteil dieser sowie aller anderen spannungsbasierten Methoden ist jedoch, dass keine Aussage über die Neigung und den Abknickpunkt der Bauteilwöhlerlinie getroffen werden kann. Diese Parameter werden von einer Referenz- oder Bemessungswöhlerlinie vorgegeben, die auf Basis einer meist größeren Anzahl von Versuchsergebnissen abgeleitet wurde. Die Versuchsdatenbasis definiert somit die Lage des Abknickpunkts und die Neigung der Wöhlerlinie. Bei der Wahl einer mittleren Neigung sowie eines (konservativen) Abknickpunkts kann aber eine zuverlässige Abschätzung durchgeführt werden [Stö+11]. Bei einer Schwingfestigkeitsbewertung von (geschweißten) Bauteilen ist jedoch zu beachten, dass Blechdicke und Steifigkeit des Bauteils ähnlich der Detailproben sind, aus denen die Referenzwöhlerlinie abgeleitet wurde [SBB10].

6.2.2 Bewertung der elastisch-plastischen Beanspruchungen

Neben der Identifizierung des Einflusses der Stützwirkung bei rein elastischer Beanspruchung, sollte auch der Einfluss bei der Anwendung des Dehnungskonzept untersucht werden. An den in dieser Arbeit untersuchten ungeschweißten, gekerbten Proben wurden zwei Vorgehensweisen betrachtet. Einerseits wurden die Stützziffern verwendet, die bei einer Minimierung der Streuung aller Versuchsergebnisse identifiziert wurden und andererseits die Kennwerte, die aus einer Minimierung der Streuung der Beanspruchbarkeiten am Abknickpunkt resultieren. Mit diesen beiden Ansätzen wurden die P_{SWT} -Wöhlerlinien bewertet.

Werden die Stützziffern verwendet, die auf Basis aller Versuchsergebnisse identifiziert wurden, so ergibt sich eine Überschätzung der Stützwirkung im Dehnungskonzept. Dies ist vermutlich auf Makrostützwirkungseffekte auf hohen Lasthorizonten zurückzuführen, die mit in die Bewertung eingehen. Werden hingegen die Werkstoffkennwerte verwendet, die zu einer Minimierung der Streuung der Beanspruchbarkeiten am Abknickpunkt führen, konnten die berechneten ertragbaren Dehnungsamplituden bzw. die Werte des Schädigungsparameter in eine gemeinsame Dehnungs- bzw. P_{SWT} -Wöhlerlinie mit geringer Streuung überführt werden, Bild 5.6. Diese Wöhlerlinie entspricht zudem der des Grundwerkstoffs. Dieses Ergebnis entspricht den Aussagen in der Literatur, dass nur der elastische Teil der Stützziffer mit in die Bewertung aufgenommen werden soll [See96].

6.3 Einfluss von Mittel- und Eigenspannungen

Bei den experimentellen und numerischen Untersuchungen an den Längssteifen hat sich gezeigt, dass die Schwingfestigkeit durch eine große Anzahl von Parametern beeinflusst wird. Bei den untersuchten Längssteifen sind dies vor allem die Eigenspannungen und die Einbauspännungen, die beim Einspannen der Proben in Abhängigkeit von deren Winkelverzug in die Proben eingebracht werden. Des Weiteren kann ein Einfluss der Mittelspannungen aus äußerer Belastung sowie von Vorlasten auf die Schwingfestigkeit ermittelt werden. Der Einfluss der einzelnen Parameter zeigt sich zudem abhängig von der vorliegenden Schädigung, d. h. ob die Probe einen Riss aufweist bzw. wie groß die Abmessung des Risses ist.

Der Hauptteil der experimentellen Untersuchungen lag in der Durchführung der Schwingfestigkeitsversuche an den Längssteifen, über die direkt der Einfluss von Mittel- und Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ermittelt werden sollte. Besonderer Aufwand wurde hinsichtlich des Winkelverzugs der Proben durchgeführt, in dem die Beanspruchung, die durch den Einbau in jede Probe eingebracht wurde, über einen DMS messtechnisch erfasst wurde. Zudem wurde der Rissfortschritt bei jeder Probe über eine Digitalkamera erfasst, so dass Wöhlerlinien für unterschiedliche Schädigungen ermittelt werden konnten.

Bei der Diskussion über die Höhe des Einflusses von einzelnen Parametern muss in jedem Fall beachtet werden, ob ein experimentell bestätigter, direkter Zusammenhang zwischen Parameter und Schwingfestigkeit vorliegt, oder ob es sich um einen Indizien-basierten Rückschluss handelt. Dieser Aspekt ist vor allem bei den lokalen Größen in der Nahtübergangskerbe von besonderem Interesse, da eine direkte Messung, bedingt durch die sehr kleinen Nahtübergangsradien, nicht möglich war.

6.3.1 Versuche an Längssteifen im Schweißzustand

Im Vergleich der beiden Versuchsreihen an den Proben im Schweißzustand zeigt sich, dass sowohl die Anriss- wie auch die Rissfortschrittswöhlerlinien unabhängig von den betrachteten Spannungsverhältnissen $R = -1$ und $R = 0$ sind. Dies ist ein Ergebnis, dass insbesondere an dieser Probenform festgestellt wird und in der Literatur [Mar+97; BM93] hohen schweißbedingten Zugeigenspannungen zugeschrieben wird.

Mittels röntgenograpischer Eigenspannungsmessungen konnten Zugeigenspannung in einer Höhe von ca. $\sigma_{ES} = 250 \text{ MPa}$ in einem Abstand vom 1 mm von der Nahtübergangskerbe ermittelt werden. Hohe Zugeigenspannungen konnten auch über Dehnungsmessungen bestätigt werden, in denen der Beginn plastischen Fließens weit unterhalb der Streckgrenze ermittelt wurde. Eine genaue Messung der Spannungswerte in der versagens-relevanten Nahtübergangskerbe mit einem gemessenen, mittleren Radius von $r = 0.05 \text{ mm}$ ist jedoch messtechnisch sehr aufwändig oder nicht möglich. Da aber das Versagen direkt in der Nahtübergangskerbe startet, stellen die hohen experimentell ermittelten Eigenspannungsgradienten in einem geringen Abstand von ca. 0.5 mm bis 2.0 mm von der Nahtübergangskerbe, Bild 4.29, eine Herausforderung bei der Bewertung dar.

Zusätzlich zu den Eigenspannungen werden durch das Einspannen der Proben Einbauspännungen eingebracht, die bei nahezu allen Proben im Zugbereich liegen. Diese Einbauspännungen überlagern sich den Schweiß eigenspannungen, Bild 6.1. Somit ist für die experimentell ermittelte Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit vom Spannungsverhältnis nicht nur der im unbelasteten Zustand gemessene Schweiß eigenspannungszustand, sondern auch die verzugsbedingten Einbauspännungen verantwortlich. Da auch bei Proben mit geringem Verzug keine

signifikant höhere Schwingfestigkeit zu beobachten ist, kann auch auf höhere, schweißbedingte Zugeigenspannungen in der Nahtübergangskerbe geschlossen werden.

6.3.2 Versuche an spannungsarm geglähten Längsteifen

Zur Ermittlung des Einflusses von Schweißigenspannungen auf die Schwingfestigkeit wurden Proben zusätzlich spannungsarm gegläht. In den durchgeführten Schwingfestigkeitsversuchen ergab sich eine Erhöhung der Streuung sowie bei den Proben mit einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ eine signifikante Verlängerung der Lebensdauer. Für $N = 2 \cdot 10^6$ Schwingspiele wurde eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M_1 = 0.33$ ermittelt.

Für eine genauere Betrachtung dieser Ergebnisse sollte aber zuerst das Spannungsarmglühen näher betrachtet werden. Diese Behandlung hat zwei Effekte zur Folge: Einerseits werden die Schweißigenspannungen auf einen sehr niedrigen Wert reduziert. Dies konnte durch röntgenographische Eigenspannungsmessungen bestätigt werden. Andererseits führt das Glühen der Proben zu einer Absenkung der Härte in allen Gefügebereichen und somit zu einer möglichen Veränderung der Werkstoffeigenschaften bzw. -kennwerte. Vor allem der zweite Aspekt sollte bei der Ergebnisbetrachtung nicht vernachlässigt werden:

Nach dem Einbauen der Proben und vor dem Start der Schwingfestigkeitsversuche liegen nur die durch das Einspannen der Proben eingebrachten Einbauspansungen vor. In der Versuchsauswertung konnte gezeigt werden, dass diese einen großen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben und zu einem großen Teil für die hohe Streuung verantwortlich sind. Proben mit hohem Verzug und hohen Einbauspansungen fallen in das Streuband der Längsteifen im Schweißzustand.

Der Einfluss des R-Werts kann sowohl in der Anriss- wie auch in der Rissfortschrittsphase beobachtet werden. Für beide Lebensdauerabschnitte zeigt sich eine Schwingfestigkeitssteigerung, falls nicht ein überdurchschnittlicher Verzug der Proben vorliegt. Werden die Einbauspansungen als Mittel- oder stabile Eigenspannungen betrachtet, so kann für das Versagenkriterium „Anriss“ die Mittelspannungsempfindlichkeit als Haupteinflussgröße für dieses Verhalten betrachtet werden. Für den Bereich des Rissfortschritts sind es ebenso die Mittelspannungen, die sich auf die Schwingfestigkeit über deren Einfluss auf die Rissfortschrittsrate auswirken.

6.3.3 Versuche an Längsteifen mit Überlast

Die Versuche mit einer vor dem Versuchsstart mehrmals aufgebrachten Überlast wurden zur Identifizierung des Einflusses von Spannungsumlagerungen mit in das Versuchsprogramm aufgenommen. Experimentell ergab sich aus den Versuchen eine signifikante Verlängerung der Lebensdauer, insbesondere auf niedrigeren Lastamplituden.

Die Auswirkung der Überlast auf die Spannungsverteilung im Bereich der Schweißnaht wurde über Dehnungsmessungen untersucht. Hierbei zeigte sich, dass durch die Überlast lokales Werkstofffließen mit bis zu einem Prozent plastischer Dehnungen hervorgerufen wird. Hierdurch wird der ursprüngliche Spannungszustand (Eigen- und Einbauspansungen) umgelagert. Durch die hohen plastischen Dehnungen ist zwar zu erwarten, dass durch die Überlast die Zugeigenspannungen insbesondere in der scharfen Nahtübergangskerbe abgebaut werden. Über eine röntgenographische Eigenspannungsmessung vor und nach Überlast konnte aber nur eine Reduktion der Eigenspannungen um max. 30% im Bereich der WEZ ermittelt werden. Eine Messung der Eigenspannungen direkt in der Nahtübergangskerbe war, wie oben beschrieben, nicht möglich.

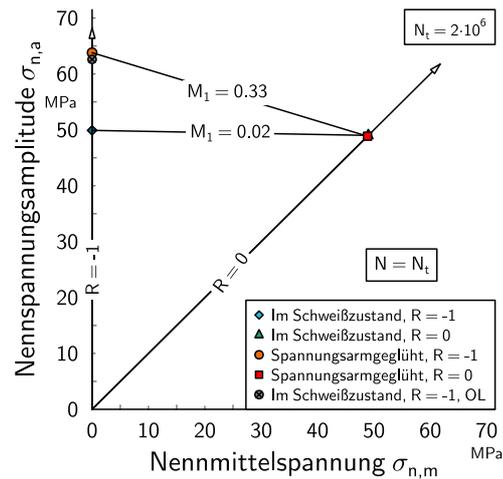


Bild 6.4: Haigh-Diagramm der Versuche an Längssteifen für das Versagenkriterium „Bruch“

Die Auswirkung der Überlast auf die Schwingfestigkeit wirkt sich auf die Anriss- und Rissfortschrittsphase aus. Im Vergleich zu den Längssteifen im Schweißzustand ohne Überlast ergibt sich eine Verlängerung der Anrisslebensdauer um einen Faktor von zehn in Schwingspielzahlrichtung. Sobald ein Makroriss eingeleitet ist, wächst der Riss mit einer etwas größeren Geschwindigkeit als bei den Proben ohne Überlast.

6.3.4 Vergleich aller Versuchsergebnisse an den Längssteifen

Ein Vergleich der Schwingfestigkeit der untersuchten Längssteifen kann in einem Haigh-Diagramm vorgenommen werden, Bild 6.4. In dieser Darstellung zeigt sich deutlich die Mittelspannungsunempfindlichkeit der Längssteifen im Schweißzustand, die den Schweißeigenspannungen zugeschrieben werden kann. Dem gegenüber steht die Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0.33$ der spannungsarm geglühten Proben.

Ein Vergleich aller fünf ermittelten Wöhlerlinien der Längssteifen kann für das Versagenkriterium erster Anriss (N_{sci}), technischer Anriss (N_{lci}) sowie für die anschließenden Rissfortschrittsphasen ($N_t - N_{sci}$ und $N_t - N_{lci}$) durchgeführt werden, Bild 6.5.

