

**Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnahverbindungen  
größerer Blechdicke gefügt mit  
Hochleistungsschweißverfahren**

Von der Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie  
der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover  
zur Erlangung des Grades

Doktor der Ingenieurwissenschaften

- Dr.-Ing. -

genehmigte Dissertation von

Dipl.-Ing. Mareike Collmann

geboren am 19. Februar 1981 in Norden

2021

### **Promotionskommission**

Referent: Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Korreferentin: Prof. Dr.-Ing. habil. Natalie Stranghöner

Kommissionsmitglied: Prof. Dr.-Ing. Ludger Lohaus

Vorsitzender: Prof. Dr.-Ing. Andreas Reuter

Tag der Promotion: 24. Januar 2020

## Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand im Wesentlichen während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Stahlbau der Gottfried Wilhelm Leibniz Universität Hannover. Dies ist die Stelle, an der ich mich besonders bei Personen bedanken möchte, die mich in den letzten Jahren begleitet haben und die ihren Anteil zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Zunächst gilt mein herzlicher Dank Herrn Professor Dr.-Ing. Peter Schaumann, der mich bei der Anfertigung dieser Arbeit betreut und die Erstberichterstattung übernommen hat. Schon während des Studiums hat er mein Interesse für die Forschung geweckt und mich gefördert. Die von ihm gegebenen fachlichen Impulse und bereitgestellten wissenschaftlichen Rahmenbedingungen sowie sein entgegengebrachtes Vertrauen und sein Zuspruch haben wesentlich zum Abschluss und Gelingen meiner Promotion beigetragen. Frau Professorin Dr.-Ing. habil. Natalie Stranghöner danke ich sehr herzlich für die Übernahme des Korreferates. Ebenfalls herzlich bedanken möchte ich mich bei den Herren Professor Dr.-Ing. Ludger Lohaus und Professor Dr.-Ing. Andreas Reuter für ihr Mitwirken in der Prüfungskommission am Tag der Promotion.

Danken möchte ich auch der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) und der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA) sowie dem Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit für die finanzielle Unterstützung der experimentellen und theoretischen Untersuchungen danken.

Erst während meiner Zeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Fraunhofer-Institut für Windenergiesysteme (Fraunhofer IWES) konnte ich meine Promotion abschließen. Daher möchte ich auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Andreas Reuter als Institutsleiter und Herrn Dr.-Ing. Alexander Schenk für die ermöglichten Freiräume und ihre vielfältige Unterstützung danken.

Während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit durfte ich zahlreiche Projekte bearbeiten und viele interessante Menschen kennenlernen. Das positive Klima der Kooperation hat in besonderer Weise zum Gelingen der Projekte und dieser Dissertation beigetragen. Besonders erwähnen möchte ich Herrn Dr.-Ing. Rudolf Konya und Herrn Dr.-Ing. Thomas Hassel des Instituts für Werkstoffkunde (Leibniz Universität Hannover) und Herrn Rabi Lahdo vom Laser Zentrum Hannover. Auch die Zusammenarbeit mit den Industriepartnern, SIAG Tube & Tower GmbH und Kjellberg Finsterwalde, war stets von großer Einsatzbereitschaft und Entgegenkommen geprägt.

Allen Kollegen des Instituts für Stahlbau und auch der Abteilung Tragstrukturen des Fraunhofer IWES spreche ich ein herzliches Dankeschön für die sehr gute Zusammenarbeit und das angenehme Arbeitsklima aus. Herrn Karsten Schürmann danke ich in besonderer Weise für den intensiven Austausch, die vielen offenen Diskussionen und die kritische Durchsicht des Manuskripts. Es ist wirklich eine Freude, in diesem Umfeld tätig zu sein. Für die tatkräftige Unterstützung bei der großen Anzahl der experimentellen Untersuchungen bedanke ich mich bei den Herren Karl Heinz Hentschel, Christian Fricke und Dietmar Joseph für ihren Einsatz. Das von ihnen geschaffene positive Umfeld und ihre problemorientierte Herangehensweise sind mir weiterhin ein Vorbild.

Frau Prof. Dr.-Ing. Stefanie Steppeler danke ich für ihre langjährige Freundschaft. Seit dem Studium teilen wir die Freude am Stahlbau. Die fachlichen Diskussionen, ihre Unterstützung und ihr Zuspruch haben dazu beigetragen, diese Arbeit abzuschließen. Herzlich danke ich ihr auch für das kritische Lesen des Manuskripts.

Bei meiner Familie, besonders aber bei meinem Ehemann Daniel sowie meinen beiden Töchtern Leonie und Femke, scheint jeder Dank nicht ausreichend angemessen. Trotzdem möchte ich ihnen für die liebevolle Nachsicht, ihr Vertrauen und ihre bedingungslose Unterstützung von Herzen danken.

Mareike Collmann



## Kurzfassung

In vielen Bereichen des Ingenieurwesens gehört das Schweißen zu den maßgebenden und am häufigsten angewendeten Verbindungstechniken. Auch für Tragstrukturen von Windenergieanlagen, zu denen u. a. Türme und Monopiles gehören, sind stumpfgestobene, dickwandige Schweißverbindungen charakteristisch. Durch die zunehmenden Dimensionen und Beanspruchungen geraten konventionelle Hochleistungsfügeverfahren wie das Unterpulverschweißen an die Grenzen ihrer technischen Umsetzbarkeit. Gleiches gilt auch für das Design und die Bemessung dieser Verbindungen. Zum Nachweis der Ermüdungssicherheit ist bisher das Nennspannungskonzept, basierend auf experimentell ermittelten Wöhlerlinien, Stand der Technik und maßgebend in gültigen Bemessungsnormen wie dem Eurocode 3. Dieses Verfahren ist einfach in der Anwendung, bietet aber kaum Möglichkeiten, lokale Nahteigenschaften zu berücksichtigen und so zu einer individuellen Dimensionierung zu gelangen.

Die vorliegende Arbeit leistet einen Beitrag zu einer zuverlässigen Lebensdauerprognose auf Basis lokaler Ermüdungskonzepte, indem sie die Anwendbarkeit des Zwei-Phasenmodells, d. h. einer Kombination aus Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept, für die Bemessung von dickwandigen Stumpfstößen untersucht. Wesentliche Eingangsgrößen für dieses Modell sind die aus der Nahtgeometrie resultierende, elastische Spannungserhöhung und die lokale, inhomogene Festigkeitsverteilung über den Nahtquerschnitt. In großem Umfang wurden daher die Nahtprofile der Schweißproben vor der Schwingprüfung messtechnisch erfasst und durch entsprechende Filter für die numerische Analyse der Kerbformzahlen aufbereitet. Erst durch das Filtern mit entsprechender Grenzwellenlänge werden Messdaten vereinheitlicht und grundsätzlich vergleichbar. Für das Qualitätsmanagement innerhalb der Schweißfertigung und auch den direkten Eingang in Bemessungskonzepte ist dieser Schritt essentiell. Am Ende der Untersuchung steht eine umfassende Datenbasis zur Kerbgeometrie stumpfgeschweißter Verbindungen.

Diese lokalen Nahtgeometrieigenschaften und aus der Härte umgewertete Festigkeitsverteilungen über den Querschnitt bilden nun die maßgebenden Eingangsparameter für das Zwei-Phasenmodell. Die Validierung an experimentell ermittelten Schwingfestigkeiten zeigt die Anwendbarkeit und das Potential des Modells. Die erreichte Prognosegüte für verschiedene Stahlwerkstoffe und Randbedingungen ist hoch. Durch die große Datenbasis ist es möglich, statistische Verteilungen dieser Eingangsparameter abzuleiten und im Rahmen stochastischer Monte-Carlo-Simulationen zu untersuchen. Das Potential lokaler Nachweiskonzepte für eine wirtschaftliche und sichere Bemessung großer Stahlstrukturen kann damit eindeutig aufgezeigt werden.

**Schlagnworte:** Ermüdungsfestigkeit, lokale Ermüdungskonzepte, Stumpfnähte, Nahtgeometrie, Unterpulverschweißen

## Abstract

In many areas of civil engineering, welding is one of the most important and frequently used joining techniques. Butt-welded, thick-walled connections are typical for support structures of wind turbines for which towers and monopiles are characteristic structures. Due to increasing dimensions and loadings, conventional high-performance joining techniques such as submerged arc welding are reaching the limits of their technical feasibility. The same applies to design and dimensioning of these connections. As far as the fatigue assessment is concerned, the nominal stress approach, based on fatigue tests, is state of the art up to now and is decisive in national and international valid design standards such as Eurocode 3. Although this method is simple in terms of application, it offers little opportunity to consider local seam properties in order to realize a more individual design.

The present research contributes to a reliable prediction of the fatigue resistance on basis of local seam properties by assessing the applicability of the two-phase model, which combines notch strain and crack propagation approach, for the design of thick-walled butt joints. Essential input parameters for this model are the elastic stress increase resulting from the seam geometry and the local, inhomogeneous distribution of strength across the seam cross-section.

To a great extent, therefore, the seam profiles of the weld samples were measured and processed by appropriate filters for the numerical analysis of notch factors before the fatigue test. Only by filtering with the corresponding cut-off wavelength measurement data are unified and comparable. This step is essential for quality management within welding production as well as direct input into assessment approaches. At the end of the investigations, there is a comprehensive database on the notch geometry of butt-welded joints.

These local seam geometry properties and strength distributions, re-evaluated from the hardness across the cross-section now form the individual input parameters for the two-phase model. The validation of experimentally determined fatigue strengths demonstrates the applicability and potential of the model. The achieved prediction quality is high for various steel materials and boundary conditions. Due to the large database, it is possible to derive statistical distributions of these input parameters and to investigate them in the context of stochastic Monte Carlo simulation. These investigations clearly demonstrate the potential of local approaches for an economic and reliable design of large steel structures.