In Bezug auf die Anrisschwingspielzahlen N_{lci} fallen die Versuchsergebnisse an den Längssteifen im Schweißzustand mit den Versuchen der spannungsarm geglühten Proben bei einem Spannungsverhältnis von $R = 0$ zusammen. Die spannungsarm geglühten Proben bei $R = -1$ und insbesondere die Proben mit vor Versuchsbeginn aufgebrachtener Überlast zeigen im Vergleich jedoch eine signifikant längere Anrisslebensdauer. Dieser Effekt kann durch die Reduktion der Schweißeigenspannung durch das Spannungsarmglühen und die dadurch niedrigen lokalen Mittelspannungen, sowie durch die Veränderung des Spannungszustands durch die Überlast erklärt werden.

Im Versuch weisen zwei Versuchsreihen eine längere Rissfortschrittslebensdauer auf. Die spannungsarm geglühten Proben bei $R = -1$ und die Proben mit Überlast. Der Rest der Proben fällt in ein gemeinsames Streuband. Bei den spannungsarm geglühten Proben kann dieser Effekt durch die bei $R = -1$ geringeren Rissfortschrittsraten erklärt werden. Die größere Streuung der Rissfortschrittslebensdauern, die in Bild 5.24 zu sehen ist, ist vermutlich

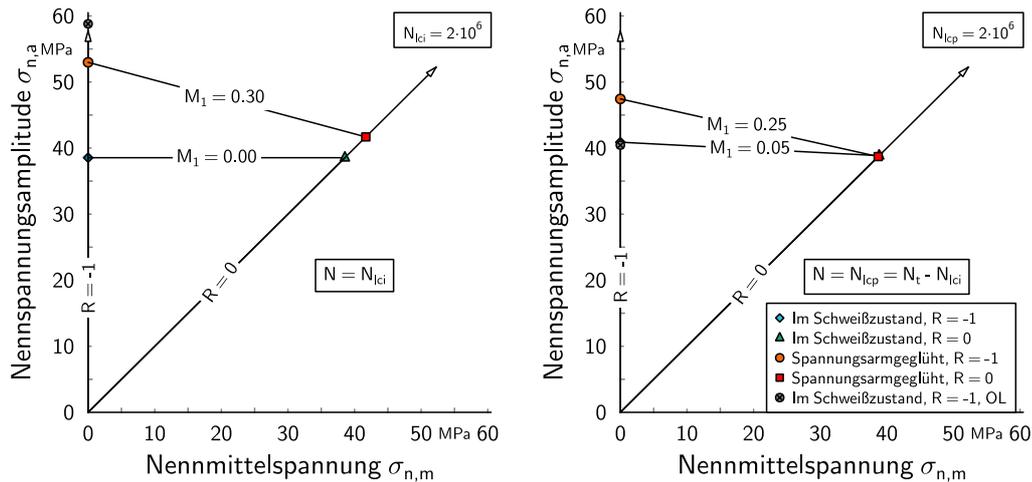


Bild 6.5: Haigh–Diagramm der Versuche an Längssteifen für die Schwingspielzahlen bis Bildung eines technischen Anrisses (N_{Lci}) und die folgende Rissfortschrittsphase (N_{Lcp})

durch den Verzug der Proben bedingt und resultiert aus den damit verbundenen Einbauspännungen. Bei den Proben der Versuchsreihe 5 ist zu vermuten, dass durch die Überlast auch die Eigenspannungen im versagensrelevanten Querschnitt der Probe zu einem gewissen Teil abgebaut wurden.

Des Weiteren fällt im Vergleich der Rissfortschrittslebensdauern zwischen spannungsarm geblühten Längssteifen und Längssteifen im Schweißzustand auf, dass der Riss an den spannungsarm geblühten Proben scheinbar schneller wächst. Dies kann eventuell durch die Veränderung der Werkstoffeigenschaften durch das Spannungsarmglühen begründet sein. Für eine Klärung dieser Vermutung müssten aber die Rissfortschrittsraten für beide Werkstoffzustände experimentell ermittelt werden.

6.4 Bewertungskonzepte

6.4.1 Spannungsbasierte Konzepte

Im Hinblick auf die Bewertungskonzepte überzeugt das Nennspannungskonzept mit einer einfachen Anwendbarkeit bei gleichzeitig guter Abschätzungsgüte, wie sich im Vergleich der FAT–Klasse und der Versuchsergebnisse zeigt [Bru+12]. Aber auch mit dem Kerbspannungskonzept lässt sich vergleichsweise einfach (hier verglichen mit der Anwendung des Dehnungskonzepts oder der Bruchmechanik) die Schwingfestigkeit abschätzen, bei einer ähnlich hohen Abschätzungsgüte als bei der Verwendung von Nennspannungen. Dies liegt an dem großen Vorteil, dass ein Großteil der auf der Werkstoffebene stattfindenden Effekte bereits über die FAT–Klassen abgedeckt sind. Zudem müssen für die Anwendung keine Werkstoffkennwerte, seien es zyklische Kennwerte oder Rissfortschrittsraten, zur Verfügung stehen.

Dieser einfachen Anwendbarkeit stehen aber auch einige Nachteile gegenüber. So können mit spannungsbasierten Konzepten spezifische Effekte wie das Umlagern von Eigenspannungen auf hohen Lasthorizonten, nicht berücksichtigt werden. Auch ein Spannungsarmglühen der Proben kann nur pauschal über eine Anhebung der FAT–Klasse berücksichtigt werden;

Einflüsse auf den Abknickpunkt oder die Neigung der Wöhlerlinie werden nicht erfasst. Dies sieht man sehr gut an der Gegenüberstellung zwischen FAT-Klasse und Schwingfestigkeit der Längssteifen in Bild 3.13. Im Bereich von $N = 1 \cdot 10^7$ Schwingspielen beträgt die Streuung über $T_S = 1 : 2.5$, während im Bereich hoher Schwingbreiten die Streuung mit $T_S = 1 : 1.5$ vergleichsweise klein ist. Die Bemessungswöhlerlinie FAT71 deckt zwar nahezu alle Versuchsergebnisse konservativ ab, eine präzisere Erfassung des Wöhlerlinienverlaufs individueller Verbindungen kann aber nicht erreicht werden. Dies liegt an dem Zweck der Bemessungswöhlerlinie, eine konservative Abdeckung der Schwingfestigkeit dieses allgemeinen Kerbfalls Längssteife zu erzielen.

Diese Worst-Case Erfassung hinterliegt allen spannungs-basierten Konzepten, da der Wöhlerlinienverlauf durch Referenzwöhlerlinien (konservativ) abgedeckt wird. Eine bessere Erfassung ist nur über eine Ableitung von Referenzwöhlerlinien möglich, die auf einer Datenbasis von Proben beruhen, die in Bezug auf die Geometrie [SBB10], Steifigkeit und Schweißnahtgeometrie ähnlich der zu bewertenden Verbindungen sind. Darüber hinaus steht auch noch die Möglichkeit offen, durch geeignete Nachweisversuche eine individuelle Erfassung der Schwingfestigkeit vorzunehmen oder darauf aufbauend für den vorliegenden Kerbfall eine Referenzwöhlerlinie zu erstellen.

6.4.2 Dehnungskonzept

Bei der Bewertung von Schweißverbindungen wurde die lokale Beanspruchung in den Schweißnahtkerben vereinfacht über Last-Kerbdehnungs-Beziehungen auf Basis eines gemessenen, durchschnittlichen Radius von $r = 0.05 \text{ mm}$ berechnet. Eine Zusammenführung der Versuchsergebnisse konnte über den Schädigungsparameter P_{SWT} erreicht werden. Eine Übereinstimmung mit der Grundwerkstoffwöhlerlinie ließ sich aber auch unter Berücksichtigung von Mikrostützwirkungseffekten nicht erzielen, Abschnitt 5.1.2.2.

Im Detail weist die Anwendung des Dehnungskonzepts zur Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen einige Fragestellungen auf, auf die im Folgenden eingegangen werden soll.

Die Grundidee des Dehnungskonzepts ist es, die lokal in einer Kerbe auftretenden Spannungs-Dehnungs-Verläufe mit der Werkstoffwöhlerlinie, die an einer ungekerbten Probe ermittelt wurde, zu bewerten. Hierfür muss die Kerbgeometrie bekannt sein. Bei Schweißverbindungen ist dies aber meistens nicht der Fall. Aus diesem Grund wurde in dieser Arbeit ein gemessener, mittlerer Radius von $r = 0.05 \text{ mm}$ verwendet. Da die Anwendung des Dehnungskonzepts einen endlichen Radius benötigt, kann kein Worst-Case Konzept mit $r = 0 \text{ mm}$, wie es zur theoretischen Ableitung des 1 mm Radius-Konzepts angewandt wurde [Rad90], verwendet werden. Eine Vergrößerung des Radius, wie es zum Beispiel indirekt¹ in dem Konzept nach Lawrence [LHM81] zu finden ist, führt aber zu einer Abminderung der Spannungsüberhöhung und somit zu einer Reduktion der tatsächlich vorliegenden lokalen Spannungen. Bei der in dieser Arbeit durchgeführten Berechnung mit dem Radius von $r = 1.0 \text{ mm}$ konnten die Versuchsergebnisse in eine P_{SWT} -Wöhlerlinie mit geringem Streuband überführt werden. Dies zeigt, dass auch die Verwendung eines fiktiv vergrößerten Radius möglich ist.

Ein weiterer Aspekt ist die Erfassung und räumliche Verteilung der unterschiedlichen Werkstoffhärten, die das elastisch-plastische Verhalten in der Nahtübergangskerbe wesentlich bestimmen. In dieser Arbeit wurde die (notwendige) Vereinfachung getroffen, die Härtevertei-

¹Berechnung mit K_f statt K_t

lung nicht zu berücksichtigen. Dies ist jedoch mit einem gewissen Fehler verbunden, der für die hier betrachteten Längssteifen vertretbar ist. Bei anderen Schweißstößen können aber auch größere Unterschiede resultieren, die wiederum größere Fehler bei der Berechnung der lokalen Beanspruchungen hinter sich herziehen.

Nach der Festlegung der Werkstoffzone, in der die höchsten Beanspruchungen auftreten, kann die Anrisswöhlerlinie auf Basis der Wöhlerlinie des Grundwerkstoffs derselben Werkstoffzone berechnet werden. Bedingt durch die hohen Spannungsgradienten in den Schweißnahtkerben müssen Stützeffekte berücksichtigt werden. Dies wurde in dieser Arbeit über eine Spannungsmittelung nach Neuber durchgeführt. Die auf Basis von Versuchen an gekerbten Proben ermittelten Stützziffern überschätzen jedoch bei einer Bewertung der Längssteifen die Schwingfestigkeit signifikant, so dass keine Übereinstimmung der P_{SWT} -Wöhlerlinie für den Werkstoff und der Längssteifen erzielt wurde.

Insgesamt zeigen sich bei der Anrissberechnung mit dem Dehnungskonzept größere konzeptionelle Unsicherheiten bei der Berechnung der Anrisschwingenspielzahl, da bei den betrachteten Schweißverbindungen die Nahtanstiegswinkel und Kerbradien stark variieren. Diese weisen aber einen hohen Einfluss auf die lokale Beanspruchung auf. Der für diesen Ansatz nötige Werkstoffkennwert, die Ersatzstrukturlänge ρ^* , ist zudem abhängig vom gewählten Werkstoff bzw. dem Werkstoffzustand [WSR99]. Um eine Werkstoffunabhängigkeit zu erreichen, müssten sich eine mit der Werkstofffestigkeit ansteigende P_{SWT} -Wöhlerlinie durch die verminderte Stützwirkung wieder ausgleichen. Für eine Klärung dieser Hypothese sollten weitere experimentelle Untersuchungen durchgeführt werden.

Die Schweißbeigenspannungen wurden in den Bewertungen vereinfacht als Mittelspannungen angenommen. Dies führt, im Falle von vorliegenden Zugeigenspannungen, zu einer konservativen Abschätzung. Da keine Informationen über das Ausmaß einer zyklischen Spannungsrelaxation vorlagen, musste diese Vereinfachung durchgeführt werden.

6.4.3 Bruchmechanik

Die Rissfortschrittslebensdauer wurde mit der Langrissbruchmechanik auf Basis der NASGRO-Gleichung berechnet. Es konnte eine gute Übereinstimmung zwischen berechnetem und experimentell ermitteltem Risswachstum gefunden werden.

Ebenso wie bei der Anwendung des Dehnungskonzepts ergeben sich für die Anwendung von bruchmechanischen Methoden einige Voraussetzung, die erfüllt sein müssen. Dies ist einerseits das Vorhandensein von Kennwerten, die die Rissfortschrittsraten in Abhängigkeit von dem Spannungsintensitätsfaktor beschreiben. Diese Werte können entweder aus Datenbanken bzw. Veröffentlichungen entnommen oder auf Basis von Versuchen ermittelt werden. Stehen keine Kennwerte zur Verfügung, müssen konservative Grenzkurven, z. B. aus dem British Standard, verwendet werden. Deren Anwendung führt jedoch häufig zu konservativen Schwingfestigkeiten, da der Einfluss des R-Werts nicht berücksichtigt wird.