**Key words:** Fatigue assessment, local approaches, butt welds, weld geometry, submerged arc welding

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1	Ausgangssituation .....	1
1.2	Lösungsansatz .....	6
1.3	Zielsetzung .....	9
1.4	Aufbau und Inhalt.....	10
<b>2</b>	<b>Stand der Wissenschaft und Technik .....</b>	<b>13</b>
2.1	Tragstrukturen für Windenergieanlagen - Varianten und Herstellung .....	13
2.1.1	Stahlrohrtürme.....	13
2.1.2	Monopiles.....	14
2.1.3	Werkstoffauswahl .....	16
2.1.4	Fertigungsablauf.....	17
2.1.5	Unterpulverschweißen als Hauptfügeprozess .....	19
2.1.6	Herausforderungen bei der Anwendung alternativer Hochleistungsfügeverfahren .....	21
2.2	Tragstrukturen für Windenergieanlagen – Entwurf und Bemessung.....	28
2.2.1	Rechtliche und allgemeine Randbedingungen.....	28
2.2.2	Aktuelle Entwicklungen bei der Auslegung von Tragstrukturen .....	30
2.3	Nachweis der Ermüdungssicherheit geschweißter Konstruktionen .....	32
2.3.1	Maßgebende Bemessungsrichtlinien.....	32
2.3.2	Ermittlung der Strukturbeanspruchung .....	32
2.3.3	Nennspannungskonzept.....	33
2.3.4	Einfluss von Schweißbeigenspannungen .....	36
2.3.5	Übertragbarkeit der im Schwingversuch ermittelten Ermüdungsfestigkeit auf die Konstruktion.....	45
2.3.6	Grenzen des Nennspannungskonzeptes .....	47
2.4	Phänomenologische Beschreibung des Ermüdungsversagens .....	49
2.4.1	Ermüdungsrisswachstum von der Oberfläche ausgehend.....	49
2.4.2	Versagensmechanismen bei einem Rissausgang von Innen .....	51
2.5	Kerbwirkung einer Schweißnaht.....	52
2.5.1	Allgemeine Definition des Kerbbegriffs.....	52
2.5.2	Geometrische Kerbwirkung .....	52

---

2.5.3 Einfluss der Stützwirkung.....	55
2.5.4 Metallurgische Kerbwirkung .....	56
2.6 Lokale Ermüdungskonzepte.....	57
2.7 Kerbdehnungskonzept - Lebensdauer bis zum technischen Anriss.....	58
2.7.1 Vorstellung des Konzeptes .....	58
2.7.2 Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffs .....	59
2.7.3 Zyklisches Last-Dehnungsverhalten.....	62
2.7.4 Schädigungsverhalten und Versagen des Werkstoffs.....	65
2.8 Rissfortschrittskonzept – Lebensdauer vom Anriss bis zum Bruch .....	68
<b>3 Versuchsprogramm und Charakterisierung der Stumpfnähte im Ausgangszustand .....</b>	<b>75</b>
3.1 Probenherstellung.....	75
3.1.1 Beschreibung des Versuchsprogramms .....	75
3.1.2 Werkstoffe.....	75
3.1.3 Versuchsserien .....	76
3.1.4 Bezeichnung der Prüfkörper .....	79
3.1.5 Abmessungen der Prüfkörper .....	79
3.1.6 Herstellung der Schweißproben.....	81
3.1.7 Zuschnitt der Prüfkörper sowie eine mögliche Nachbehandlung.....	88
3.2 Beurteilung der Nahtqualität .....	93
3.2.1 Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten bei Schmelzschweißverbindungen.....	93
3.2.2 Zerstörungsfreie Prüfung (ZfP).....	94
3.2.3 Zerstörende Prüfung.....	95
3.3 Zusammenfassender Verfahrensvergleich aus schweißtechnischer Sicht .....	100
<b>4 Experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit .....</b>	<b>103</b>
4.1 Allgemeines zur statistischen Auswertung von Schwingversuchen .....	103
4.2 Auswertung von Versuchsdaten aus der Literatur .....	105
4.2.1 Beschreibung der Datenbasis .....	105
4.2.2 Mittelspannungsempfindlichkeit.....	110
4.2.3 Blechdickenabhängigkeit.....	113
4.2.4 Abhängigkeit von der Grundmaterialfestigkeit .....	118
4.2.5 Schweißtechnologische Einflüsse.....	120

---

4.2.6	Schweißnahtnachbehandlung.....	122
4.2.7	Fazit aus der Auswertung von Literaturdaten.....	123
4.3	Auswertung der durchgeführten Schwingversuche.....	125
4.3.1	Zur Durchführung der Schwingversuche.....	125
4.3.2	UP-S355-20 und UP-S355-30 als Referenz (Serien 1 und 2).....	127
4.3.3	NVEBW+UP-S355-20 (Serie 3).....	130
4.3.4	NVEBW+UP-S690-30 und NVEBW+UP-S700-30 (Serien 4 und 5)...	132
4.3.5	NVEBW+UP-S700-30 PIT und NVEBW+UP-S460-30 (Serien 6 und 7).....	134
4.3.6	MSG-Laser-X70-13,2 (Serie 8).....	135
4.3.7	MSG-Laser-S690-15 und Grundmaterial S690QL (Serien 9 und 10)...	136
4.4	Zusammenfassung, Diskussion und Einordnung der Ergebnisse.....	139
<b>5</b>	<b>Berechnung von Kerbformzahlen auf Basis real gemessener Nahtprofile.....</b>	<b>143</b>
5.1	Messtechnische Erfassung der Nahtprofile.....	143
5.1.1	Kerbformzahlen als Eingangsparameter für lokale Ermüdungskonzepte.....	143
5.1.2	Darstellung unterschiedlicher Messmethoden.....	143
5.1.3	Realisierter Messaufbau.....	145
5.1.4	Beurteilung der Messgenauigkeit.....	146
5.2	Vorbereitung der Messdaten für die FE-Modellierung.....	147
5.2.1	Charakteristik der Messdaten.....	147
5.2.2	Filterung im Frequenzraum.....	151
5.2.3	Filterung im Zeitbereich bzw. Ortsraum.....	152
5.2.4	Vergleich der Tiefpassfilter.....	154
5.2.5	Wahl des Tiefpassfilters und der Grenzfrequenz durch numerische Voruntersuchung.....	157
5.3	Numerische Analyse der Kerbformzahlen auf Basis gemessener Nahtprofile.....	161
5.3.1	Berechnungsablauf.....	161
5.3.2	Modellannahmen.....	162
5.3.3	FE-Modell und Vernetzung.....	164
5.3.4	Vergleich mit am Digitalmikroskop ausgeführten Messungen.....	167
5.3.5	Darstellung der Ergebnisse.....	170

5.3.6	Statistische Auswertung der ermittelten Kerbformzahlen .....	172
5.4	Auswertung der Nahtgeometrie .....	177
5.4.1	Regressionsanalyse zur Bestimmung der Nahtgeometrieparameter.....	177
5.4.2	Statistische Auswertung der Nahtgeometrieparameter.....	180
5.4.3	Beurteilung der Schweißnahtgeometrie gemäß DIN EN ISO 5817 .....	182
5.4.4	Näherung auf Grundlage analytischer Ansätze aus der Literatur.....	184
5.5	Vergleich der prognostizierten Anrissorte mit den Versuchsdaten .....	185
5.6	Rückschlüsse der ermittelten elastischen Formzahlen auf die Lebensdauer .	187
5.7	Ermittlung der Kerbspannungswöhlerlinien .....	190
5.8	Zusammenfassung.....	193
<b>6</b>	<b>Entwicklung rechnerischer Wöhlerlinien auf Basis lokaler</b>	
	<b>Ermüdungskonzepte .....</b>	<b>195</b>
6.1	Grundlagen und Vorgehen .....	195
6.2	Experimentelle Begleituntersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Stumpfnähten .....	196
6.2.1	Motivation für die Begleituntersuchungen .....	196
6.2.2	Blocklastfolgen zur Untersuchung des Rissfortschrittsverhaltens .....	197
6.2.3	Betrachtung der Prüfgrößen Zylinderkraft und -weg .....	204
6.2.4	Lokale Dehnungsmessungen .....	209
6.2.5	Zusammenfassung der Ergebnisse.....	218
6.3	Besonderheiten bei der Anwendung des Zwei-Phasenmodells auf Schweißverbindungen .....	219
6.3.1	Diskussion zur Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes auf Schweißverbindungen.....	219
6.3.2	Diskussion der maßgebenden Länge des technischen Anrisses .....	220
6.3.3	Rückschlüsse aus Begleituntersuchungen und Literaturstudium für die Entwicklung des Berechnungsmodells .....	222
6.4	Umsetzung des Zwei-Phasenmodells.....	223
6.4.1	Berechnungsablauf.....	223
6.4.2	Eingangsparameter für das Kerbdehnungskonzept.....	223
6.4.3	Ermittlung der lokalen Kerbbeanspruchung .....	227
6.4.4	Rissfortschrittsphase .....	237
6.5	Validierung des Berechnungsmodells anhand von Versuchsdaten .....	238

---

6.5.1	Betrachtete Varianten.....	238
6.5.2	Serie 1 und 2 - Referenz.....	241
6.5.3	Serie 3 - Verfahrenskombination aus NVEBW und UP, S355J2+N .....	251
6.5.4	Serie 4 und 5 - Verfahrenskombination aus NVEBW und UP, S690Q und S700M.....	257
6.6	Bewertung der Ergebnisse.....	263
6.7	Übertragbarkeit auf Verbindungen mit größerer Blechdicke.....	264
6.8	Empfehlungen für die Anwendung des Zwei-Phasenmodells .....	266
<b>7</b>	<b>Anwendung der Monte-Carlo-Methode zur Simulation von Wöhlerlinien.....</b>	<b>268</b>
7.1	Motivation .....	268
7.2	Sicherheitskonzepte in der Tragwerksbemessung.....	268
7.3	Zur Anwendung der Monte-Carlo-Methode .....	269
7.3.1	Grundlagen.....	269
7.3.2	Ablauf einer stochastischen Simulation.....	271
7.4	Realisierung des Zwei-Phasenmodells.....	272
7.4.1	Randbedingungen der Simulation und statistische Auswertung.....	272
7.4.2	Voruntersuchung zur Ermittlung der notwendigen Simulationsanzahl ..	273
7.5	Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse.....	278
7.6	Fazit.....	286
<b>8</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick .....</b>	<b>288</b>
8.1	Zusammenfassung.....	288
8.2	Ausblick.....	291
<b>9</b>	<b>Literatur .....</b>	<b>293</b>
9.1	Normen und Richtlinien .....	293
9.2	Fachbücher, Dissertationen, Forschungsberichte und Aufsätze .....	297
9.3	Weitere Unterlagen.....	314

**Abkürzungen**

AC	Wechselstrom ( <i>engl.</i> : Alternating Current)
AWZ	Ausschließliche Wirtschaftszone
CAPEX	Investitionsausgaben ( <i>engl.</i> : capital expenditure)
CET	Kohlenstoffäquivalent nach SEW 088
CEV	Kohlenstoffäquivalent nach Norm
DC	Gleichstrom ( <i>engl.</i> : Direct Current)
DMS	Dehnungsmessstreifen
EEG	Erneuerbare-Energien-Gesetz
EC 3	Eurocode 3 für DIN EN 1993-1-9; auch EC 3-1-9
FAT	Kerbfallkategorie ( <i>engl.</i> : fatigue class)
FFT	Fast Fourier Transformation
FLS	Grenzzustand der Ermüdungsfestigkeit ( <i>engl.</i> : Fatigue Limit State)
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau
GM	Grundmaterial
HCF	Ermüdung im Zeitfestigkeitsbereich ( <i>engl.</i> : High Cycle Fatigue)
HiFIT	Nachbehandlungsverfahren zur Schweißnahtverbesserung ( <i>engl.</i> : High Frequency Impact Treatment)
HV	Härtewert nach Vickers
IIW	International Institute of Welding
MAG	Metall-Aktivgas-Schweißen
MP	Messpunkt
MSG	Metall-Schutzgasschweißen
MT	Magnetpulverprüfung ( <i>engl.</i> : Magnetic Particle Testing)
NÜ	Nahtübergang
NVEBW	Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre ( <i>engl.</i> : Non Vacuum Electron Beam Welding)
PIT	Nachbehandlungsverfahren zur Schweißnahtverbesserung ( <i>engl.</i> : Pneumatic Impact Treatment)
PT	Farbeindringprüfung ( <i>engl.</i> : Penetrant Testing)
REM	Rasterelektronenmikroskop
RT	Raumtemperatur
RT	Durchstrahlungsprüfung durch Röntgen ( <i>engl.</i> : X-Ray Testing)