Andererseits muss der Zusammenhang zwischen Rissausbreitung und Spannungsintensitätsfaktor bekannt sein. Hierfür existiert eine Vielzahl von Formeln, mit denen auch komplexere Spannungsverteilungen über den Querschnitt bewertet werden können. In dieser Arbeit hat sich gezeigt, dass mit diesen Formeln eine zweidimensionale Spannungsverteilung im Querschnitt nicht berücksichtigt werden kann. Dies kann vor allem bei komplexen Strukturen, in denen sich der Kraftfluss bei Rissfortschritt umlagern kann, zu stark konservativen Bewertungen führen. Eine Abhilfe können hier FE-Analysen bieten, mit denen der Spannungsinten-

sitätsfaktor direkt berechnet wird. Dies bedarf aber eines wesentlich größeren Berechnungsaufwands.

Bei den durchgeführten Untersuchungen zeigt sich, dass der Rissfortschritt die Lebensdauer dominiert. Die Übertragbarkeit dieses Ergebnisses muss jedoch in Bezug auf die jeweilige Struktur überprüft werden. So hat die Blechdicke einen Einfluss auf die Länge der Rissfortschrittsphase. Insbesondere bei dünneren Blechen kann der Rissfortschritt vergleichsweise schnell vonstattengehen und daher die Lebensdauer von der Anrissphase dominiert werden. Diese Vermutung bestätigt auch die etwas flacheren Neigungen von $k = 5$ der Referenzwöhlerlinie für dünne Bleche [SBB10].

6.5 Weitere Effekte und Einflussgrößen

In den oben stehenden Abschnitten wurden einige Effekte und Einflussgrößen bereits detailliert diskutiert. Es existiert aber eine Vielzahl von weiteren Effekten, die zwar einen Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben können, jedoch messtechnisch nicht nachgewiesen werden konnten. Auf ausgewählte Effekte soll im Folgenden kurz eingegangen werden.

6.5.1 Relaxation von Eigen- und Mittelspannungen

Bedingt durch die schweißbedingten Zugeigenstressungen, den Winkelverzug der Proben und die dadurch bedingten Verzweigungsspannungen sowie dem in einem Teil der durchgeführten Schwingfestigkeitsversuche gewählten Spannungsverhältnis von $R = 0$ treten sehr hohe Mittelspannungen in den versagenskritischen Nahtübergangskerben auf, siehe Bild 5.9. Über Dehnungsmesstreifen nahe der Kerbe konnte gezeigt werden, dass bei einigen Proben bereits durch das Einspannen die lokale Fließgrenze überschritten wurde.

Eine röntgenographische Ermittlung des Verlaufs der Mittelspannungen während zyklischer Belastung war nur in einem Bereich möglich, der von der Nahtübergangskerbe bis zu ca. 2 mm vor der Kerbe reicht. Über die durchgeführten Messungen wurde eine Veränderung der lokalen Mittelspannungen während des ersten Schwingenspiels ermittelt. Bei weiterer zyklischer Beanspruchung konnte in diesem Bereich keine Relaxation der Spannungen festgestellt werden.

Das Versagen der Proben tritt jedoch in der scharfen Nahtübergangskerbe der Schweißverbindung auf, in der die vorliegenden Mittelspannungen experimentell nicht bestimmt werden können. Eine bessere lokale Auflösung der Spannungen ist durch eine Verkleinerung des Messbereichs prinzipiell zwar möglich, dies führt aber zu erhöhten Messzeiten und einer starken Erhöhung der Messunsicherheit, da nur noch eine geringe Anzahl an Gefügekörnern erfasst wird. Derartige Messungen wurden nicht durchgeführt, insbesondere weil auch bei einer Auflösung im Bereich von wenigen Zehntel Millimetern die Höhe der maximalen Spannungen im Kerbradius, die sich bei einem Radius von $r = 0.05 \text{ mm}$ örtlich nur über ein paar Mikrometer erstrecken, nicht exakt hätte ermittelt werden können. Daher bleibt die Frage nach einer möglichen Relaxation dieser Spannungen vorerst unbeantwortet.

6.5.2 Mehrachsigkeit

In den untersuchten Schweißverbindungen liegt im Bereich der Nahtübergangskerben schon vor der Belastung ein mehraxialer Spannungszustand vor, der sich aus Schweißeigenstressung,

Einbauspansungen und Lastmittelspannungen zusammensetzt, Bild 6.1. Diesem Spannungszustand werden lokale Lastspannungen überlagert, die aufgrund der Querkontraktionsbehinderung durch die Kerbe wieder mehrachsige sind. In dieser Untersuchung wurden jedoch alle Berechnungen basierend auf einer einachsigen Betrachtungsweise durchgeführt, in der lediglich im Dehnungskonzept die mehrachsigen proportionalen Beanspruchungskomponenten über die Vergleichsspannung nach v. Mises berücksichtigt wurden.

Jedoch können auch Mittelspannungen parallel zur Naht Auswirkungen auf die Schwingfestigkeit haben: Einerseits hat der mehrachsige Spannungszustand Einfluss auf die Höhe der Vergleichsspannung, da nur der deviatorische Anteil des Spannungstensors auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt wird, andererseits kann es beim plastischen Fließen zu einer mehrachsigen Umlagerung der lokalen Mittelspannungen kommen.

Eine erweiterte Berücksichtigung der Mehrachsigkeit bedingt jedoch, dass zusätzliche Informationen vorliegen. Für den Ausgangszustand nach Abschluss des Schweißprozesses sind dies unter anderem die dreidimensionale Eigenspannungsverteilung sowie die Werkstoffhistorie in Form von Backstress-Tensoren. Für die Verwendung in FE-Berechnungsmodellen können diese Größen jedoch nur über eine Schweißprozesssimulation ermittelt werden. Eine Schweißprozesssimulation ist jedoch noch nicht mit ausreichender Güte möglich. Dies zeigt sich auch in diesem Projekt im Vergleich zwischen Eigenspannungsmessung und Berechnung [Var+11] wie auch in Vergleichsberechnungen mehrerer Institute [Bou08] (sog. Round Robins), in denen sich eine große Varianz der berechneten Eigenspannungen zeigt. Andererseits ist für eine Bewertung auf Basis des Dehnungskonzepts eine sehr hohe räumliche Auflösung der Werkstoff- und Beanspruchungsgrößen notwendig, die zu unverträglich langen Berechnungszeiten führen würden.

Zudem kann sich der mehrachsige Spannungszustand auch auf die Rissfortschrittslebensdauer auswirken. Es ist jedoch zu erwarten, dass Beanspruchungen in der Rissebene (in Richtung des Risswachstums) nur einen geringen Einfluss auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit haben, da durch diese kein direkter Beitrag zur Rissbeanspruchung hervorgerufen wird. Im Falle der hier betrachteten Längssteife mit einem überwiegenden Anteil von Rissfortschritt an der Gesamtlebensdauer sollte somit davon auszugehen sein, dass die in diesem Fall vorliegende Mehrachsigkeit nur einen untergeordneten Einfluss auf die Gesamtlebensdauer der Längssteifen hat.

Abschließend ist zu erwähnen, dass es aufgrund der dreidimensionalen lokalen Eigen- bzw. Mittelspannungsverteilung zu einem Drehen der Hauptspannungsrichtungen kommen kann. Dieser Effekt kann wiederum, in Abhängigkeit von der Duktilität des Werkstoffs, einen signifikanten Einfluss auf die Schwingfestigkeit haben [Son95; BSB08].

6.5.3 Größeneinfluss

Der Größeneinfluss, so wie er in dieser Arbeit auf Basis des Spannungsmittelungsansatzes betrachtet wurde, beschreibt nur den Einfluss der spannungsgradientenbedingten Stützwirkung auf die Schwingfestigkeit, den sogenannten spannungsmechanischen Größeneinfluss. Über diesen Ansatz wird der Einfluss des Spannungsfeldes im Kerbligament erfasst. Diese nicht-lokalen Effekte können aber auch bei anderen gradientenbehafteten Beanspruchungsgrößen, wie den Eigenspannungen wirksam sein. Insbesondere bei der Betrachtung der gemessenen hohen Eigenspannungsgradienten in direkter Nahtnähe bleibt die Frage allerdings offen, wie hoch die „effektiven“ Eigenspannungen in diesem Bereich sind.

Ein weiterer Größeneinfluss wurde in den durchgeführten Schwingfestigkeitsbewertungen

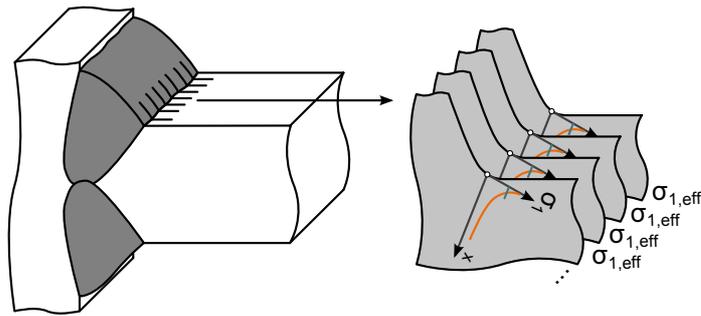


Bild 6.6: Schematische Darstellung des Einflusses der höchst beanspruchten Nahtlänge

nicht berücksichtigt: Der statistische Größeneinfluss, der von einem Unterschied im höchst beanspruchten Volumen herrührt [Wei39; Kug61; Son95]. Dieser kann bei einer Bewertung, z. B. über eine statistische Erfassung der Oberflächenverteilung der effektiven Spannung [KV12] oder über eine Berücksichtigung der höchst beanspruchten Schweißnahtlänge [BBH12], erfolgen, Bild 6.6.

Bei einer Anwendung des Dehnungskonzepts auf die Bewertung von Schweißverbindungen müsste somit der Unterschied im höchst beanspruchten Volumen der ungekerbten Werkstoffprobe zu dem um mehrere Größenordnung kleineren höchst beanspruchten Volumen in der Nahtübergangskerbe statistisch bewertet werden. Ob dies gerechtfertigt ist, bleibt fraglich, da sich unter anderem die Fehlstellenverteilung der Werkstoffe unterscheidet und somit auch die nötigen statistischen Kennwerte unbekannt sind. Zudem stellt sich die Frage, inwieweit der inhomogene Werkstoffzustand und die starke Variation der Nahtübergangsradien über dem Nahtverlauf mit in eine Bewertung aufgenommen werden könnten.

In dieser Arbeit wurde die Fehlstellenverteilung nicht explizit berücksichtigt. Falls dieser jedoch einen signifikanten Einfluss zuzuweisen wäre, ist er indirekt in den Kennwerten der Mikrostrukturlänge ρ^* beinhaltet.

7 Zusammenfassung und Schlussfolgerungen

Aus den vorgestellten experimentellen Untersuchungen und methodischen Bewertungsansätzen zeigt sich, dass die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen durch eine große Anzahl von Einflussparametern bestimmt wird. Da die Lebensdauer einer Schweißverbindungen nicht nur von der Anriss-, sondern auch von der folgenden Kurzriss- und Langrisswachstumsphase bestimmt ist, kann der Einfluss bestimmter Parameter in Abhängigkeit von der Risslänge variieren. In dieser Arbeit konnte gezeigt werden, dass es trotz dieser komplexen Zusammenhänge möglich ist, durch eine Auftrennung der Gesamtlebensdauer in eine Anriss- und Rissfortschrittsphase die einzelnen Effekte sowohl methodisch zu beschreiben als auch numerisch zu bewerten.

Ausgangspunkt für die vorliegenden Untersuchungen war die sehr pauschale Erfassung der Schweißeigenstressungen in den Regelwerken [Hob08; Ren+12]. Nach dem Stand der Technik werden bei einer Schwingfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen die Schweißeigenstressungen pauschal über einen von der Höhe der Eigenstressung abhängigen Faktor $f(R)$ berücksichtigt, Bild 3.4. Ziel dieser Arbeit war, den Einfluss der Schweißeigenstressungen wesentlich detaillierter zu erfassen, um eine höhere Abschätzungsgüte und sicherere Bauteilauslegung zu erreichen.

Zur Erreichung dieses Forschungsziels wurden Schwingfestigkeitsuntersuchungen an geschweißten Längssteifen durchgeführt. Hierbei zeigte sich die Schwingfestigkeit der Längssteifen im Schweißzustand unabhängig vom Spannungsverhältnis $R = -1$ und $R = 0$. Die beobachtete Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0$ kann den hohen Schweißeigenstressungen sowie den Verzängungsspannungen, die durch den Einbau von Proben mit Winkelverzug entstehen, zugeschrieben werden. Bei den spannungsarm geglihten Proben wurde hingegen eine Mittelspannungsempfindlichkeit von $M = 0.33$ ermittelt. Es konnte gezeigt werden, dass sich der Einfluss der Schweißeigen- und Einbauspannungen auf die Lebensdauer in der Anriss- und Rissfortschrittsphase auswirkt. Zusätzlich wurde eine Versuchsreihe an Längssteifen im Schweißzustand bei $R = -1$ geprüft, auf die vor dem Versuchsstart eine Überlast aufgebracht wurde. Durch die Überlast wurden die durch den Schweißprozess und den Einbau der Proben lokal vorliegenden Zugeigenstressungen umgelagert. Dies führte zu einer signifikanten Verlängerung der Anriss- und einer geringfügigen Verlängerung der Rissfortschrittslebensdauer.