---

SG	Schweißgut
TE	Thermoelement
TM	Lieferzustand von Feinkornbaustählen, thermomechanisch gewalzt
UIT	Nachbehandlungsverfahren zur Schweißnahtverbesserung ( <i>engl.</i> : Ultrasonic Impact Treatment)
UML	<i>engl.</i> : Uniform Material Law
UP	Unterpulverschweißen
UT	Ultraschall ( <i>engl.</i> : Ultrasonic Testing)
VEBW	Elektronenstrahlschweißen im Vakuum ( <i>engl.</i> : Vacuum Electron Beam Welding)
VHCF	Ermüdung im Bereich sehr hoher Lastspielzahlen ( <i>engl.</i> : Very High Cycle Fatigue)
VT	Sichtprüfung ( <i>engl.</i> : Visual Testing)
WEA	Windenergieanlage
WEZ	Wärmeeinflusszone
ZfP	Zerstörungsfreie Prüfverfahren
ZSDK	Zyklische Spannungs-Dehnungskurve

**Formelzeichen**

a	[mm]	Halbachse der Ellipse zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors
a	[mm]	Risslänge bzw. -tiefe
a	[-]	Achsenabschnitt
a <sub>i</sub>	[mm]	Anrisstiefe
A <sub>Defekt</sub>	[mm <sup>2</sup> ]	vermessene Defektfläche auf Bruchfläche
A <sub>ges</sub>	[mm <sup>2</sup> ]	Querschnittsfläche des Nennquerschnitts
A <sub>quer</sub>	[mm <sup>2</sup> ]	Querschnittsfläche
b	[mm]	Nahtbreite
c	[mm]	Halbachse der Ellipse zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors
c	[kN/mm]	Steifigkeit als Verhältnis aus Prüfkraft und –weg
E	[kJ/mm]	Streckenenergie
E	[N/mm <sup>2</sup> ]	Elastizitätsmodul
f	[Hz]	Prüffrequenz
F	[N, kN]	Prüfkraft (mechanische Prüfung, Härteprüfung)
f <sub>Ind</sub>	[Hz]	Induktionsfrequenz
f <sub>grenz</sub>	[Hz]	Grenzfrequenz
f <sub>u</sub>	[N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit
f <sub>y</sub>	[N/mm <sup>2</sup> ]	Streckgrenze
F <sub>max,dyn</sub>	[kN]	maximal mögliche dynamische Prüflast der Prüfmaschine
h	[mm]	Nahtüberhöhung
h <sub>Defekt</sub>	[mm]	Defekthöhe
h <sub>f</sub>	[mm]	Einbrandtiefe
h <sub>s</sub>	[mm]	Steghöhe der Nahtvorbereitung
I	[mA, A]	Schweißstrom
K'	[-]	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K <sub>f</sub>	[-]	Kerbwirkungszahl (Index f für <i>engl.</i> : fatigue)
K <sub>t</sub>	[-]	Kerbfaktor, (Kerb-)Formzahl (Index t für theoretisch)
l <sub>0</sub>	[mm]	Ausgangslänge
l <sub>s</sub>	[mm]	Schweißnahtlänge
l <sub>r</sub>	[mm]	Einzelmessstrecke

$l_n$	[mm]	Gesamtmessstrecke
$L_c$	[-]	Abschneidewert
$m$	[-]	Neigung der Wöhlerlinie
$n$	[-]	Anzahl (Schweißlagen, Stichprobenumfang, Freiheitsgrade)
$n'$	[-]	zyklischer Verfestigungsexponent
$N$	[-]	Schwingspielzahl
$N_{cp}$	[-]	Restlebensdauer der Rissfortschrittsphase (Index p für <i>engl.</i> : crack propagation)
$N_D$	[-]	Dauerschwingspielzahl
$N_f$	[-]	Versagensschwingspielzahl (Index f für <i>engl.</i> : failure)
$N_i$	[-]	Anrisschwingspielzahl (Index i für <i>engl.</i> : initiation)
$N_{lim}$	[-]	definierte Grenzwingspielzahl im Schwingversuch
$P$	[W, kW]	Leistung
$P$	[-]	Auftretenswahrscheinlichkeit
$P_{Ind}$	[kW]	Leistung des Induktors
$P_L$	[kW]	Laserleistung
$P_{\bar{u}}$	[%]	Überlebenswahrscheinlichkeit
$Q$	[kJ/mm]	Wärmeeinbringen während des Fügens
$r$	[-]	Korrelationskoeffizient
$r^2$	[-]	Bestimmtheitsmaß
$R$	[-]	Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung
$R_a$	[ $\mu\text{m}$ ]	arithmetischer Mittenrauwert
$R_m$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit
$R_{Sm}$	[mm]	Rillenbreite
$R_z$	[ $\mu\text{m}$ ]	gemittelte Rautiefe
$R'_{p0,2}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	zyklische Streckgrenze
$s$	[-]	Standardabweichung der Stichprobe
$s^2$	[-]	Varianz der Stichprobe
$t$	[mm]	Blechdicke
$t_{vorh}$	[mm]	vorhandene Blechdicke
$t_v$	[mm]	Kantenversatz
$T_N$	[-]	Streuspanne
$T_v$	[°C]	Vorwärmtemperatur

$T_z$	[°C]	Zwischenlagentemperatur
$u$	[mm]	Verformung, Prüfweg
$U$	[V]	Schweißspannung
$U_b$	[kV]	Beschleunigungsspannung beim NVEBW
$v_s$	[cm/min]	Schweißgeschwindigkeit
$X$	[-]	Stichprobenwert
$\bar{x}$	[-]	Mittelwert der Stichprobe
$\Delta N$	[-]	Belastungszyklen im Blocklastversuch
$\Delta N_{\text{Mark}}$	[-]	Markierungszyklen im Blocklastversuch
$\alpha_k$	[-]	Kerbformzahl, Bezeichnung nach Neuber
$\beta_k$	[-]	Kerbwirkungszahl, Bezeichnung nach Neuber
$\theta$	[°]	Öffnungswinkel der Nahtvorbereitung
$\theta$	[°]	Nahtanstiegswinkel
$\varepsilon$	[-, %]	Dehnung
$\varepsilon_{a,el}$	[-, %]	elastische Dehnungsamplitude
$\varepsilon_{a,pl}$	[-, %]	plastische Dehnungsamplitude
$\eta$	[-]	thermischer Wirkungsgrad
$\lambda_c$	[mm]	Grenzwellenlänge
$\mu$	[-]	Mittelwert
$\rho^*$	[-]	Ersatzstrukturlänge
$\sigma$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Spannung
$\sigma^{\text{ES}}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Schweißeigenspannung
$\sigma^{\text{LS}}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Spannungen aus Belastung
$\sigma_a$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Spannungsamplitude im Schwingversuch
$\Delta\sigma$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Schwingweite im Schwingversuch
$\Delta\sigma_C$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei $N = 2$ Mio. Zyklen gemäß EC3-1-9; entspricht $\Delta\sigma_{C,95\%}$
$\Delta\sigma_{C,50\%}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Mittelwert des Bezugswertes der Ermüdungsfestigkeit bei $N = 2$ Mio. Zyklen gemäß EC3-1-9
$\Delta\sigma_{C,95\%}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	charakteristischer Wert des Bezugswertes der Ermüdungsfestigkeit bei $N = 2$ Mio. Zyklen gemäß EC3-1-9

---

$\sigma_{k,max}$	[N/mm <sup>2</sup> ]	maximale Spannung im Kerbgrund
$\sigma_n$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Nennspannung
$\sigma_o$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Oberspannung im Schwingversuch
$\sigma_u$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Unterspannung im Schwingversuch
$\sigma_x$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Spannungen in x-Richtung
$\sigma_y$	[N/mm <sup>2</sup> ]	Spannungen in y-Richtung
$\varphi$	[°]	Winkelversatz
$\chi^*$	[-]	bezogener Spannungsgradient



# 1 Einleitung

## 1.1 Ausgangssituation

Bei der erneuerbaren Stromerzeugung aus Wind, Sonne, Wasser und Biomasse repräsentiert die Windenergie den wesentlichen Anteil im Energiemix und trägt dazu bei, eine nachhaltige Energieversorgung in Deutschland zu realisieren. Durch die politischen Rahmenbedingungen unterstützt, hat sich die Windindustrie innerhalb der vergangenen drei Jahrzehnte zu einem nennenswerten Wirtschaftsfaktor in Deutschland entwickelt. Die Fertigung von Komponenten für die Windenergie hat damit in den letzten Jahren auch für den schweren Stahlbau deutlich an Bedeutung gewonnen. Von der Politik wurde festgeschrieben, dass der Anteil des aus erneuerbaren Energien erzeugten Stroms am Bruttostromverbrauch von gegenwärtig etwa 43 %<sup>1</sup> auf mindestens 65 % bis zum Jahr 2030<sup>2</sup> gesteigert wird. Dabei soll bis 2020 ein Anteil von etwa 6,5 GW und bis 2030 20 GW von Windenergieanlagen auf dem Meer geleistet werden.<sup>3</sup> Zum Abschluss des ersten Halbjahres 2019 wurde dieses Ziel mit gut einer kumulierten Gesamtleistung der Anlagen mit Netzeinspeisung von 6,6 GW übertroffen.<sup>4</sup> Um bis 2030 die noch fehlenden etwa 13,5 GW zu realisieren, sind bei Annahme einer durchschnittlich installierten Anlagenleistung von zukünftig 8 MW mehr als 1 600 Anlagen notwendig. Wird nun pro Anlage die Stahltonnage einer Tragstruktur zu jeweils etwa 1 500 t geschätzt, folgt hieraus allein in Deutschland überschlägig etwa 2,4 Mio. t Stahlkonstruktion im Bereich der Offshore-Windenergie.

Bisher haben sich Strukturen zum Lastabtrag durchgesetzt, die eine vergleichsweise geringe Komplexität aufweisen. Für Windenergieanlagen an Land ist dies der vollwandige, freitragende und konische Stahlrohrturm, der die Maschinenlasten in das Fundament abträgt. Ähnlich ist es auch bei Anlagen offshore. Hier schließt an den Stahlrohrturm eine Substruktur an, welche die Lasten weiter in den Meeresboden ableitet. In großer Mehrzahl wird diese Unterstruktur und Gründung bisher als Monopile ausgeführt. Abb. 1-1 zeigt eine Offshore-Windenergieanlage, die auf einem Monopile gegründet ist. Der Monopile ist dabei ein einzelner Gründungspfahl mit großem Durchmesser, an den sich über ein Übergangsbauenteil, ein sogenanntes Transition Piece, ein

---

<sup>1</sup> Stand Ende 2020, nach Angaben des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie auf Basis der AGEE-Stat

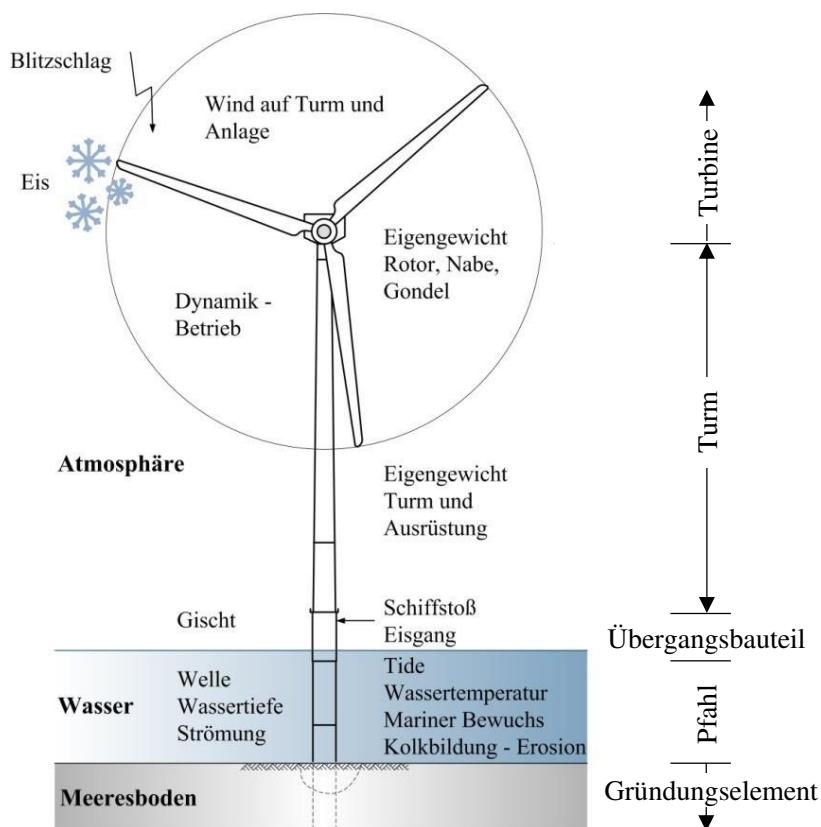
<sup>2</sup> Angaben gemäß der Novellierung des Erneuerbare-Energien-Gesetzes (EEG) verabschiedet am 17. Dezember 2020

<sup>3</sup> Angaben gemäß der Änderung im „Windenergie-auf-See-Gesetz“ verabschiedet am 3. Juni 2020

<sup>4</sup> Stand 30.06.2019; umfasst alle Anlagen am Netz; Angabe des Bundesverbandes WindEnergie

Stahlrohrturm anschließt. Sowohl Stahlrohrturm als auch Monopile lassen sich nahezu in Serie herstellen und sind an Aufstellorten an Land und im Meer schnell zu installieren. Als Teil der Hauptinvestitionskosten entfällt bei Onshore-Anlagen ein Anteil von etwa 15 % auf den Stahlrohrturm. Bei Anlagen offshore bestimmt die Gründung in Abhängigkeit des Standorts etwa 22 bis 29 % der Investitionsausgaben und ist damit ein nicht unerheblicher Anteil.<sup>5</sup>

a)



b)



Abb. 1-1. a) Belastungen und Bezeichnungen nach BSH-Standard<sup>6</sup>; b) Offshore-Windpark Horns Rev (DK), 2 MW-Turbine auf Monopile, Quelle: Vestas

In der Windindustrie hält der Trend zu immer höherer Nennleistung der neu installierten Anlagen unverändert an. Neben Fortschritten bei der Anlagentechnik und beim Rotorblattdesign wird diese Entwicklung maßgeblich durch immer größere Rotordurchmesser und Nabenhöhen, sogenanntes Upscaling, vorangetrieben. Die Diagramme in Abb. 1-2

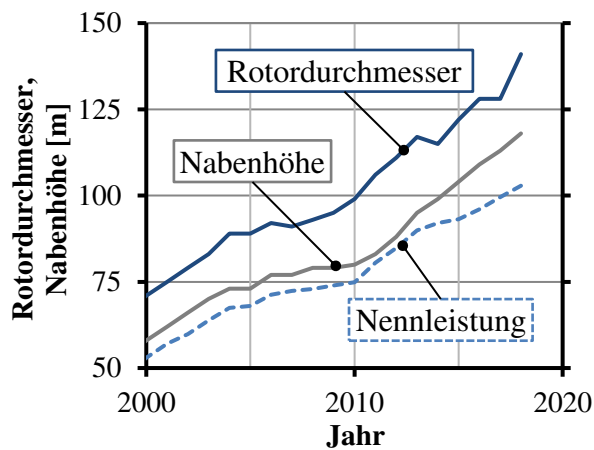
<sup>5</sup> u. a. aufgeschlüsselt in BVG Associates (2017), S. 22

<sup>6</sup> BSH-Standard Konstruktion (2015), S. 19



verdeutlichen, wie sich über die letzten knapp zwanzig Jahren die zunehmenden Nennleistungen sowohl onshore als auch offshore in zunehmenden Rotordurchmessern widerspiegeln. Er hat sich in diesem Zeitraum verdoppelt. Die durchschnittlich neu installierte Nennleistung hat onshore und offshore jeweils um den Faktor 2,7 zugenommen.

a) Onshore



b) Offshore

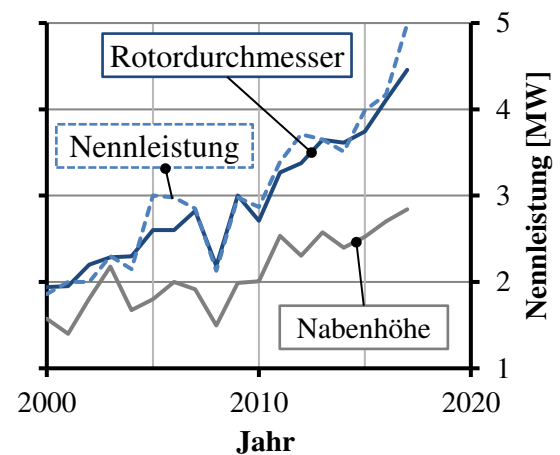


Abb. 1-2. Entwicklung der Anlagendimensionen anhand des Rotordurchmessers und der Nabenhöhe<sup>7</sup>

Für den Ausbau der Windenergie an Land sind u. a. nach Keindorf (2014) sowie Lange und Elberg (2017) zunehmend Schwachwindstandorte von Bedeutung. Um den Ertrag einer Anlage zu steigern, sind für diese Standorte große Nabenhöhen bei gleichzeitig großem Rotordurchmesser zu realisieren. Auch für neue Projekte auf See besteht die Tendenz, möglichst Windenergieanlagen mit höherer Leistung zu verwenden. Diese Projekte werden in immer größerer Entfernung zur Küste und häufig in größeren Wassertiefen geplant.

In Deutschland ist mit dem Umstieg auf das Ausschreibungsverfahren in der Neuauflage des Erneuerbare-Energien-Gesetzes (EEG) von 2017 der Kostendruck in der Windindustrie weiter gestiegen. Spielräume für Kostensenkungen werden gesucht. Eine von Wisser et al. (2016) ausgewertete Befragung von 163 weltweit führenden Experten benennt die Konstruktion von Fundament bzw. der Tragstruktur als eines der fünf Top-Themen mit hohem Verbesserungspotential bei Boden fixierten Gründungsvarianten. Durch eine Optimierung des Designs und der Fertigung können die Investitionsausgaben (CAPEX) reduziert und wiederum die Attraktivität für Investoren gesteigert wer-

<sup>7</sup> Quelle: [www.windmonitor.iee.fraunhofer.de](http://www.windmonitor.iee.fraunhofer.de), Fraunhofer IEE

den. In einer aktuellen internationalen Studie der InnoEnergy und BVG Associates (2017) wird für eine Kostenprognose folgende Konstellation konstruiert: Ein 500 MW-Projekt mit 10 MW-Anlagen auf Monopile wird an einem Standort 125 km entfernt von der Küste und bei 35 m Wassertiefe geplant. Daraufhin wurden jeweils die entstehenden Kosten bei einer finalen Investitionsentscheidung 2017 mit derjenigen von 2030 verglichen. Die Studie beziffert das Potential für Kostensenkungen in der Fertigung und Auslegung von Turm sowie Monopile im Bereich von etwa 5 %.<sup>8</sup>

Um die erforderliche Tragfähigkeit von Turm bzw. Monopile für immer leistungsstärkere und damit schwerere Anlagen zu realisieren, nehmen nicht nur deren Durchmesser, sondern auch die zu verarbeitenden Blechdicken immer weiter zu. Dies hat zur Folge, dass alle Arbeitsschritte, angefangen beim Umformen der Grobbleche über die Kantenvorbereitung und das Schweißen mit einem möglichen Vorwärmen der Komponenten bis hin zur Qualitätssicherung erschwert werden. Zunehmende Abmessungen sind damit für die gesamte Wertschöpfungskette der Windindustrie eine besondere Herausforderung. Eine effiziente Fertigung wird für die Unternehmen immer wichtiger, um dem steigenden Kostendruck standzuhalten und auch international wettbewerbsfähig zu bleiben.

Für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach gültigen Normen des Stahlbaus, z. B. nach DIN EN 1993-1-9, werden Schweißverbindungen in entsprechende Kerbdetails eingestuft und mit Hilfe des Nennspannungskonzeptes nachgewiesen. Jeder standardisierte Kerbfall repräsentiert eine Bemessungswöhlerlinie, die durch Schwingversuche mit konstanter Spannungsamplitude an überwiegend kleinmaßstäblichen, bauteilähnlichen Proben ermittelt wurde. Der Versuchsdurchführung sind grundsätzlich im Hinblick auf die Versuchslaufzeit und die maximale Prüfkapazität technische Grenzen gesetzt. Dies führt dazu, dass die Datengrundlage für Versuche mit langer Laufzeit und für dickwandige Proben gering ist. Daher werden für den Wöhlerlinienverlauf im Bereich hoher Lastspielzahlen Annahmen getroffen sowie blechdickenabhängig Abminderungsfaktoren definiert, die Größeneffekte berücksichtigen sollen. Werden Wöhlerlinienverläufe unterschiedlicher Standards verglichen, können für Schwingspielzahlen größer 5 Mio. Lastzyklen Unterschiede bei der Annahme und Position von Abknickpunkten und Neigung festgestellt werden.