Die experimentell ermittelten Einflüsse der Eigenstressungen konnten über eine Bewertung der Anriss- und Rissfortschrittsphase, einem Zwei-Phasen-Modell, nachvollzogen werden:

- In der Anrissbewertung wurden über Last-Kerbdehnungs-Beziehungen die lokalen Spannungs-Dehnungs-Hysteresen ermittelt. Da keine Informationen über eine zyklischen Relaxation der Spannungen im Bereich der Nahtübergangskerbe der Längssteifen vorlag, wurden die Schweißeigenstressungen in einem konservativen Ansatz als Mittelspannungen angesetzt. Unter Verwendung des Schädigungsparameters P_{SWT} konnten die Ergebnisse aller Versuchsreihen in eine gemeinsame Wöhlerlinie mit geringem Streuband überführt werden.

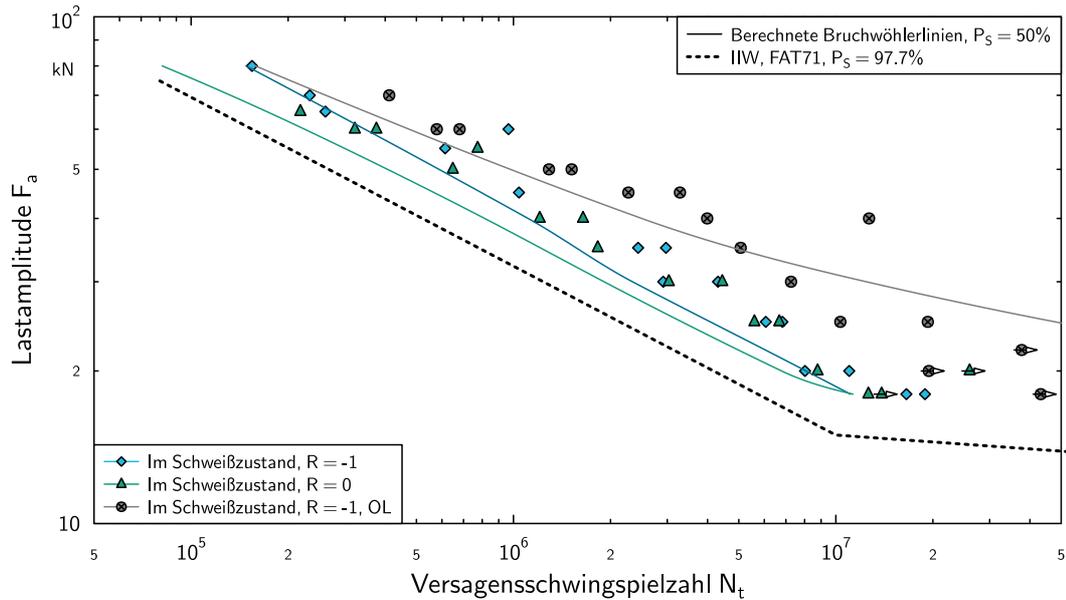


Bild 7.1: Vergleich zwischen der IIW-Bemessungswöhlerlinie FAT71 ($P_S = 97.7\%$), der auf Basis des Zwei-Phasen-Modells berechneten und der experimentell ermittelten Lebensdauer ($P_S = 50\%$) der Längssteifen

- Eine Bewertung des Rissfortschritts wurde auf Basis der linear-elastischen Bruchmechanik durchgeführt. Die Rissfortschrittsberechnung wurde mit der NASGRO-Gleichung und der Anwendung von Gewichtsfunktionen durchgeführt. Da mit den verwendeten analytischen Formeln prinzipiell nur die Beanspruchungsverteilung in Richtung des Tiefenwachstums des Risses berücksichtigt werden kann, wurde der Einfluss der Beanspruchungsverteilung quer zur Probe über Korrekturfaktoren erfasst. Hierbei ergab sich eine gute Übereinstimmung zwischen experimentell beobachtetem und numerisch berechnetem Rissfortschritt.

In dieser Arbeit wurden geschweißte Längssteifen mit diesem Zwei-Phasen-Modell bewertet, bei denen ein signifikanter Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer festgestellt wurde. Die notwendigen Eingangsdaten für die Schwingfestigkeitsbewertung wurden aus experimentellen Untersuchungen (Nahtübergangsradius und Nahtanstiegswinkel sowie oberflächennahe Schweißeigenstressungen) sowie numerischen Berechnungen (Eigenspannungsverteilung im Probenquerschnitt) bestimmt. Mit diesen Daten konnte über eine Addition der Anriss- und Rissfortschrittslebensdauer die Gesamtlebensdauer der Längssteifen berechnet werden. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen dem experimentell ermittelten und numerisch berechneten Verlauf der Wöhlerlinien, Bild 7.1.

Die berechneten Bruchschwingenspielzahlen an den Längssteifen im Schweißzustand bei $R = -1$ und $R = 0$ stimmen gut mit dem Verlauf der Bemessungswöhlerlinie FAT71 aus den IIW-Empfehlungen überein. Die Erfassung des Einflusses einer Überlast auf die Schwingfestigkeit, bei der im untersuchten Fall eine Umlagerung von Schweißeigenstressungen erfolgt, ist über die Richtlinien nicht möglich. Eine Richtlinien-konforme Bewertung müsste somit auf Basis der Bemessungswöhlerlinie FAT71 erfolgen. Mit der vorgestellten Methode ist es jedoch möglich, eine realitätsnahe Abbildung des Einflusses zu erfassen, wie an der guten

Übereinstimmung zwischen berechneter und experimentell ermittelter Schwingfestigkeit zu sehen ist.

Eine Schwingfestigkeitsbewertung von eigenspannungsfreien Schweißverbindungen, die in dieser Arbeit untersucht wurden, ist mit dieser Methode ebenso möglich. Bedingt durch den variierenden, individuellen Verzug der Proben wurden beim Einbau unterschiedlich hohe Vorspannungen eingebracht. Somit konnte keine experimentelle Wöhlerlinie für mittel- bzw. eigenspannungsfreie Proben ermittelt werden. Aus diesem Grund wird auf eine Gegenüberstellung verzichtet.

An den Längssteifen wurde die Anrissberechnung über eine Referenz- P_{SWT} -Wöhlerlinie und nicht über die P_{SWT} -Wöhlerlinie des Schweißguts durchgeführt. Dies resultierte aus den Untersuchungen zum Einfluss von Spannungsgradienten auf die Stützwirkung bei der Anwendung des Dehnungskonzepts:

Zur Untersuchung des Einflusses von Spannungsgradienten auf die Schwingfestigkeit bei der Anwendung des Dehnungskonzepts wurden Versuche an gekerbten, ungeschweißten Proben durchgeführt. Eine Bewertung der Ergebnisse mit dem Schädigungsparameter P_{SWT} zeigte, dass die P_{SWT} -Wöhlerlinien der ungeschweißten Proben mit der P_{SWT} -Wöhlerlinie des Grundwerkstoffs in Übereinstimmung gebracht werden konnten. Hierfür war die Anwendung von Stützziffern notwendig, die in einer linear-elastischen Bewertung auf Basis der Beanspruchbarkeiten am Abknickpunkt ermittelt wurden.

Eine Übertragung dieser Ergebnisse auf die Bewertung der Längssteifen lieferte jedoch keine Übereinstimmung zwischen den P_{SWT} -Werten der Längssteifen und der Wöhlerlinie des Schweißguts. Die Stützziffern wurden hierbei überschätzt.

Aus den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen ergab sich, dass für eine verbesserte Bewertung eine größere Anzahl von Einflussfaktoren und dazugehörigen Kennwerten mit berücksichtigt werden müssen:

- Die lokale Kerbgeometrie (Kerbradius r und Nahtanstiegswinkel θ) der Schweißnaht. Diese wirkt sich auf die Höhe der lokalen Beanspruchung und somit auch auf die Umlagerung von Mittelspannungen aus.
- Der Eigenspannungszustand im Bereich der Kerbe und über den versagens-relevanten Querschnitt.
- Die Gefügeeigenschaften in Bezug auf die Anriss- und Rissfortschrittsbewertung: Eine Stützziffer zur Erfassung der Mikrostützwirkung bei der Anrissbewertung und Rissfortschrittsraten da/dN für die Rissfortschrittsberechnung.

Liegen diese Kennwerte vor oder können diese abgeschätzt werden, kann die Schwingfestigkeit der Schweißverbindung auf Basis eines Zwei-Phasen-Modells abgeschätzt werden, Bild 7.2. Der Übergang von Anriss- zu Rissfortschrittsphase wurde bei einer Risstiefe von etwa $a \approx 0.5 \text{ mm}$ gewählt.

Die vorgestellte Methodik benötigt eine Reihe von Eingangswerten, um eine Bewertung der Schwingfestigkeit vorzunehmen. Liegen bei einer Bewertung einer Schweißverbindung einzelne Kennwerte nicht vor, so können Worst-Case Annahmen vorgenommen werden:

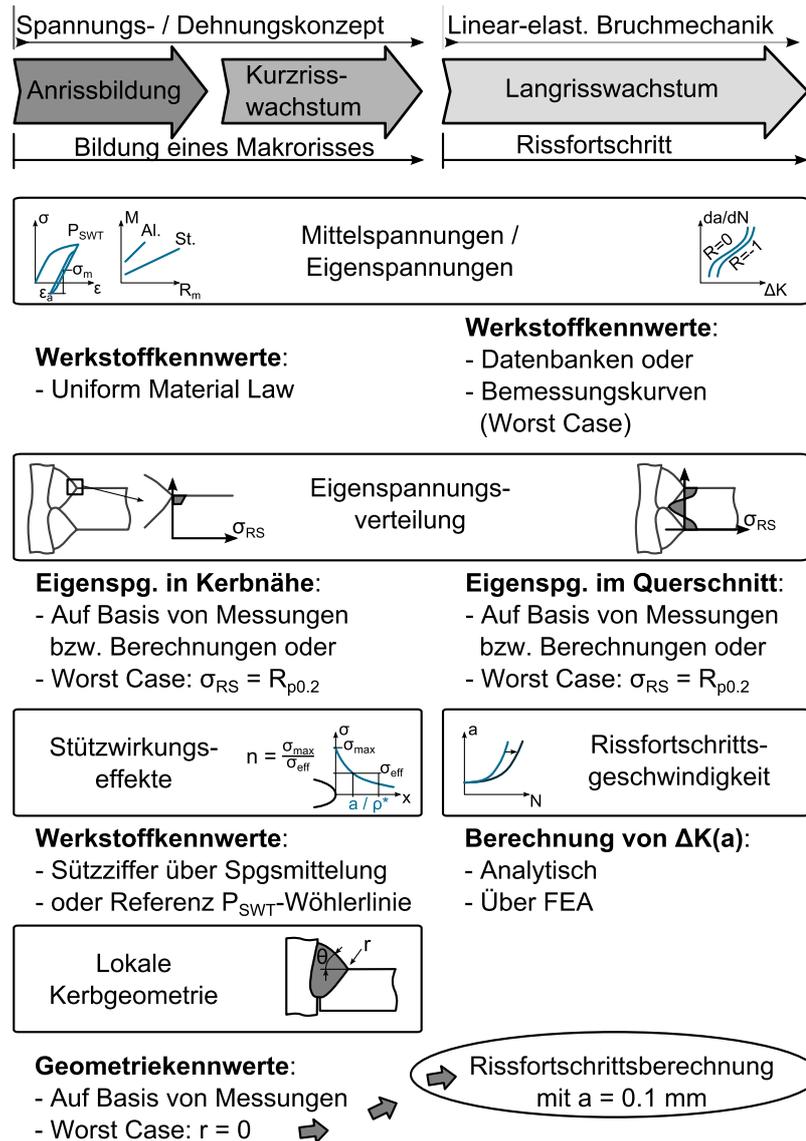


Bild 7.2: Bewertung von geschweißten, eigenspannungsbehafteten Verbindungen auf Basis eines Zwei-Phasen-Modells

- Für die Anrissbewertung können Werkstoffkennwerte des Gefüges mit den niedrigsten Härtewerten gewählt werden, um das zyklische Werkstoffverhalten auf Basis des UML in der versagenskritischen Kerbe zu beschreiben.
- Liegen in den Nahtübergangskerben rissartige Kerben mit $r \approx 0 \text{ mm}$ vor, so ist eine Anrissbewertung nicht mehr durchführbar. Die Berechnung der Lebensdauer kann dann auf Basis einer Rissfortschrittsberechnung mit kleiner Anfangsrissstiefe von $a = 0.1 \text{ mm}$ vorgenommen werden
- Liegen keine Informationen zu den Rissfortschrittsraten für die Werkstoffe vor, so können für die Rissfortschrittsbewertung Rissfortschrittskurven aus Richtlinien oder anderen Empfehlungen, z. B. den IIW-Empfehlungen [Hob08] oder dem British Standard

7910 [Bs7], verwendet werden. Mit dieser Vorgehensweise kann jedoch der Einfluss der Eigenspannungen auf die Rissfortschrittsgeschwindigkeit nicht mehr berücksichtigt werden, da diese Rissfortschrittsraten für hohe R-Werte angegeben sind.

- Zuletzt werden noch Stützziffern für die Bewertung der Spannungsgradienten im Dehnungskonzept benötigt. In den durchgeführten Untersuchungen hat sich jedoch gezeigt, dass die Verwendung von Stützziffern aus elastischen Analysen zu einer Überschätzung der Stützwirkung führt. Als Worst-Case Annahme müsste somit die Stützziffer zu eins gesetzt werden. Als Alternative können auch Referenz- P_{SWT} -Wöhlerlinien verwendet werden, die auf Basis von Versuchen an Schweißverbindungen abgeleitet wurden. Bei der Verwendung der in dieser Arbeit aufgestellten Referenzwöhlerlinie ist aber eine Übertragbarkeit auf andere Kerbgeometrien nicht zwangsweise gewährleistet.

Muss für eine Bewertung auf mehrere Worst-Case Annahmen zurück gegriffen werden, so könnte eine niedrigere Schwingfestigkeit als in den Richtlinien berechnet werden. Aus diesem Grund sollte ein Vergleich der Lebensdauern aus dem Zwei-Phasen-Modell und den Standardkonzepten (z. B. Nenn- oder Kerbspannungskonzept) durchgeführt werden.

8 Ausblick

In der Anwendung des in dieser Arbeit verwendeten Zwei-Phasen-Modells zeigt sich, dass der Aufwand zur Berechnung der Anrissphase mit dem Dehnungskonzept und der Rissfortschrittsphase mit den Methoden der Bruchmechanik signifikant höher als mit dem Nennspannungskonzept ist. Zusätzlich müssen einige Annahmen über die Beanspruchungsverteilung im versagensrelevanten Querschnitt und die Werkstoffkennwerte getroffen werden, die wiederum die Konzeptunsicherheit erhöhen. Dies werden wahrscheinlich die hauptsächlichen Gründe dafür sein, dass sich diese Bewertungsmethodik noch nicht in der industriellen Praxis durchgesetzt hat.

Trotzdem bietet diese Vorgehensweise die Möglichkeit, eine realitätsnähere Beschreibung der Schwingfestigkeit von geschweißten Verbindungen zu erzielen. Um eine Reduktion der Konzeptunsicherheiten zu erreichen, sollten noch einige Aspekte vertieft betrachtet werden. Auf diese wird im Folgenden eingegangen.

8.1 Größeneinflüsse

In den in dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen hat sich gezeigt, dass bei der Anwendung des Dehnungskonzepts Größeneinflüsse berücksichtigt werden müssen. Die Empfehlung [See96], die Dehnungs- oder P_{SWT} -Wöhlerlinie über die aus der elastischen Analyse ermittelten Stützziffer anzuheben, führt bei den gekerbten, ungeschweißten Proben zu einer sehr guten Übereinstimmung zwischen den Probenergebnissen und den Wöhlerlinien des Grundwerkstoffs. Bei den Längssteifen hingegen ergibt sich eine Überschätzung der Stützwirkung.

Die Gründe für diese Überschätzung konnten in dieser Arbeit nicht identifiziert werden. Hierfür müssten weitere Untersuchungen durchgeführt werden, um den Einfluss des heterogenen Gefügestandes im Bereich des Nahtübergangs auf die Stützwirkung identifizieren zu können. Dies sollte, um Einflüsse von Spannungsverhältnissen $R \neq -1$ auszuschließen, an eigenspannungsfreien Schweißverbindungen mit sehr geringem Verzug erfolgen. Diese Untersuchungen würden idealerweise über Versuche an gekerbten und ungekerbten Proben ergänzt, die eine Werkstoffkerbe aufweisen.

8.2 Schweißeigenstressungen

Die Bewertung der Schweißeigenstressungen hinsichtlich ihres Einflusses auf die Schwingfestigkeit stellt die größte Herausforderung bei einer Schweißnahtbewertung dar. Dies liegt einerseits in der experimentellen Erfassung der Schweißeigenstressungen. Besonders in den sehr scharfen Schweißnahtkerben ist eine Eigenspannungsmessung nur mit einer vergleichsweise groben räumlichen Auflösung möglich. Da sich die Schweißeigenstressungen während des Rissfortschritts in großem Maße auf die Rissfortschrittsraten auswirken, muss das Eigenspannungsprofil in Blechquerschnitt bekannt sein.

Da die messtechnische und hoch auflösende Erfassung der Schweißeigenspannungen direkt in der scharfen Nahtübergangskerbe mit hohen Hürden verbunden ist, war eine experimentelle Ermittlung des Eigenspannungsabbaus bei zyklischer Belastung nicht möglich. Ein erster Schritt zur Überprüfung der Übertragbarkeit wären Versuche an ungekerbten und gekerbten Proben, an denen eine zuverlässige Eigenspannungsmessung durchführbar ist. Falls derartige Versuche das Ergebnis liefern, dass die Relaxationskennwerten von ungekerbten Proben auch auf das lokale Werkstoffverhalten unter multiaxialer Beanspruchung in Kerben übertragen werden können, so wäre eine Anwendung bei Schweißverbindungen denkbar.

In Bezug auf die hohen Eigenspannungsgradienten im Bereich der Nahtübergangskerben stellt sich die Frage, welche Spannungswerte für eine Schwingfestigkeitsbewertung verwendet werden. Eventuell ist hier bewertungsseitig auch ein nicht-lokaler Ansatz anwendbar, also z. B. eine Mittelung der Eigenspannungen über ein bestimmtes Volumen, wie es über eine röntgenographische Eigenspannungsmessung bereits indirekt erfolgt. Für eine Überprüfung dieses Ansatzes wären wiederum Untersuchungen an unterschiedlich scharf gekerbte Proben durchzuführen, in die ein definierter Eigenspannungszustand eingebracht werden kann. Zudem sollte eine gute Messbarkeit der Eigenspannungen an diesen Proben gewährleistet sein, um eine mögliche Umlagerung der Eigenspannungen zu identifizieren.

9 Literatur

- [AY77] P. Albrecht und K. Yamada. »Rapid calculation of stress intensity factors«. In: *Journal of the Structural Division* 103.2 (Juli 1977), S. 377–389.
- [AM01] K. Anami und C. Miki. »Fatigue strength of welded joints made of high-strength steels«. In: *Prog. Struct. Mater. Eng.* 3 (2001), S. 84–94.
- [BJ11] Z. Barsoum und B. Jonsson. »Influence of weld quality on the fatigue strength in seam welds«. In: *Eng. Fail. Anal.* 18 (2011), S. 971–979.
- [BB13] J. Baumgartner und T. Bruder. »An efficient meshing approach for the calculation of notch stresses«. In: *Welding in the World* 57 (2013), S. 137–145.
- [BBH12] J. Baumgartner, T. Bruder und H. Hanselka. »Fatigue strength of laser beam welded automotive components made of thin steel sheets considering size effects«. In: *Int. J. Fatigue* 33 (2012), S. 65–75.
- [Bau+11] J. Baumgartner u. a. »Design methods for reliable fatigue assessment of PM components«. In: *Materialwiss. Werkstofftech.* 42.10 (2011), S. 894–903.
- [Bau86] J. Bauschinger. *Mittheilung XV: Über die Veränderung der Elasticitätsgrenze und der Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmal wiederholte Beanspruchung*. Mittheilungen aus dem mechanisch-technischen Laboratorium der Königlichen Technischen Hochschule München, 1886.
- [BBC09] S. Beretta, A. Bernasconi und M. Carboni. »Fatigue assessment of root failures in HSLA steel welded joints: A comparison among local approaches«. In: *Int. J. Fatigue* 31 (2009), S. 102–110.
- [BE82] S. Berge und O. Eide. »Residual stress and stress interaction in fatigue testing of welded joints«. In: *ASTM STP 776*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 1982.
- [Ber+06] C. Berger u. a. *FKM Richtlinie - Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile*. 5. Auflage. VDMA Verlag GmbH, Frankfurt/M., 2006.
- [Blo87] A. Blom. *Fatigue strength of welded joints subjected to spectrum loading*. The Aeronautical Research Institute, Bromma, Sweden, Juli 1987.
- [Blo95] A. Blom. »Spectrum fatigue behaviour of welded joints«. In: *Int. J. Fatigue* 17.7 (1995), 485–491.
- [BM93] J. Bogren und L. Martinez. »Spectrum fatigue testing and residual stress measurements on non-load carrying fillet welded test specimens«. In: *Proceedings of the Nordic Conference on Fatigue: Fatigue under spectrum loading and in corrosive environments*. Hrsg. von A. Blom. Technical University of Denmark, 1993.
- [Bou08] P. Bouchard. »Code characterisation of weld residual stress levels and the problem of innate scatter«. In: *Int. J. Press. Vessels Pip.* 85.3 (2008), S. 152–165.
- [Bs7] *British Standard BS 7910:2005 Guide on methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures*. 2005.
- [BSB08] T. Bruder, K. Störzel und J. Baumgartner. »Fatigue assessment of seam welds of automotive components by local stress approaches«. In: *Materialwiss. Werkstofftech.* 39.10 (2008), S. 726–733.

- [Bru+12] T. Bruder u. a. »Evaluation of nominal and local stress based approaches for the fatigue assessment of seam welds«. In: *Int. J. Fatigue* 34.1 (2012), S. 86–102.
- [BS90] A. Bäuml und T. Seeger. *Materials data for cyclic loading, Supplement 1*. Elsevier, Amsterdam, 1990.
- [BL78] J. Burk und F. Lawrence. *FCP Report No. 29, The effect of residual stresses on weld fatigue life*. University of Illinois, 1978.
- [Cha+11] A. Chattopadhyay u. a. »Stress analysis and fatigue of welded structures«. In: *Welding in the World* 55 (2011), S. 2–21.
- [CL98] N. Chen und F. Lawrence. »A comparison of two total fatigue life prediction methods«. In: *Advances in Fatigue Crack Closure Measurement and Analysis: Second Volume*. Hrsg. von R. McClung. American Society for Testing und Materials ASTM, Aug. 1998, S. 351–367.
- [CL79] W. Chen und F. Lawrence. *A model for joining the fatigue crack initiation and propagation analyses*. FSC Report No. 32. College of Engineering, University of Illinois, 1979.
- [Clo89] U. Clormann. »Örtliche Beanspruchung von Schweißverbindungen als Grundlage des Schwingfestigkeitsnachweises«. Diss. Technische Universität Darmstadt, 1989.
- [Cof54] L. Coffin. »A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal«. In: *Trans. ASME* 76 (1954), S. 931–981.
- [Dina] *DIN EN ISO 18265:2003 Metallische Werkstoffe - Umrechnung von Härtewerten*. Deutsches Institut für Normung e.V.
- [Dvs] *DVS Merkblatt 2401 - Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen*. DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., Aug. 2004.
- [DLR06] P. Darcis, T. Lassen und N. Recho. »Fatigue behavior of welded joints part 2: Physical modeling of the fatigue process«. In: *Weld. J.* 85.1 (Jan. 2006), S. 19–26.
- [DL99] S. Dimitrakis und F. Lawrence. *FCP Report No. 184, Improving the fatigue life of weldments with longitudinal attachments*. College of Engineering, University of Illinois, 1999.
- [DL01] S. Dimitrakis und F. Lawrence. »Improving the fatigue performance of fillet weld terminations«. In: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 24 (2001), S. 429–438.
- [Dü07] A. Dürr. »Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung«. Diss. Universität Stuttgart, 2007.
- [Eib03] M. Eibl. »Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten«. Diss. Technische Universität Darmstadt, Aug. 2003.
- [Dinb] *Eurocode 3 - Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*. Beuth Verlag. norm. 2002.
- [FNPD10] M. Farajian, T. Nitschke-Pagel und K. Dilger. »Mechanism of residual stress relaxation and redistribution in welded high strength steel specimens under mechanical loading«. In: *Welding in the World* 54 (2010), S. 366–375.
- [Far10] M. Farajian. »Stability and relaxation of welding residual stresses«. Diss. Technische Universität Braunschweig, 2010.
- [Jss] *Fatigue design recommendations for steel structures, Report no. 32*. Japanese Society of Steel Construction (JSSC), 1995.
- [FD67] N. Frost und K. Denton. »The fatigue strength of butt-welded joints in low-alloy structural steels«. In: *Br. Weld. J.* 14 (1967), S. 157–163.
- [Gli85] G. Glinka. »Energy density approach to calculation of inelastic strain-stress near notches and cracks«. In: *Eng. Fract. Mech.* 22.3 (1985), S. 485–508.