Mit Blick auf die Ermüdungsauslegung von hochdynamisch beanspruchten, dickwandigen Tragstrukturen für Windenergieanlagen ergeben sich zwei wesentliche Fragen: Wie

---

<sup>8</sup> Angabe in der BVG Associates (2017), S. 50

sieht der Verlauf der Wöhlerlinien im Bereich hoher Lastwechselzahlen aus? Und wie ist der Einfluss einer zunehmenden Blechdicke zu bewerten? Ob dies zu überaus konservativen Ergebnissen führt, ist auch aufgrund der kaum vorhandenen experimentellen Datenbasis weiterhin Gegenstand der Forschung und kann nach derzeitigem Wissensstand nicht eindeutig beantwortet werden.

Bei geschweißten Konstruktionsdetails werden Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit, wie wechselnde Nahtgeometrie und inhomogenes Werkstoffgefüge, über die Zuordnung zu einem Kerbdetail implizit berücksichtigt. Die Bemessungswöhlerlinie spiegelt außerdem den zum damaligen Zeitpunkt aktuellen Fertigungsstandard wider. Da die Versuche teilweise mehr als 30 Jahre zurückliegen, sind neuere Entwicklungen in der Schweiß- und Handhabungstechnologie nicht berücksichtigt. Innovative Schweißverfahren wie beispielsweise mit Laser- oder Elektronenstrahl sowie mit einer hybriden Verfahrenskombination geschweißte Nähte sind nicht berücksichtigt. Im Stumpfstoß werden strahlgeschweißte Verbindungen häufig einlagig und damit einseitig ausgeführt und können bei Querbeanspruchung nach Norm maximal als Kerbfall 71 eingestuft werden.

Um konservativ zu bemessen, werden gewisse Schweißnahteigenschaften als „Worst-Case-Szenario“ erfasst. Beispielsweise wird unterstellt, dass rissöffnende und damit ungünstige Zugeigenstressungen in jedem Fall in Höhe der Streckgrenze vorliegen oder dass die Festigkeit des Grundwerkstoffs keinen erhöhenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat, selbst wenn die Schweißnähte geschliffen sind. Außerdem werden hohe Anforderungen an die Schweißnahtqualität wechselnd beanspruchter Konstruktionen gestellt, selbst wenn es sich um Bauteile untergeordneter statischer Bedeutung handelt.

Zu Beginn des Windenergieausbaus in den 1990er Jahre wurden in erster Linie Einzelanlagen installiert, heute werden sowohl an Land als auch auf dem Meer große Windparks errichtet, um Strom effizient und möglichst gewinnbringend zu erzeugen. Diese Entwicklung umfasst neben der Anlagentechnologie auch die Tragstruktur. Anders als für das Bauwesen charakteristisch, bedeutet der Bau eines großen Windparks für die Tragstruktur nicht mehr die Planung und Fertigung eines Unikats. In der allgemeinen Tragwerksplanung werden von Normen und Richtlinien Bemessungsgrundlagen definiert, die möglichst große Variationen von Einwirkung und Bauteilwiderstand berücksichtigen und die eine hohe Sicherheit gegen Versagen gewährleisten. Im Bauwesen ist dieses Vorgehen in jedem Fall gerechtfertigt. Wenn es sich jedoch – wie bei den Trag-

strukturen – um Konstruktionen mit hoher Stückzahl handelt, die noch dazu in Abmessungs- und Anwendungsbereiche vorstoßen, die im Grenzbereich dessen liegen, was die Datengrundlage der anwendbaren Normen und Richtlinien abdeckt, kann dies nicht nur zu einer unwirtschaftlichen, sondern auch unsicheren Auslegung führen. Damit ist festzustellen, dass das Nennspannungskonzept zwar einfach in seiner Anwendung ist, aber gleichzeitig den Handlungsspielraum für Verbesserungen sowohl für den Designer als auch für den Fertiger stark einschränkt.

## 1.2 Lösungsansatz

Schweißverbindungen sind bei der Auslegung und Fertigung eines Stahltragwerks in vielerlei Hinsicht das bestimmende Element. Sie dimensionieren als ermüdungskritisches Detail die erforderliche Blechdicke. Die Blechdicke wiederum gibt beim Fügen die Anzahl der erforderlichen Schweißlagen vor. In Kombination mit dem gewählten Werkstoff wirken sich der Fügevorgang und seine Parameter durch den hohen lokalen Energieeintrag und das Aufschmelzen von Grund- und Zusatzmaterial direkt auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften der Verbindung aus. Diese wechselseitigen Abhängigkeiten lassen sich mit dem schweißtechnischen Dreieck in Abb. 1-3 veranschaulichen.

Im schweißtechnischen Dreieck ist die Schweißbarkeit eine komplexe, nicht quantifizierbare bauteilspezifische Eigenschaft, die durch die Wechselwirkung der Schweißbeignung, Schweißmöglichkeit und Schweißsicherheit bestimmt wird. Schweißbarkeit liegt dann vor, wenn eine stoffschlüssige Verbindung mit einem gegebenen Schweißverfahren so hergestellt wurde, dass diese alle baulichen Anforderungen ohne Schädigung erfüllt. Werkstoff, Fertigung und Konstruktion stehen in Wechselwirkung miteinander: Wird eine Größe verändert, kann dies nur in Abstimmung mit den anderen beiden Größen erfolgen. Modifikationen bzw. Optimierungen müssen also im Einklang vorgenommen werden.

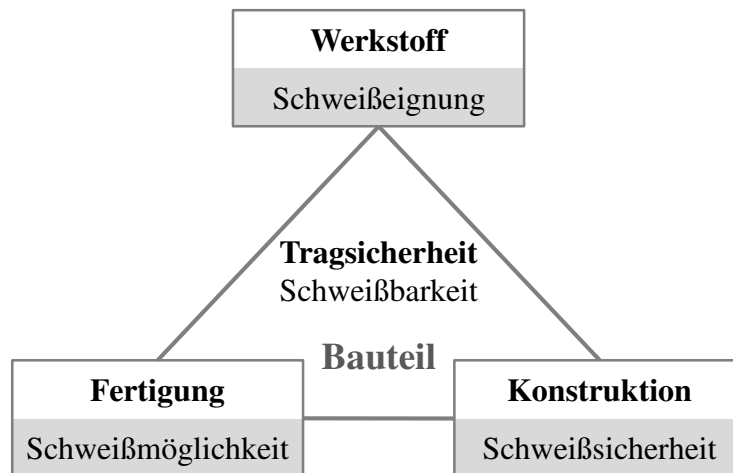


Abb. 1-3. Schweißtechnisches Dreieck in Anlehnung an DIN-FB ISO/TR 581

Die Schweißbarkeit eines Bauteils kann mit einer individuellen Beschreibung der einzelnen Größen ebenfalls spezifischer und dadurch genauer abgebildet werden. Werden die Wechselwirkungen zwischen den Größen zusätzlich als Möglichkeit zum Informationsaustausch verstanden, begründet dies einmal mehr den Lösungsansatz, lokale Schweißnahteigenschaften, die durch Werkstoff und Fertigung beeinflusst werden, als Eingangsparameter beim Nachweis der Ermüdungssicherheit zu berücksichtigen.

Vor dem Hintergrund einer Fertigung in Serie kann bei immer ähnlichen Fertigungsabläufen und verwendeten Werkstoffen eine Optimierung des Bauteils im Sinne des Maschinenbaus erfolgen. Eine mögliche Überbemessung kann durch eine Konkretisierung bestimmter Annahmen abgebaut werden. Randbedingungen, wie beispielsweise die Anwendung alternativer Schweißverfahren, die nicht durch das Nennspannungskonzept abgedeckt sind, können beurteilt und eingeordnet werden. Zwei wesentliche Voraussetzungen müssen für die Umsetzung dieses Prozesses erfüllt werden: Zunächst erfordert er einen intensiven Austausch zwischen Designer und Fertiger. Schweißparameter und Nahtgeometrie sind zu erfassen und durch den Designer zu bewerten. Umgekehrt kann aus der Bemessung wiederum zurückgespielt werden, welche Fertigungsparameter die Auslegung besonders beeinflussen und welche Bereiche der Konstruktion für die Ermüdungssicherheit besonders relevant sind. Die zweite wichtige Voraussetzung ist, dass diese Beurteilung im Zertifizierungs- und Genehmigungsprozess anerkannt wird, um überhaupt eine Optimierung zu motivieren.

Dieser beschriebene Ansatz wurde im Rahmen von drei öffentlich geförderten Projekten, an denen die Autorin mitwirkte, umgesetzt und erprobt.<sup>9,10,11</sup> Ziel dieser Projekte war es, mit alternativen Hochleistungsschweißverfahren größere Einschweißiefen bei reduziertem Nahtvolumen und gleichzeitig höherer Schweißgeschwindigkeit zu realisieren. Im Vergleich zu konventionell, unterpulvergeschweißten Verbindungen sollten die mechanisch-technologischen Eigenschaften vergleichbar oder sogar besser sein. Die untersuchten Schweißverfahren waren einerseits das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre (NVEBW) und andererseits das Laser-Metallschutzgas-Hybridschweißen.

Diese Arbeit basiert auf den Daten umfangreicher Messungen, die aus der Bearbeitung der Forschungsprojekte hervorgegangen sind. Zu nennen sind vor allem die Geometriedaten des Nahtquerschnitts zur Ermittlung der geometrischen Kerbwirkung. Diese Daten sind wiederum Eingangsparemeter für die Lebensdauerabschätzung nach lokalen Ermüdungskonzepten. Diese komplexeren Konzepte, zu denen auch das Kerbdehnungskonzept gehört, bieten im Gegensatz zum Nennspannungskonzept, die Möglichkeit, Eigenschaften der Schweißnaht direkt und individuell bei der Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen. Hierbei spielen die geometrische Kerbwirkung und die lokalen Festigkeitseigenschaften der Schweißnaht eine entscheidende Rolle. Eine abschließende Bewertung der Prognosegüte kann auf Grundlage umfassender experimenteller Schwingfestigkeiten erfolgen.