- [Gow85] S. S. Gowda. »Fatigue crack propagation in tubular steel of offshore structures«. In: *Rakenteiden Mekaniika* 18.4 (1985), S. 3–18.
- [Gur60] T. Gurney. »Influence of residual stress on fatigue strength of plates with fillet welded attachments«. In: *Br. Weld. J.* 7.6 (Juni 1960), S. 415–431.
- [Gur62] T. Gurney. »Further fatigue tests on mild steel specimen with artificially induced residual stresses«. In: *Br. Weld. J.* 8 (1962), S. 609–613.
- [Gur77] T. Gurney. *Residual stresses in welded constructions and their effects*. The Welding Institute, 1977.
- [Gur91] T. Gurney. *The fatigue strength of transverse fillet welded joints*. Abington Publishing, 1991.
- [HA05] P. J. Haagenzen und O. Alnes. »Progress Report on IIW WG2 Round Robin Fatigue Testing Program on 700 MPa and 350 MPa YS Steels«. In: *International Institute of Welding XIII-2081-05* (2005), S. 10.
- [Hai68] E. Haibach. *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*. LBF-Bericht Nr. FB-77. Fraunhofer LBF, 1968.
- [Hai+79] E. Haibach u. a. *Fatigue investigation of typical welded joints in steel FeE 460 as compared to FeE 355*. Commission of the European Communities, 1979.
- [Hai06] E. Haibach. *Betriebsfestigkeit: Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Auflage. Springer VDI, 2006.
- [Han+09] W. Hanel u. a. *AiF 15361: Ein verbessertes Berechnungskonzept des statischen Festigkeitsnachweises und des Ermüdungsnachweises für nichtgeschweißte und geschweißte Maschinenbauteile nach der FKM Richtlinie "Festigkeitsnachweis"*. Forschungskuratorium Maschinenbau e.V., 2009.
- [HNN55] L. Harris, G. Nordmark und N. Newmark. »Fatigue strength of butt welds in structural steels«. In: *Weld. Res. Suppl.* 20 (1955). University of Illinois, S. 83–96.
- [HSZ07] A. Hatscher, T. Seeger und H. Zenner. »Abschätzung von zyklischen Werkstoffkennwerten«. In: *Materials Testing* 03 (2007), S. 81–93.
- [Hen+12] J. Hensel u. a. »Factors affecting the knee point position of S-N curves of welds with longitudinal stiffeners«. In: *International Institute of Welding XIII-2441-12* (2012).
- [HBL78] Y. Higahsida, J. Burk und F. V. Lawrence. »Strain-controlled fatigue behavior of ASTM A36 and A514 grade F steels and 5083-O aluminum weld materials«. In: *Weld. J.* 57 (1978), S. 334–344.
- [Hä+03] B. Hänel u. a. *FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. 5. Auflage. VDMA Verlag GmbH, Frankfurt/M., 2003.
- [Hob93] A. Hobbacher. »Stress intensity factors of welded joints«. In: *Eng. Fract. Mech.* 46.2 (1993), S. 173–182.
- [Hob08] A. Hobbacher. *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. IIW-1823-07. International Institute of Welding, 2008.
- [Hob94] A. Hobbacher. »Corrigendum«. In: *Eng. Fract. Mech.* 49.2 (1994), S. 323.
- [HC97] C.-Y. Hou und J.-J. Charng. »Models for the estimation of weldment fatigue crack initiation life«. In: *Int. J. Fatigue* 19.7 (1997), S. 537–541.
- [HNF94] C. Hou, N.Chen und F.V.Lawrence. *FCP Report No. 166, Computer Simulation of Weldment Fatigue Life*. Collage of Engineering, University of Illinois, 1994.

- [HSL06] I. Huther, Y. Suchier und H. Lieurade. »Fatigue behaviour of longitudinal non-load-carrying joints improved by burr grinding, TIG dressing«. In: *International Institute of Welding XIII-2108-06* (2006), S. 15.
- [Iss01] S. Issler. »Entwicklung eines Verfahrens zur Lebensdauervorhersage für Schaufel-Scheibe-Verbindungen bei Gasturbinen«. Diss. Universität Stuttgart, 2001.
- [Jeo+05] W. H. Jeong u. a. »Fatigue crack initiation and propagation life of welded joints«. In: *Key Eng. Mater.* 297-300 (2005), S. 781–787.
- [JT73] H. Jhansale und T. Topper. »Engineering analysis of the inelastic stress response of structural metal under variable cyclic strains«. In: *ASTM STP 519*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 1973, S. 246–270.
- [KV12] M. Kaffenberger und M. Vormwald. »Considering size effects in the notch stress concept for fatigue assessment of welded joints«. In: *Computational Material Science* 64 (2012), S. 71–78.
- [Kim13] I.-T. Kim. »Fatigue strength improvement of longitudinal fillet welded out-of-plane gusset joints using air blast cleaning treatment«. In: *International Journal of Fatigue* 48.0 (2013), S. 289–299.
- [Klo76] K. Kloos. *Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. VDI-Bericht Nr. 268. VDI-Verlag, Düsseldorf, 1976, S. 63–76.
- [Kug61] R. Kuguel. »A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume«. In: *Sixty-fourth Annual Meeting of the Society (ASTM), June 25-30*. 1961, S. 732–744.
- [LR09] T. Lassen und N. Recho. »Proposal for a more accurate physically based S-N curve for welded steel joints«. In: *Int. J. Fatigue* 31 (2009), S. 70–78.
- [LHM81] F. Lawrence, N.-J. Ho und P. Mazumdar. »Predicting the fatigue resistance of welds«. In: *Annu. Rev. Mater. Sci.* 11 (1981), S. 401–425.
- [Lee+09] C.-H. Lee u. a. »Effect of weld geometry on the fatigue life of non-load-carrying fillet welded cruciform joints«. In: *Eng. Fail. Anal.* 16 (2009), S. 849–855.
- [LT74] B. Leiss und T. Topper. »Cyclic deformation and fatigue analysis for notched components«. In: *Nucl. Eng. Des.* 29 (1974), S. 370–383.
- [Lih06] V.-M. Lihavainen. »A novel approach for assessing the fatigue strength of ultrasonic impact treated welded structures«. Diss. Lappeenranta University of Technology, 2006.
- [Liu01] J. Liu. *Dauerfestigkeitsberechnung metallischer Bauteile, Habilitationsschrift*. Papierflieger, Clausthal-Zellerfeld, 2001.
- [MW85] E. Macherauch und H. Wohlfahrt. »Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe«. In: Deutsche Gesellschaft für Metallkunde e.V., Oberursel, 1985. Kap. Eigenspannungen und Ermüdung, S. 237–283.
- [Mad75] S. Maddox. »The effect of mean stress on fatigue crack propagation - a literature review«. In: *Int. J. Fract.* 11.3 (1975), S. 389–408.
- [Mad07] S. Maddox. »Improving the fatigue strength of toe ground welds at the ends of longitudinal attachments«. In: *International Institute of Welding XIII-2156-07* (2007), S. 9.
- [Mad+07] S. Maddox u. a. *Improving the fatigue performance of welded stainless steels*. EUR 22809 EN, European Commission, 2007.
- [Man65] S. Manson. »Fatigue: a complex subject – some simple approximations«. In: *Exp. Mech.* 5.7 (1965), S. 193–226.
- [MB08] G. Marquis und T. Björk. »Variable amplitude fatigue strength of improved HSS welds«. In: *International Institute of Welding XIII-2224-08* (2008), S. 16.

- [MS05] G. Marquis und J. Samuelsson. »Modelling and fatigue life assessment of complex fabricated structures«. In: *Proceedings of the First Symposium in Structural Durability in Darmstadt*. 2005.
- [MB95] L. L. Martinez und A. F. Blom. »Influence of life improvement techniques on different steel grades under fatigue loading«. In: *Fatigue Design 1995*. Hrsg. von G. Marquis und J. Solin. Bd. III. VTT, Technical Research Centre of Finland. 1995.
- [Mar+97] L. L. Martinez u. a. »Investigation of residual stresses in as-welded and TIG-dressed specimens subjected to static/spectrum loading«. In: *Proceedings of the North European Engineering and Science Conference, (NESCO) : "Welded High-Strength Steel Structures"*. Hrsg. von A. F. Blom. 1997.
- [Mas26] G. Masing. »Eigenspannung und Verfestigung beim Messing«. In: *Proceeding of the 2nd International Congress for Applied Mechanics, Zürich, Switzerland*. 1926, S. 332–335.
- [ML75] R. Mattos und F. V. Lawrence. *Estimation of fatigue crack initiation in welds using low cycle fatigue concepts*. Collage of Engineering, University of Illinois, 1975.
- [MC04] M. Meggiolaro und J. Castro. »Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions«. In: *Int. J. Fatigue* 26.5 (2004), S. 463–476.
- [MT12] C. Miki und M. Tai. »Fatigue strength improvement of out-of-plane welded joints of steel girder under variable amplitude loading«. In: *International Institute of Welding XIII-2445-12* (2012), S. 15.
- [MG81] K. Molski und G. Glinka. »A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root«. In: *Mater Sci Engng* 50 (1981), S. 93–100.
- [Mor+08] C. Morgenstern u. a. »Fatigue design of aluminium welded joints by the local stress concept with the fictitious notch radius of $r_f=1$ mm«. In: *Int. J. Fatigue* 28 (2008), S. 881–890.
- [MI03] T. Mori und T. Inomata. »Influence of grinding method on fatigue strength of out-of-plane gusset welded joints«. In: *International Institute of Welding XIII-1970-03* (2003), S. 12.
- [Mor65] J. Morrow. »Cyclic plastic strain energy and fatigue of metals«. In: *ASTM STP 378*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 1965, S. 45–87.
- [MRS60] J. Morrow, A. Ross und G. Sinclair. »Relaxation of residual stresses due to fatigue loading«. In: *SAE Transactions*. SAE. 1960.
- [Neu68] H. Neuber. »Über Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen«. In: *Konstruktion* 20.7 (1968), S. 245–251.
- [New84] J. Newman. »A crack opening stress equation for fatigue crack growth«. In: *Int. J. Fract.* 24 (1984), R131–R135.
- [NR84] J. Newman und I. Raju. *NASA Technical Memorandum 85793: Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending load*. National Aeronautics und Space Administration (NASA), Langely, 1984.
- [NP94] T. Nitschke-Pagel. »Eigenspannungen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle«. Diss. Technische Universität Braunschweig, 1994.
- [Oht+89] A. Ohta u. a. »Fatigue crack propagation curve for design of welded structures«. In: *International Institute of Welding XIII-1321-89* (1989), S. 8.
- [OR79] R. Olivier und W. Ritter. *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 1: Stumpfstoß*. Hrsg. von O. Buxbaum. Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1979.

- [OR80] R. Olivier und W. Ritter. *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 2: Quersteife*. Hrsg. von O. Buxbaum und E. Haibach. Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1980.
- [OR81] R. Olivier und W. Ritter. *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 3: Doppel-T-Stoß (Kreuzstoß)*. Hrsg. von O. Buxbaum. Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1981.
- [OR82] R. Olivier und W. Ritter. *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 4: Längssteife*. Hrsg. von O. Buxbaum. Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1982.
- [PP90] H. Paetzold und H. Petershagen. »The effect of post-weld explosion treatment on the fatigue strength of plates with longitudinal stiffeners«. In: *International Institute of Welding XIII-1369-90* (1990), S. 19.
- [PE63] P. Paris und F. Erdogan. »A critical analysis of crack propagation laws«. In: *J. Basic. Eng.* 85 (1963), S. 528–534.
- [Pet59] R. Peterson. *Metal Fatigue*. Hrsg. von G. Sines und J. Waisman. Critical distance. McGraw-Hill Book Company, Inc., 1959.
- [Pet74] R. Peterson. *Stress concentration factors*. John Wiley & Sons, 1974.
- [Pot71] J. Potter. »The effect of load interaction and sequence on the fatigue behavior of notched coupons«. In: *ASTM STP 519: Cyclic stress-strain behavior - analysis, experimentation, and failure prediction*. American Society for Testing und Materials (ASTM), 1971.
- [PTM04] I. Poutiainen, P. Tanskanen und G. Marquis. »Finite element methods for structural hot spot stress determination—a comparison of procedures«. In: *Int. J. Fatigue* 26 (2004), S. 1147–1157.
- [Rad90] D. Radaj, Hrsg. *Design and analysis of fatigue resistant welded structures*. Woodhead Publishing; Cambridge, 1990.
- [Rad02] D. Radaj. *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen, Rechen- und Meßverfahren*. DVS Media GmbH, 2002.
- [RV07] D. Radaj und M. Vormwald. *Ermüdungsfestigkeit*. Springer VDI, 2007.
- [RSF98] D. Radaj, C. M. Sonsino und D. Flade. »Prediction of service fatigue strength of a welded tubular joint on the basis of the notch strain approach«. In: *Int. J. Fatigue* 20.6 (1998), S. 471–480.
- [RSF06] D. Radaj, C. M. Sonsino und W. Fricke. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. Woodhead Publishing Limited, 2006.
- [RO43] W. Ramberg und W. R. Osgood. *NACA technical notes, No. 902, Description of stress-strain curves by three parameters*. Technical Note No. 902. National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), Juli 1943.
- [Rem08] H. Remes. »Strain-Based Approach to Fatigue Strength Assessment of Welded Joints«. Diss. Helsinki University of Technology, 2008.
- [Ren+12] R. Rennert u. a. *FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. 6. Auflage. VDMA Verlag GmbH, Frankfurt/M., 2012.
- [RS09] H. A. Richard und M. Sander. *Ermüdungsrisse*. Vieweg+Teubner, GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden 2009, 2009.
- [Rö03] J. Rörup. *Einfluss von Druckmittelspannungen auf die Betriebsfestigkeit von geschweißten Schiffskonstruktionen*. Techn. Ber. Report 619, Schriftenreihe Schiffbau. Technische Universität Hamburg-Harburg, 2003.