Sinn einer Schweißverfahrensentwicklung ist es, Nähte prozesssicher, reproduzierbar und fehlerfrei zu schweißen. Bei den untersuchten Hochleistungsfügeverfahren, NVEBW und Laser-MSG-Hybridschweißen, ist das Fenster für Parametervariationen sehr eng. Die optimale Einstellung der Schweißparameter in Einklang mit den Eigenschaften von Grund- und Zusatzwerkstoff zu bringen, wird zu einer Herausforderung. Besonders in der Entwicklungsphase zum Schweißen mit dem Elektronenstrahl bildeten sich entlang der Mittelrippe während des Erstarrungsprozesses im Schmelzbad ausge-

---

<sup>9</sup> Das Verbundforschungsvorhaben „Ökologische und ökonomische Hochleistungsfügetechniken für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen - OPTIWELD“ wurde durch das Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU) unter dem Förderkennzeichen FKZ 0325063 gefördert.

<sup>10</sup> Das Vorhaben „Prozesssicheres und leistungsstarkes Fügen von hochfesten Feinkornbaustählen durch ein Hybridschweißverfahren mit integrierter Vorwärmung - DOVOR“ wurde mit den Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie von den Forschungsvereinigungen Stahlanwendung (FOSTA) und dem deutschen Verband für Schweißen und verwandte Verfahren (DVS) im Rahmen der industriellen Gemeinschaftsförderung (IGF) unter der Vorhabenummer 16600N gefördert.

<sup>11</sup> Das Vorhaben „Nutzung des Leichtbaupotentials von hochfesten Stahlwerkstoffen für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen durch den Einsatz von Hochleistungsfügetechniken“ wurde mit den Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Technologie von der Forschungsvereinigungen Stahlanwendung (FOSTA) im Rahmen der industriellen Gemeinschaftsförderung (IGF) unter der Vorhabenummer 17125N gefördert.

prägte innere, rissartige Defekte. Diese Unregelmäßigkeiten sind für wechselnd beanspruchte Konstruktionen nicht tolerierbar. Werden Nahteigenschaften ganzheitlich betrachtet und lokal beurteilt, schaffen gerade diese Verbindungen aufgrund ihrer inneren Defekte wichtige Erkenntnisse für die Robustheit des Ansatzes. Denn auch für diese Verbindungen sollte die Lebensdauer nach dem gleichen Vorgehen abschätzbar sein. Weiterhin können über die genaue Dokumentation des Temperaturfeldes, der Schweißparameter und der Geometrie vor und nach dem Schweißen die schweißtechnischen Randbedingungen optimiert werden.

### 1.3 Zielsetzung

Die tatsächlichen mechanisch-technologischen Eigenschaften einer Schweißnaht werden durch die drei Größen des schweißtechnischen Dreiecks aus Abb. 1-3, Werkstoff, Fertigung und Konstruktion, beeinflusst. Sie müssen betrachtet werden, um die lokalen Schweißnahteigenschaften unter Berücksichtigung des Fügeprozesses und der Werkstoffeigenschaften abzuleiten. Ziel dieser Arbeit ist daher, die Ermüdungsfestigkeit auf Basis lokaler Nahteigenschaften zu prognostizieren und zu einer verlässlicheren Lebensdauervorhersage zu gelangen. Diese Absicht wird sowohl für konventionell geschweißte Verbindungen als auch für Nähte geschweißt mit alternativen Hochleistungsverfahren verfolgt.

Mit dem Ziel einer verbesserten Lebensdauerprognose werden die lokalen Eigenschaften zu Eingangsparametern in weiterführende Ermüdungskonzepte. Gewählt werden das Kerbdehnungskonzept zur Prognose der Anrisslebensdauer und das Rissfortschrittskonzept zur Berechnung der Restlebensdauer. Eine wichtige Größe des Kerbdehnungskonzeptes ist der Nahtquerschnitt. Sie soll als real gemessene Kerbgeometrie in das Konzept eingehen. Ein erstes Ziel ist daher, die Nahtgeometrie mit einem geeigneten Messsystem zu erfassen, die Geometriedaten für eine weitere Bewertung aufzubereiten und im Rahmen einer numerischen Simulation die elastische Spannungserhöhung zu analysieren. Als Eingangsparameter des Kerbdehnungskonzeptes repräsentiert sie die geometrische Kerbwirkung. Unterschiedliche Ansätze zur Berücksichtigung der Makro- und Mikrostützwirkungseffekte werden diskutiert. Für die Abschätzung der Restlebensdauer wird im zweiten Schritt das Rissfortschrittskonzept herangezogen, um die Gesamtlebensdauer der Verbindung zu ermitteln. Aufgrund der rissartigen Defekte werden die vorgeschädigten Proben auf Basis des Rissfortschrittskonzeptes untersucht. In Kombination mit dem Kerbdehnungskonzept kann für diese Verbindungen nun auch untersucht werden, wie groß ein innerer Defekt sein darf, um im Verhältnis zur Nahtgeometrie für die

Ermüdung maßgebend zu werden. Die Schwingfestigkeitsdaten aus den durchgeführten experimentellen Untersuchungen können für einen Vergleich der prognostizierten mit der tatsächlichen Lebensdauer herangezogen werden. Gleichzeitig vergrößern sie die Basis der Versuchsdaten sowohl für dickwandige Proben als auch für die Untersuchung neuartiger Schweißverfahren.

Im Ergebnis soll diese Arbeit Potentiale aufzeigen, Konstruktionen entsprechend ihrer tatsächlichen Eigenschaften auszulegen und so insgesamt zu einem schlankeren Design zu gelangen. Damit verbunden ist auch ein nachhaltiger Einsatz von Material sowie aufgrund des geringeren Gewichts auch Einsparungen bei den Kosten für Herstellung, Transport und Installation.

## 1.4 Aufbau und Inhalt

In **Kapitel 2** wird die Auslegung und Fertigung von geschweißten Tragstrukturen von Windenergieanlagen kurz erläutert. Aus den Erfahrungen und aktuellen Entwicklungen heraus werden stahlbauliche Themen identifiziert, die Potential für eine Optimierung bieten. Dies sind die Werkstoffauswahl, die Wahl des Schweißverfahrens und der Nachweis der Ermüdungssicherheit. Für diese Themenkreise wird der Stand der Technik zusammenfassend dargestellt.

Das Versuchsprogramm für die Schwingfestigkeitsuntersuchungen wird in **Kapitel 3** vorgestellt. Als repräsentatives Kerbdetail für Stahlrohtürme und Monopiles wird eine quer beanspruchte Stumpfnahht gewählt. Diese Verbindung, beidseitig geschweißt, quer beansprucht, mit zerstörungsfreier Prüfung und einer Nahtüberhöhung, die kleiner als 10 % der Nahtbreite ist, wird in den Kerbfall 90 eingeordnet. Unterpulvergeschweißte Proben mit einer Blechdicke von  $t = 20$  und  $30$  mm aus Baustahl S355 repräsentieren die konventionelle Fertigung von Stahlrohtürmen und Monopiles. Alternativ werden Proben gefügt mit einer Kombination aus Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre und Unterpulverschweißen ebenfalls in den Blechdicken  $t = 20$  und  $30$  mm sowohl für normal- als auch für höherfeste Feinkornbaustähle untersucht. Während der Verfahrensentwicklung dieses alternativen Hochleistungsschweißverfahrens waren einige Herausforderungen zu bewältigen, u. a. traten systematisch Schweißdefekte, zunächst als Mittelrippendefekt später dann als übermäßige Porenbildung, auf. Für schwingend beanspruchte Konstruktionen sind diese Unregelmäßigkeiten besonders kritisch und damit eigentlich unzulässig. Die Proben werden dennoch geprüft, um den Einfluss dieser Defekte auf die Ermüdungsfestigkeit gezielt zu untersuchen. Um Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit aus dem Vorwärmen und der Oberflächenqualität



mit einzubeziehen, komplettieren Schwingversuche an Proben aus höherfestem Feinkornbaustahl, gefügt mittels MSG-Laser-Hybridschweißen, das Versuchsprogramm. Die Probenfertigung sowie die Qualitätssicherung werden in diesem Kapitel beschrieben, auch um die Eigenschaften der Verbindung aus der Fertigung für den Nachweis möglichst genau zu kennen.

In **Kapitel 4** folgen die statistische Auswertung der durchgeführten Schwingversuche und deren Einordnung in die Literatur. Zuvor wird die Literaturliste mit in Summe 131 Versuchsreihen und 1507 Versuchspunkten mit Fokus auf dickwandige Schweißverbindungen zusammengestellt und ausführlich ausgewertet, um die Grundlagen der Normvorgaben insbesondere hinsichtlich einer Mittelspannungsempfindlichkeit und einer Abminderung der Festigkeiten bei größeren Blechdicken zu untersuchen.

Für eine ermüdungssichere Dimensionierung der vorgestellten Konstruktion stellen gerade Schweißverbindungen aufgrund der geometrischen und strukturellen Kerbwirkung kritische Details eines Bauteils dar und erfordern eine lokale Betrachtung der Schweißnahteigenschaften. Über eine umfangreiche messtechnische Erfassung der Nahtprofile wird in **Kapitel 5** die Spannungserhöhung am Nahtübergang, ausgedrückt durch die sogenannte Kerbformzahl, bestimmt. Hierfür werden die geometrischen Größen analytisch ausgewertet, und die Kerbformzahl anschließend über Handformeln ermittelt. Darüber hinaus werden als zweite Variante die Kerbformzahlen direkt anhand der real gemessenen Nahtprofile durch die Finite Elemente Methode berechnet. Weiterhin werden die Nahtprofile genutzt, um die elastisch-plastische Beanspruchung in der Kerbe direkt zu ermitteln.

Die Gesamtlebensdauer kann in die Phase der Risseinleitung und die des Rissfortschritts unterteilt werden. Erstgenannte Phase kann über das Kerbdehnungskonzept beschrieben werden. Um die noch verbleibende Lebensdauer bis zum Versagen der Probe zu bestimmen, kann das Rissfortschrittskonzept angewendet werden. Dieser Ansatz wird auch als Zwei-Phasenmodell bezeichnet und in **Kapitel 6** für die Anwendung auf Schweißverbindungen erläutert. Auf Besonderheiten beim Nachweis von Schweißverbindungen wird gezielt eingegangen und die Erkenntnisse aus den vorangegangenen Kapiteln werden in verschiedenen Detailierungsgraden bei der rechnerischen Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt. Ein Vergleich zu den experimentell ermittelten Schwingspielzahlen komplettiert die Untersuchungen.

Die entwickelten Modelle sollen daraufhin genutzt werden, um in **Kapitel 7** der Frage nach einer Übertragbarkeit der Untersuchungen am Probekörper auf das reale Bauteil nachzugehen. Die Monte-Carlo-Methode wird herangezogen, um die Sensitivität von

Kerbschärfe, Materialfestigkeiten und Spannungszustand auf die Lebensdauer zu bewerten. Vor dem Hintergrund immer größer werdender Bauteile, die nicht direkt prüfbar sind, wird die Zuverlässigkeit der abgeleiteten theoretischen Modelle und der durchgeführten Versuche immer wichtiger, um die Sicherheit der Komponenten zu gewährleisten.

In **Kapitel 8** werden die Ergebnisse zusammengefasst. Ein Ausblick weist auf zukünftig erforderliche Forschungsarbeiten hin.

## 2 Stand der Wissenschaft und Technik

### 2.1 Tragstrukturen für Windenergieanlagen - Varianten und Herstellung

#### 2.1.1 Stahlrohtürme

Freitragende, vollwandige Stahlrohtürme sind bis heute die bevorzugte Variante für Windenergieanlagen. Dies gilt besonders auch für Offshore-Windenergieanlagen. Durch ihre konische Bauform werden Materialverbrauch und Windanfälligkeit reduziert und ihre Standfestigkeit erhöht. Weiterhin liegen Vorteile dieser Variante in der Vorfertigung im Werk mit gleichbleibend hoher Qualität und der schnellen Montage am Aufstellort.

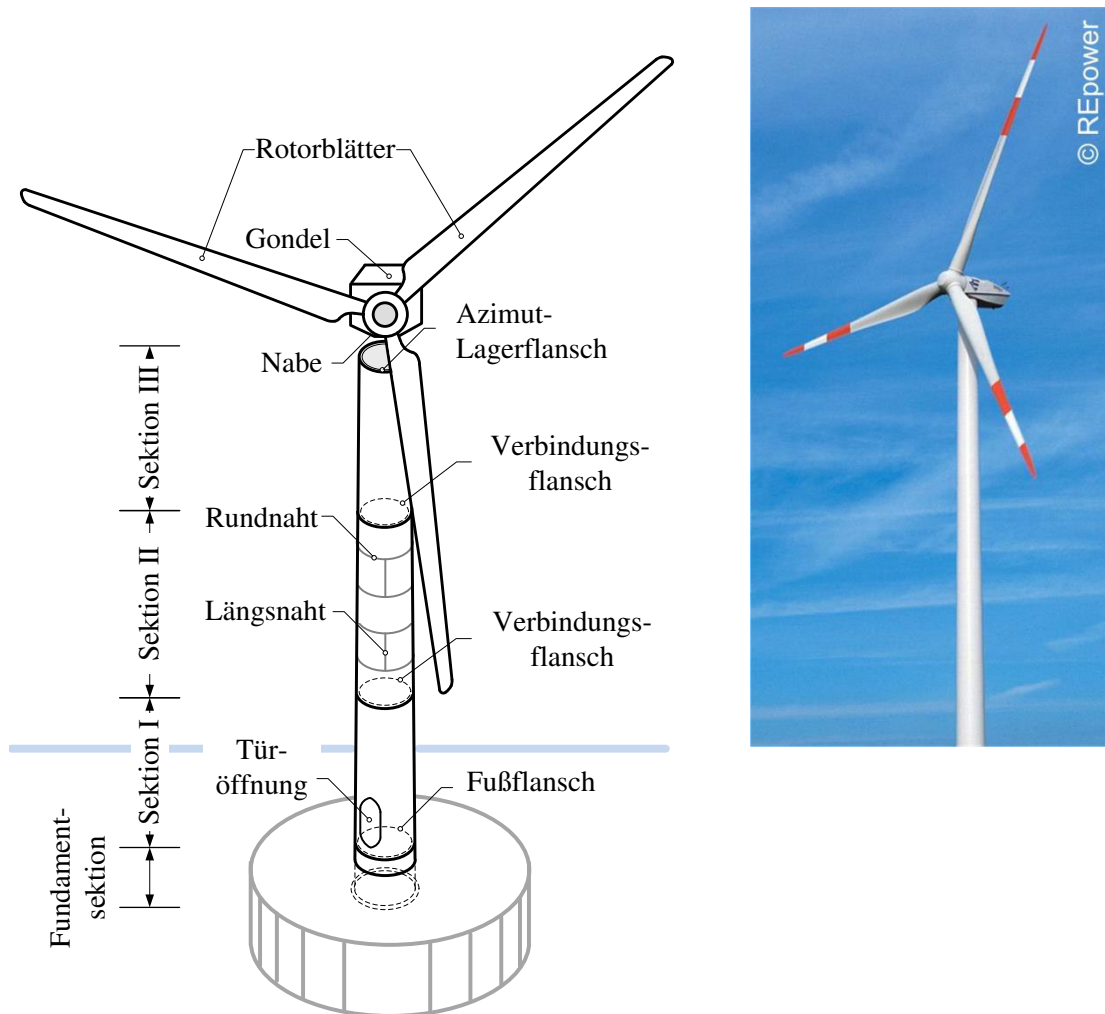


Abb. 2-1. Stahlrohturm für eine Anlage an Land mit Bezeichnungen

Abhängig vom Standort und der damit erforderlichen Nabenhöhe besteht der Turm aus zwei bis fünf Sektionen, von denen eine bis zu 32 m lang und 100 t schwer sein kann. Der grundsätzliche Aufbau mit den jeweiligen Bezeichnungen ist in Abb. 2-1 dargestellt. Die Blechdicke der unteren Turmsektionen kann durchaus bis zu 60 mm betragen. Wie schon in Abschnitt 1.1 beschrieben, kommt der Nabenhöhe und damit auch Turmhöhe eine zentrale Bedeutung für Anlagen an Land zu. Für einen kosteneffizienten Betrieb an sogenannten Schwachwindstandorten sind immer höhere Türme notwendig. Dies begrenzt den Anwendungsbereich der klassischen Stahlrohtürme auf eine maximal realisierbare Turmhöhe von etwa 120 m.<sup>12</sup> Ab dieser Höhe und für Anlagen mit mehr als 2 MW Nennleistung ist als eine sinnvolle Alternative die Variante eines Hybridturms verfügbar. Eine auf Hybridturm ausgeführte Windenergieanlage ist bei Stuttgart mit einer Nabenhöhe von 178 m die derzeit höchste Anlage Deutschlands.<sup>13</sup> Im unteren Bereich kommt bei dieser Variante Stahlbeton zur Anwendung, im oberen wird er wiederum als Stahlrohturm ausgeführt. Das Transportproblem der großen Durchmesser im Bereich des Turmfußes kann so umgangen und größere Nabenhöhen erreicht werden.

Durch höhere Windgeschwindigkeiten bei gleichzeitig geringerer Turbulenzintensität wird die Turmhöhe für Offshore-Windenergieanlagen nicht durch eine maximale Kosteneffizienz getrieben, sondern vom Abstand zwischen der maximal zu erwartenden Wellenhöhe und der tiefsten Position der Rotorblattspitze. Daher sind die Turmhöhen für Offshore-Anlagen geringer. Bei ansonsten nahezu gleicher Ausführung wie an Land bestehen sie in der Regel aus lediglich zwei bis drei Sektionen.

### **2.1.2 Monopiles**

Monopiles sind für Wassertiefen bis etwa 30 m und bei guten Bodenverhältnissen die wirtschaftlichste Lösung, um Windenergieanlagen offshore zu installieren. Europaweit betrachtet werden Offshore-Windenergieanlagen in großer Mehrzahl auf Monopile gegründet. Dies trifft auch auf Deutschland zu: Mehr als zwei Drittel der bisher errichteten Anlagen wurden oder werden aktuell als Monopile ausgeführt. Das verbleibende Drittel teilen sich Jacket, Tripod und zu einem geringen Anteil auch Tripile. Als Ein-Pfahl-System besticht der Monopile besonders durch seine Einfachheit. Zur Installation wird zunächst ein Pfahl als Gründungselement rammend in den Boden eingebracht. Über ein

---

<sup>12</sup> Entsprechend der Produktpalette führender Hersteller wie z. B. Senvion, Nordex usw.

<sup>13</sup> GE Renewable Energy Onshore Wind Deutschland, Anlage GE 3.4-137, Limpurger Berge in Gaildorf, Oktober 2017

Übergangsbauenteil, das sogenannte Transition Piece, wird dann die Verbindung zum aufgehenden Turm hergestellt. Die Verbindung zwischen Gründungspfahl und Transition Piece wurde lange als Grouted Joint ausgeführt. In den letzten Jahren wird dieser Anschluss mehr und mehr durch eine geschraubte Ringflanschverbindung abgelöst, u. a. erläutert in Bartminn et al. (2016).



Abb. 2-2. *Fertigung von Monopiles bei EEW SPC, Quelle: Wind-Kraft - German Offshore, 12/2014*

Im Vergleich zum Stahlrohrturm nimmt die Komplexität eines Monopiles weiter ab, da Anforderungen für Türöffnungen und Innenausbauten und geschraubte Ringflanschverbindungen zwischen einzelnen Sektionen entfallen. Werden Türme häufig konisch ausgeführt, sind Monopiles in der Regel zylindrisch. Bei größerem Durchmesser laufen sie üblicherweise erst im oberen Drittel konisch zu. Begrenzt bei Stahlrohrtürmen der Transport über die Straße und dabei die Durchfahrt unter Brücken den Durchmesser auf maximal 4,20 m, so sind es für Monopiles die verfügbaren Rammen zum Einbringen der Struktur in den Meeresboden, die den Durchmesser begrenzen. Die Grenzen des technisch Machbaren wurden in den letzten Jahren stetig verschoben. Immer größere Pfahldurchmesser sind ramm- und installierbar. Gab es noch vor wenigen Jahren kaum Errichterschiffe mit Krankapazitäten bis 500 t, berichtet Seidel (2014) von Schiffen, die Gewichte bis zu 1 200 t bewegen können. Eine britische Marktstudie von BVG Associates (2012) prognostizierte noch vor wenigen Jahren eine sinnvolle Anwendung von Monopiles für Anlagen mit 6 MW Nennleistung bis zu einer Wassertiefe von etwa 15 m. Fortschritte in der Fertigung, beim Transport und bei der Installation ermöglichen jedoch den Bau immer größerer Durchmesser und Tonnagen. Daher sind Monopiles nach Scharff und Siems (2014) auch für Wassertiefen zwischen 30 und 40 m eine kostengünstige Alternative zu aufgelösten Tragstrukturen wie Jackets. Wie auch Seidel (2014)

beurteilen sie diese Entwicklungen für die nächsten Jahre als richtungsweisend. Für den Windpark *Veja Mate* in der deutschen Nordsee wurden 2017 beispielsweise Turbinen von Siemens mit einer Nennleistung von 6 MW in Wassertiefen bis zu 41 m auf Monopiles mit einem Durchmesser von 7,8 m installiert. International steht derzeit u. a. der Offshore-Markt in Taiwan im Fokus und setzt diesen Trend weiter fort. 2019 waren für den Offshore-Windpark *Yunlin* erstmals Monopiles mit einem Durchmesser von 10 m in der Fertigung. Die Bodenverhältnisse erfordern Längen zwischen 60 und 98 m und machen diese Monopiles mit einem Stückgewicht von bis zu 2 000 t zu den schwersten der Welt. Gleichzeitig konkurrieren Anlagenhersteller um die leistungsfähigste Anlage. In dieser Entwicklung liegt GE Renewable Energy derzeit mit seiner Anlagenserie Haliade-X und 12 MW Nennleistung knapp in Front. Ein Prototyp dieser Anlage wurde 2019 installiert. Die Turbinen werden damit nicht nur leistungsstärker, sondern auch größer und schwerer. Ein Ende dieses Trends ist auch in den nächsten Jahren nicht absehbar, sodass eine weitere Zunahme der Abmessungen zu erwarten ist.