- [SHM12] K. Saiprasertkit, T. Hanji und C. Miki. »Local strain estimation method for low- and high-cycle fatigue strength evaluation«. In: *Int. J. Fatigue* 40 (2012), S. 1–6.
- [SK10] P. Schaumann und C. Keindorf. »Numerische Schweißsimulation gekoppelt mit einem anschließenden Hämmerprozess und integrierten lokalen Ermüdungsberechnungen«. In: *Stahlbau* 79 (2010), S. 34–45.
- [Sch67] W. Schütz. »Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen«. In: *Zeitschrift für Flugwissenschaft* 15 (1967), S. 407–419.
- [See96] T. Seeger. *Stahlbau Handbuch 1 Teil B*. Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH Köln, 1996.
- [SB77] T. Seeger und A. Beste. »Zur Weiterentwicklung von Näherungsformeln für die Berechnung von Kerbbeanspruchungen im elastisch-plastischen Bereich (Improvement of approximation formulae for calculating notch stresses and strains in the elastic-plastic range)«. In: *Fortschrittsbericht der VDI Zeitschriften: Kerben und Bruch (Notches and fracture), Reihe 18, Nr. 2*. VDI-Verlag, 1977.
- [SH80] T. Seeger und P. Heuler. »Generalized application of Neuber's rule«. In: *Journal of Testing and Evaluation* 8.4 (1980), S. 199–204.
- [SPG91] G. Shen, A. Plumtree und G. Glinka. »Weight function for the surface point of semi-elliptical surface crack in a finite thickness plate«. In: *Eng. Fract. Mech.* 40.1 (1991), S. 167–176.
- [SS55] E. Siebel und M. Stieler. »Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung«. In: *VDI Zeitschrift* 97 (1955), S. 121–126.
- [SS82] I. Smith und R. Smith. »Defects and crack shape development in fillet welded joints«. In: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 5.2 (1982), S. 151–165.
- [SWT70] K. Smith, P. Watson und T. Topper. »A stress-strain functions for the fatigue on materials«. In: *Journal of Materials* 5 (1970), S. 767–778.
- [Son84] C. M. Sonsino. »Methods to determine relevant material properties for the fatigue design of powder metallurgy parts«. In: *Powder Metall.* 16 (1984), S. 73–77.
- [Son94] C. M. Sonsino. »Über den Einfluss von Eigenspannungen, Nahtgeometrie und mehrachsigen Spannungszuständen auf die Betriebsfestigkeit geschweißter Konstruktionen aus Baustählen«. In: *Materialwiss. Werkstofftech.* 25 (1994), 97–109.
- [Son95] C. M. Sonsino. »Multiaxial fatigue of welded joints under in-phase and out-of-phase local strains and stresses«. In: *Int. J. Fatigue* 17.1 (1995), S. 55–70.
- [Son07a] C. M. Sonsino. »Course of SN-curves especially in the high-cycle fatigue regime with regard to component design and safety«. In: *Int. J. Fatigue* 29.12 (Dez. 2007), 2246–2258.
- [Son07b] C. M. Sonsino. »Light-weight design chances using high-strength steels«. In: *Materialwiss. Werkstofftech.* 38.1 (2007), S. 9–22.
- [Son09a] C. M. Sonsino. »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«. In: *Welding in the World* 53 (2009), S. 64–75.
- [Son09b] C. M. Sonsino. »Effect of residual stresses on the fatigue behaviour of welded joints depending on loading conditions and weld geometry«. In: *Int. J. Fatigue* 31 (2009), S. 88–101.
- [Son09c] C. M. Sonsino. »Multiaxial fatigue assessment of welded joints – Recommendations for design codes«. In: *Int. J. Fatigue* 31 (2009), S. 173–187.
- [Son12] C. M. Sonsino. »Comparison of different local design concepts for the structural durability assessment of welded offshore K-nodes«. In: *Int. J. Fatigue* 34.1 (2012), S. 27–34.

- [SBB10] C. M. Sonsino, T. Bruder und J. Baumgartner. »S-N lines for welded thin joints - Suggested slopes and FAT values for applying the notch stress concept with various reference radii«. In: *Welding in the World* 54 (2010), S. 375–392.
- [SG84] C. M. Sonsino und V. Grubisic. »Kurzzeitschwingfestigkeit von duktilen Stählen unter mehrachsiger Beanspruchung«. In: *Zeitschrift für Werkstofftechnik* 15.11 (1984), S. 378–386.
- [Son+87] C. M. Sonsino u. a. »Slope of the S-N-Curve and High-Cycle Fatigue Behaviour of Longitudinal Stiffeners in As-Welded and Stress Relieved-States«. In: *International Institute of Welding XIII-1242-87* (1987), S. 18.
- [Son+11] C. M. Sonsino u. a. »Interpretation of overload effects under spectrum loading of welded high-strength steel joints«. In: *Welding in the World* 55.11.-12. (2011), S. 66–78.
- [Son+12] C. M. Sonsino u. a. »Notch stress concepts for the fatigue assessment of welded joints – Background and applications«. In: *Int. J. Fatigue* 34 (2012), S. 2–16.
- [SH78] J. Spindel und E. Haibach. »The method of maximum likelihood applied to the statistical analysis of fatigue data including run-outs«. In: *S.E.E Internatinal Conference, Application of computers in fatigue*. 1978, S. 7.1–7.23.
- [Sto12] K. Stoerzel. *FAT Schriftenreihe-239: Überlasten und ihre Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit widerstandspunktgeschweißter Feinblechstrukturen*. Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V., 2012.
- [Stö+11] K. Störzel u. a. »Festigkeitskonzepte für schwingbelastete geschweißte Bauteile«. In: *Materials Testing* 53 (2011), S. 418–426.
- [SP56] E. Stowell und R. Pride. *Poisson's ratios and volume changes for plastically orthotropic material*. TN3736. National Advisory Committee for Aeronautics (NACA), 1956.
- [Tay99] D. Taylor. »Geometrical Effects in fatigue: A Unifying Theoretical Model«. In: *Int. J. Fatigue* 21 (1999), S. 413–420.
- [TH09] D. Taylor und D. Hoey. »High cycle fatigue of welded joints: The TCD experience«. In: *Int. J. Fatigue* 31 (2009), S. 20–27.
- [Til85] G. Tilly. »Fatigue of land-based structures«. In: *Int. J. Fatigue* 7.2 (1985), S. 67–78.
- [TWM67] T. Topper, R. Wetzels und J. Morrow. *Report No. NAEC-ASL-1114: Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens*. Aeronautical Structures Laboratory, 1967.
- [Tri+95] A. Tricoteaux u. a. »Fatigue crack initiation life prediction in high strength structural steel welded joints«. In: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 18.2 (Feb. 1995). Blechdicke 8 mm, Quersteifen / T-Stoß, 189–200.
- [TKB09] D. Turlier, P. Klein und F. Bérard. »“Seam Sim” method for seam weld structural assessment within a global structure FEA«. In: *63rd Annual Assembly & International Conference of the International Institute of Welding, 11-17 July 2010, Istanbul, Turkey*. 2009.
- [Var+11] I. Varfolomeev u. a. *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen*. Bericht W 17/2011. Fraunhofer IWM, 2011.
- [VN96] Y. Verreman und B. Nie. »Early development of fatigue cracking at manual fillet welds«. In: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 19.6 (1996), S. 669–681.
- [VL08] Y. Verreman und N. Limodin. »Fatigue notch factor and short crack propagation«. In: *Eng. Fract. Mech.* 75.6 (2008), S. 1320–1335.
- [Vor11] M. Vormwald. »Ermüdungslebensdauer von Baustahl unter komplexen Beanspruchungsabläufen am Beispiel des Stahles S460«. In: *Materials Testing* 53 (2011), S. 98–108.

-
- [Wan+09] T. Wang u. a. »Discussion on fatigue design of welded joints enhanced by ultrasonic peening treatment (UPT)«. In: *Int. J. Fatigue* 31.4 (2009), S. 644–650.
- [WBA12] R. Waterkotte, J. Baumgartner und Q. Ai. »Bewertung der Schwingfestigkeit von Schweißnahtenden mit dem Kerbspannungskonzept und bruchmechanischen Methoden«. In: *DVM Bericht 139: Werkstoffe und Fügeverfahren - Neue Herausforderungen für die Betriebsfestigkeit*. 2012.
- [Wei39] W. Weibull. *A statistical theory of the strength of materials*. Ingeniörsvetenskapsakademien Handlingar No. 151. Proceedings of the Royal Swedish Institute for Engineering Research, Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag, 1939.
- [WSR99] S. Werner, C. M. Sonsino und D. Radaj. »Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Aluminiumlegierung AlMg 4,5 Mn (AA5083) nach dem Konzept der Mikrostützwirkung«. In: *Materialwiss. Werkstofftech.* 30.3 (1999), S. 125–135.
- [Woh76] H. Wohlfahrt. »Schweißbeigenspannungen«. In: *Härtereitechnische Mitteilungen* 31.1+2 (1976), S. 56–71.
- [Xu06] P. Xu. »Lokale Plastifizierung zur Erhöhung der Schwingfestigkeit von Punktschweißverbindungen an hochfesten Stahlfeinblechen«. In: *Schweissen und Schneiden* 58 (2006), 131–136.
- [Yam+12] N. Yamamoto u. a. »Analytical and experimental study of the thickness effect to fatigue strength«. In: *International Institute of Welding XIII-2434-12* (2012), S. 14.
- [Zer+12] U. Zerbst u. a. »Bruchmechanisches Modell zur Ermittlung der Schwingfestigkeit von geschweißten und nicht geschweißten Proben«. In: *DVM Bericht 139: Werkstoffe und Fügeverfahren - Neue Herausforderungen für die Betriebsfestigkeit*. 2012.
- [Zha12] G. Zhang. »Method of effective stress for fatigue: Part I – A general theory«. In: *Int. J. Fatigue* 37.0 (2012), S. 17–23.
- [ZR00] G. Zhang und B. Richter. »A new approach to the numerical fatigue-life prediction of spot-welded structures«. In: *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 23 (2000), S. 499–508.
- [ZSS12] G. Zhang, C. M. Sonsino und R. Sundermeier. »Method of effective stress for fatigue: Part II – Applications to V-notches and seam welds«. In: *Int. J. Fatigue* 37.0 (2012), S. 24–40.
- [Zil+08] G. Zilli u. a. *Application of duplex stainless steel for welded bridge construction in an aggressive environment*. EUR 23595 EN. European Commission, 2008.

10 Symbole, Abkürzungen und Indizes

Symbole

Symbol	Einheit	Bedeutung
a	mm	Risstiefe
a	mm	kritischer Abstand
b		zyklischer Spannungsexponent
c	mm	Rissbreite
c		zyklischer Dehnungsexponent
C		kinematischer Werkstoffparameter
C		Konstante der Paris Rissfortschrittsgleichung
γ		Abklingrate
Δ		Schwingbreite
ϵ		Dehnung
ϵ'_f		zyklischer Dehnungskoeffizient
E	MPa	Elastizitätsmodul
f	Hz	Frequenz
G_σ	mm^{-1}	Spannungsgefälle nach der FKM-Richtlinie
k		Neigung der Wöhlerlinie im Zeitfestigkeitsbereich
k		Relaxationsexponent
k^*		Neigung der Wöhlerlinie nach dem Abknickpunkt
K	$MPa\sqrt{m}$	Spannungsintensitätsfaktor
K'	MPa	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_p		Grenzlastformzahl
K_t		Formzahl
K_f		Kerbwirkungszahl
m		Exponent der Paris Rissfortschrittsgleichung
M_1		Mittelspannungsempf. zw. $R = -1$ und $R = 0$
M_2		Mittelspannungsempf. zw. $R = 0$ und $R = 0.5$
N		Schwingspiele
N_g		Grenzschwingspielzahl
N_k		Schwingspielzahl am Abknickpunkt
n		Stützziffer
n'		zyklischer Verfestigungsexponent
r	mm	Kerbradius
ρ^*	mm	Mikrostrukturlänge
σ	MPa	Spannung
σ'_f	MPa	zyklischer Spannungskoeffizient
σ_y	MPa	Fließgrenze
$\bar{\sigma}$		bezogene Spannung

Symbol	Einheit	Bedeutung
χ^*		bezogener Spannungsgradient
P	MPa	Schädigungsparameter
P_S	%	Überlebenswahrscheinlichkeit
R		Spannungsverhältnis
R_e	MPa	Streckgrenze
R_m	MPa	Zugfestigkeit
$R_{p0.2}$	MPa	0.2% Dehngrenze
s_g	mm	Gleitschichtdicke
θ	°	Nahtanstiegswinkel
V	mm^3	Volumen
ω	°	Kerböffnungswinkel
Y		Korrekturfaktor

Abkürzungen

Abkürzung	Bedeutung
AW	im Schweißzustand
SR	spannungsarm geglüht
C	verzugsbedingte Größen
ES	eigenspannungsbedingte Größen

Indizes

Index	Bedeutung
1,2,3	1., 2. oder 3. Hauptspannung
a	Amplitude
bm	Bruchmechanik
c	kritisch
e	elastische Kerbspannung
eff	versagenseffektiv
ges	gesamt
i	Anrisskennwerte
l	Länge
lci	Start eines Makrorisses (long crack initiation)
max	Maximalgröße
mP	1. Hauptspannung
n	Nennspannung
o	Oberlast oder -spannung
p	Rissfortschritt
p	plastisch
ref	Referenzgröße
s	Strukturspannung
sci	Initiierung eines erkennbaren Risses (short crack initiation)

Index	Bedeutung
stat	statistisch
t	Gesamtlebensdauer
vm	Verformungsmechanisch
vM	von Mises

A Versuchsergebnisse

A.1 Gekerbte Proben

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	Bemerkung
IG1	24 000	201 000	435 081	8.0	
IG2	108 000	174 000	325 940	8.0	
IG3	14 000	53 000	112 473	10.0	
IG4	–	–	1 552 984	6.0	
IG5	423 000	1 024 000	1 337 86	6.0	
IG7	1 053 000	2 351 000	2 509 126	5.5	
IG8	64 000	242 000	387 022	8.0	
IG9	–	3 844 000	5 120 72	5.0	
IG10	–	–	3 740 543	5.0	
IG11	28 000	–	–	10.0	
IG12	557 000	1 521 000	2 685 291	5.5	
IG14	–	–	11 899 069	4.7	
IG15	17 000	41 000	135 604	10.0	

Tabelle A.1: Schwingfestigkeitsversuche an Probenvariante IG, $R = -1$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	Bemerkung
IK1	6 000	264 000	422 000	8.0	
IK2	20 000	104 000	27 000	8.0	
IK3	19 000	27 000	653 000	6.0	
IK4	12 000	62 000	133 000	10.0	
IK5	34 160	324 000	838 000	5.0	
IK6	112 000	1 277 000	2 150 000	4.5	
IK8	–	–	2 142 000	4.5	
IK9	–	–	2 625 000	4.0	
IK10	20 000	180 000	323 000	8.0	
IK11	500 000	6 422 000	9 312 000	3.5	
IK13	34 000	382 000	790 000	5.0	
IK15	7 000	35 000	64 000	12.0	
IK16	–	–	2 114 000	4.5	

Tabelle A.2: Schwingfestigkeitsversuche an Probenvariante IK, $R = -1$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	Bemerkung
VG1	–	–	617 197	8	
VG2	366 000	575 000	893 537	8	
VG3	–	–	10 225 117	6	DL
VG4	73 000	141 000	282 069	10	
VG5	–	–	128 274	12	
VG6	1 382 000	1 779 000	2 500 568	7	
VG7	817 000	1 858 000	1 992 135	7	
VG8	74 000	214 000	286 214	10	
VG10	355 000	818 000	1 039 412	8	
VG11	–	–	3 966 901	6.5	
VG12	1 022 000	3 710 000	3 556 453	6.3	
VG13	1 091 000	3 472 000	4 675 385	6.3	
VG16	1 090 000	2 825 000	3 404 023	6.3	

Tabelle A.3: Schwingfestigkeitsversuche an Probenvariante VG, $R = -1$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	Bemerkung
VK1	294 000	659 000	903 513	8.0	
VK2	38 000	566 000	694 856	8.0	
VK3	–	–	2 516 911	6.0	
VK4	–	–	210 303	10.0	
VK5	–	–	97 999	12.0	
VK6	5 000 000	–	10 000 000	5.0	DL
VK7	394 000	4 052 000	4 642 217	6.0	
VK10	484 000	1 287 000	1 701 269	6.5	
VK11	827 000	1 948 000	30 95 175	6.5	
VK12	22 000	159 000	207 032	10.0	
VK13	–	–	570 743	8.0	
VK14	–	1 460 000	1 792 837	6.5	
VK15	–	–	1 013 557	7.0	

Tabelle A.4: Schwingfestigkeitsversuche an Probenvariante VK, $R = -1$

A.2 Längssteifen

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	$\sigma_{n,a}$ [MPa]	$\sigma_{n,m,c}$ [MPa]	R_l	Bem.
P101	220 000	535 500	1 308 190	40	55.6	146	0.53	
P104	1 200 000	2 500 000	8 025 676	20	27.8	76	0.47	
P109	500 000	1 400 000	2 914 696	30	41.7	92	0.45	
P11	31 860	124 300	261 048	65	90.3	116	0.20	
P12	711 540	1 738 900	2 971 909	35	48.6	21	-0.35	
P13	1 200 000	2 500 000	4 310 202	30	41.7	28	-0.13	
P15	12 708	56 100	154 540	80	111.1	140	0.19	
P17	21 180	108 000	233 455	70	97.2	55	-0.19	
P20	577 000	1 008 000	2 435 591	35	48.6	93	0.38	
P28	159 000	468 600	1 051 493	45	62.5	106	0.32	
P47	1 600 000	3 800 000	6 828 966	25	34.7	62	0.41	
P59	515 000	664 700	964 831	60	83.3	84	0.07	
P69	80 000	200 000	614 000	55	76.4	111	0.27	
P77	2 000 000	4 300 000	16 550 695	18	25	41	0.28	
P83	4 300 000	7 000 000	18 901 334	18	25	50	0.42	
P88	1 000 000	3 274 000	6 064 400	25	34.7	57	0.30	
P93	1 600 000	4 800 000	11 002 523	20	27.8	109	0.66	
P98	–	–	1 001 740	45	62.5	99	0.40	

Tabelle A.5: Schwingfestigkeitsversuche an Längssteifen im Schweißzustand, $R = -1$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	$\sigma_{n,a}$ [MPa]	$\sigma_{n,m,c}$ [MPa]	R_l	Bem.
P106	496 000	869 000	1 825 768	35	48.6	120	0.58	
P18	412 000	729 000	1 206 181	40	55.6	8	0.07	
P22	49 000	196 400	375 629	60	83.3	–	–	
P26	6 000	97 700	218 294	65	90.3	89	0.36	
P36	8 000 000	20 000 000	26 000 000	20	27.8	11	0.17	DL
P99	950 000	2 500 000	5 584 887	25	34.7	151	0.66	
P51	1 200 000	5 000 000	12 614 778	18	25	128	0.75	
P58	2 279 000	4 000 000	6 677 181	25	34.7	131	0.67	
P64	–	–	13 868 000	18	25	89	0.66	DL
P67	1 700 000	2 890 000	4 443 347	30	41.7	98	0.56	
P70	400 000	1 000 000	1 643 657	40	55.6	58	0.40	
P74	130 000	300 000	648 565	50	69.4	97	0.37	
P78	180 000	430 000	774 184	55	76.4	64	0.33	
P82	2 000 000	3 000 000	8 777 000	20	27.8	82	0.65	
P85	747 000	1 610 000	3 033 926	30	41.7	69	0.48	
P99	887 000	2 600 000	5 589 887	25	34.7	151	0.68	
P111	33 000	121 000	322 139	60	0.23	43	0.23	

Tabelle A.6: Schwingfestigkeitsversuche an Längssteifen im Schweißzustand, $R = 0$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t [kN]	F_a [MPa]	$\sigma_{n,a}$ [MPa]	$\sigma_{n,m,c}$	R_l	Bem.
P23	3 300 000	13 000 000	17 718 900	30	41.7	74	0.37	
P27	2 690 000	10 000 000	21 999 712	20	27.8	139	0.73	
P31	25 000	113 000	243 711	70	97.2	165	0.33	
P39	10 000	150 000	715 903	70	97.2	49	-0.28	
P42	5 000	54 000	275 279	80	111	62	-0.20	
P46	52 000	601 000	761 472	50	69.4	121	0.37	
P57	450 000	1 600 000	2 120 833	60	83.3	86	0.14	
P66	4 500 000	16 000 000	23 800 000	25	34.7	73	0.43	
P68	1 200 000	3 000 000	5 057 243	35	48.6	115	0.47	
P71	4 000 000	13 000 000	14 862 207	60	83.3	8	-0.19	
P79	–	–	14 801 284	25	34.7	45	0.12	DL
P80	73 000	329 000	637 921	55	76.4	150	0.38	
P81	1 000 000	8 000 000	11 179 464	25	34.7	92	0.52	
P90	500 000	2 700 000	4 087 814	40	55.6	86	0.32	
P91	–	5 000 000	1 223 986	40	55.6	139	0.53	

Tabelle A.7: Schwingfestigkeitsversuche an spannungsarm geglähten Längssteifen, $R = -1$

Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	$\sigma_{n,a}$ [MPa]	$\sigma_{n,m,c}$ [MPa]	R_l	Bem.
P110	3 000 000	6 600 000	18 901 337	18	25.0	107	0.73	
P114	–	–	14 176 433	30	41.7	-10	-0.21	DL
P19	37 000	800 000	2 367 156	40	55.6	62	0.43	
P24	104 000	450 000	667 208	45	62.5	123	0.56	
P32	720 000	6 000 000	10 843 073	18	25.0	114	0.62	
P38	4 600 000	10 000 000	17 290 882	20	27.8	91	0.66	
P44	1 500 000	4 000 000	8 695 077	20	27.8	128	0.74	
P53	498 000	930 000	1 919 137	30	41.7	115	0.63	
P61	1 400 000	1 800 000	2 151 072	45	62.5	129	0.57	
P75	678 000	2 200 000	5 434 923	25	34.7	66	0.54	
P92	30 000	–	310 765	65	90.3	54	0.29	

Tabelle A.8: Schwingfestigkeitsversuche an spannungsarm geglühten Längssteifen, $R = 0$

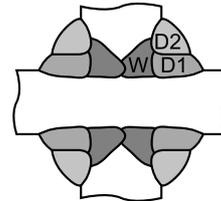
Probe	N_{sci}	N_{lci}	N_t	F_a [kN]	$\sigma_{n,a}$ [MPa]	$\sigma_{n,m,c}$ [MPa]	R_l	Bem.
P102	10 800 000	17 000 000	19 288 329	25	34.7	113	0.63	
P112	217 000	385 000	578 190	60	83.3	85	0.02	
P113	2 100 000	3 300 000	3 988 914	40	55.6	68	0.21	
P14	460 000	720 000	1 288 689	50	69.4	112	0.34	
P21	3 360 000	4 100 000	5 067 463	35	48.6	107	0.44	
P25	3 550 000	5 400 000	7 261 849	30	41.7	118	0.51	
P37	3 100 000	6 489 000	10 326 036	25	34.7	61	0.37	
P45	–	–	37 717 208	22	30.6	94	0.53	DL
P49	–	–	43 218 000	18	25.0	121	0.69	DL
P52	215 000	435 000	680 635	60	83.3	148	0.36	
P56	8 500 000	11 800 000	12 677 464	40	55.6	81	0.28	
P60	2 400 000	2 700 000	3 284 149	45	62.5	135	0.41	
P63	–	–	19 425 952	20	27.8	164	0.77	DL
P87	1 265 000	1 700 000	2 272 333	45	62.5	114	0.39	
P89	117 000	260 000	411 662	70	97.2	122	0.19	
P94	555 000	–	1 515 441	50	69.4	105	0.29	

Tabelle A.9: Schwingfestigkeitsversuche an Längssteifen im Schweißzustand, mit Überlast, $R = -1$

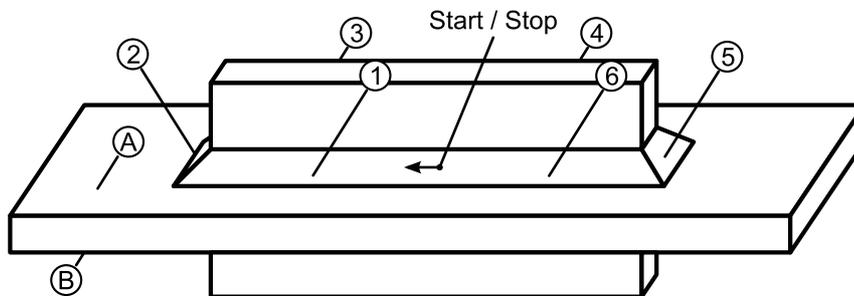
B Schweißprotokoll

Schweißverfahren: MAG
 Methode: Puls-UI-D
 Stromquelle: Dalex Vario MIG 400
 Schweißstrom: 155 A
 Schweißspannung: 26.3 V
 Pulsfrequenz: 117 Hz
 Gas: Ar 82%, CO₂ 18%

Schweißnahtlagen:



Material: S460NL
 Draht: G4S11, Union K56, d = 1.2 mm, 5.6 m/min



Lage	Abschnitt	Schweißgeschwindigkeit	Brennerstellung
Wurzellage	1, 4	24 cm/min	40°
	2, 5	38 cm/min	
	3, 6	15 cm/min	
Decklage 1	1-6	32 cm/min	65°
Decklage 2	1	29 cm/min	20°
	2, 3	32 cm/min	
	4	29 cm/min	
	5, 6	32 cm/min	

Schweißabfolge für alle Lagen:

Schweißen Seite A , Probe Drehen, Schweißen Seite B, Abkühlen auf Raumtemperatur

In dieser Arbeit wird eine anwendungsnahe Berechnungsmethodik zur Schwingfestigkeitsbewertung von geschweißten Bauteilen aus Stahlwerkstoffen vorgestellt. Mit dieser Methodik kann der Einfluss von Schweißbeigenspannungen auf die Schwingfestigkeit quantitativ abschätzen werden. Dies erfolgt auf Basis eines Zwei-Phasen-Modells, in dem die Anrisslebensdauer mit dem Dehnungskonzept und die Rissfortschrittslebensdauer bruchmechanisch bewertet werden.

ISBN 978-3-8396-0729-9



9 783839 607299