### 2.1.3 Werkstoffauswahl

Für Tragstrukturen von Windenergieanlagen werden überwiegend normalisierte oder normalgeglühte Baustähle mit einer Streckgrenze bis 355 N/mm<sup>2</sup> eingesetzt. Dabei werden Stahlrohrtürme bisher in erster Linie aus Baustahl im Gütenbereich S235 bis S355NL entsprechend DIN EN 10025-2 oder DIN EN 10025-3 gefertigt. Durch die erhöhten Anforderungen an Anlagen eines Offshore-Standortes gegenüber einem Binnenlandstandort leiten sich für die Stahlauswahl verschärfte Anforderungen hinsichtlich der Zähigkeit ab. In Abhängigkeit der Bezugstemperatur und Ausnutzung können die Grenzdicken nach DIN EN 1993-1-10 stark reduziert bzw. mit einem Nachweis der Kerbschlagarbeit bei tiefen Temperaturen bis mindestens -60 °C verknüpft sein.<sup>14</sup> Für Tragstrukturen kommen daher größtenteils kaltzähe Offshore-Stähle gemäß DIN EN 10225 mit Güten von S355N bis S420ML mit Blechdicken bis 120 mm zum Einsatz.<sup>15</sup> Neben den normalisierend gewalzten Stählen S355NL erweitert der Entwurf der DIN EN 10225 vom August 2017 von ehemals S460M bzw. S460QT auf thermomechanisch gewalzte Feinkornbaustähle bis S500ML und wasservergütete bis S690QL. Dies erleichtert eine Offshore-Anwendung dieser Stähle ohne weitere Nachweise.

---

<sup>14</sup> Der BSH-Standard Konstruktion (2015) verweist auf die DIN EN 1993-1-10:2010-12; Angaben z. B. in Tabelle 2.1, S. 13

<sup>15</sup> Präsentation auf der BAU 2011 in München „Schroter, F. (Dillinger Hütte) - Hochleistungsstähle im konstruktiven Ingenieurbau“

Jüngere Entwicklungen der Stahlhersteller im Bereich der Feinkornbaustähle sind angetrieben durch die Forderung, dass eine Gewichtsreduzierung durch erhöhte statische Festigkeit bei gleichzeitig hoher Bruchzähigkeit und Duktilität zu realisieren ist. Da die Dimensionen der Strukturen zunehmen, werden gleichbleibend gute Eigenschaften auch bei großen Blechdicken gefordert, z. B. die Z-Güteforderung für eine Belastung in Dickenrichtung. Die Schweißbeugung der Werkstoffe soll auf hohem Niveau gehalten oder sogar verbessert werden. Im Sinne des Leichtbaus geraten auch höherfeste Stähle mit Streckgrenzen bis  $1\,100\text{ N/mm}^2$  ins Blickfeld. Erfahrungen aus Forschung und Anwendung zeigen jedoch, dass die höhere statische Festigkeit nicht gleichbedeutend mit einer Zunahme der Ermüdungsfestigkeit ist und der Einsatz höherfester Feinkornbaustähle für wechselnd beanspruchte Konstruktionen keine Vorteile gegenüber der Anwendung normalfester Baustähle bietet. Beispielsweise umfasst der Wöhlerlinienkatalog, zusammengestellt von Olivier und Ritter (1979), Schweißverbindungen aus Baustahl mit einer Zugfestigkeit von 400 bis  $1\,000\text{ N/mm}^2$ . Nach Feststellung der Autoren wirkt sich die höhere Grundwerkstofffestigkeit nicht auf die Ermüdungsfestigkeit aus, und alle Verbindungen werden gemeinsam ausgewertet.<sup>16</sup>

Zahlreiche nationale und internationale Forschungsprojekte beschäftigten sich in den letzten Jahren mit der Frage einer verbesserten Ermüdungsfestigkeit von höherfesten Feinkornbaustählen für wechselnd beanspruchte Konstruktionen, u. a. Kuhlmann et al. (2006), Ummenhofer et al. (2011) und Veljkovic et al. (2012).<sup>17,18,19</sup> Eine untersuchte Möglichkeit ist, die Nähte nach dem Schweißen in einem zusätzlichen Arbeitsschritt durch höherfrequente Hämmerverfahren (HiFIT, PIT oder UIT) nachzubehandeln. Die durch das Hämmern induzierten Druckeigenstressungen und die Aufhärtung der Oberfläche führen nachweislich zu deutlich verbesserten Ermüdungsfestigkeiten. Marquis et al. (2013) fassen mit Blick auf eine Umsetzung in Standards und Richtlinien die Entwicklungen von höherfrequenten Hämmerverfahren zusammen. 2019 wurde außerdem die DAST-Richtlinie 026 veröffentlicht.

#### 2.1.4 Fertigungsablauf

Sowohl Stahlrohrtürme als auch Monopiles sind dem schweren Stahlbau zuzuordnen. Dennoch werden sie bei einem hohen Mechanisierungsgrad nahezu in Serie gefertigt.

---

<sup>16</sup> Olivier und Ritter (1979), S. 13

<sup>17</sup> FOSTA, P 620 - Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung.

<sup>18</sup> FOSTA, P 702 REFRESH - Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen.

<sup>19</sup> Research Fund for Coal and Steel, HISTWIN - High-strength Steel Towers for Wind Turbines

Bewährt hat sich die Fertigung eines Stahlrohrturmes in mehreren Sektionen, die einzeln über die Straße transportiert und beim Aufstellen vor Ort schnell durch Ringflanschverbindungen verschraubt werden können. Bedingt durch die Dominanz des Stahlrohrturmes in den 1990er Jahren wurde die Turmfertigung hinsichtlich Logistik, Fertigungstechnik und Handhabung optimiert, sodass die Herstellung der Türme zuverlässig und schnell in Serie erfolgt. Die Sektionen wiederum werden aus einzelnen Schüssen gebildet. Hierfür werden Stahlbleche auf Walzanlagen kreisrund umgeformt. Noch bevor die Grobbleche umgeformt werden, erfolgt die Nahtvorbereitung. Überwiegend kommt dabei eine Y-Nahtvorbereitung mit Gegenlage bzw. für Blechdicken ab 20 mm eine DY-Nahtvorbereitung zum Einsatz. Die Vorbereitung der Bleche erfolgt ebenfalls abhängig von ihren Abmessungen mittels Plasma- oder Autogenbrennschneiden. Zum Fügen der großvolumigen Längs- und Rundnähte hat sich das Unterpulverschweißen als Hochleistungsprozess durchgesetzt, siehe Abb. 2-3.

Die Komponenten werden dabei auf sogenannten Rollenböcken gelagert, die das Bauteil in gleichmäßiger, stufenloser Geschwindigkeit drehen. Wird an schwer zugänglichen Baugruppen ein Schweißtraktor eingesetzt, so wird dieser innerhalb der Sektion in der Art geführt, dass immer in Wannenlage, die für das UP-Schweißen essentiell ist, geschweißt werden kann. Daher ist diese Schweißposition auch beim Einsatz eines UP-Kreuzmastes bzw. für die Innenschweißung mit Lanzentechnologie zu realisieren.

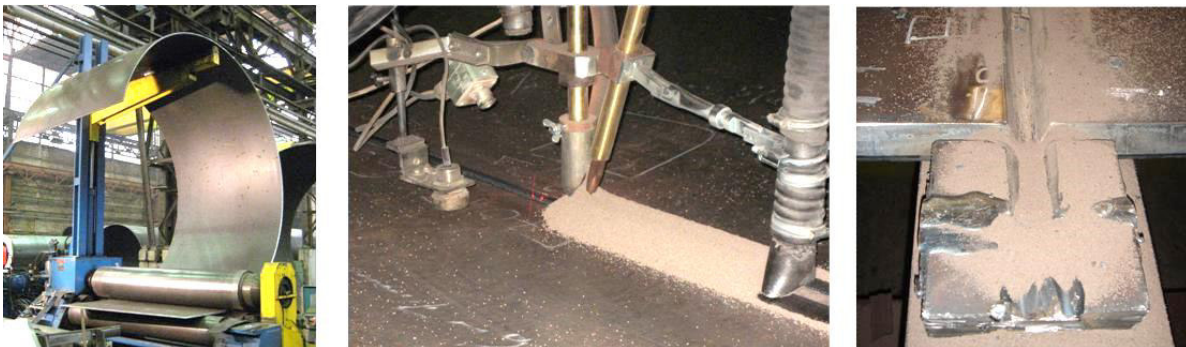


Abb. 2-3. *Herstellung von Stahlrohrtürmen mit Mehrdraht-UP-Schweißtechnik im Werk SIAG Tube & Tower, Leipzig; links: Walz-Biege-Vorgang zum Formen der Grobbleche; Mitte: UP-Schweißvorgang; rechts: Ein- und Auslaufblech für den UP-Prozess*

Der Ablauf bei der Fertigung eines Monopiles ist in vielerlei Hinsicht sehr ähnlich zu der des Stahlrohrturmes. Hoops und Paschold (2013) beschreiben den Herstellungsablauf der abhängig vom Unternehmen und der verfügbaren Anlagentechnik variieren



kann. Zunächst erfolgt die Kantenvorbereitung der Blechtafeln im Brennschnitt. Aufgrund der großen erforderlichen Blechdicken sieht die Nahtvorbereitung anders aus als noch in der Turmfertigung. Wie Hoops und Paschold beschreiben, wird die Innenschweißnaht dabei als Y-Naht mit Steg ausgeführt. Aufgrund der besseren Zugänglichkeit für nachfolgende Arbeitsschritte liegt das Hauptvolumen der Naht außen. Die U-Nahtvorbereitung wird nach dem Schweißen der inneren Y-Naht gefräst und dann mehrlagig die Naht gefügt.

Zunächst werden die vorbereiteten Blechtafeln zu konischen oder zylindrischen Schüsseln gewalzt und noch in der Walze die Längsnähte geschweißt. Die Schüsse können daraufhin direkt über Rundnähte zu einem Segment montiert werden. Diese Segmente werden dann wiederum zu Sektionen endmontiert. Den oberen und unteren Abschluss einer Sektion bilden die Ringflansche. Eine genauere Beschreibung der erforderlichen Anlagentechnik liegt mit dem Beitrag von Hoops und Paschold vor.

Angesichts der hohen Schwingbelastung während der Betriebsphase müssen die Schweißnähte mit besonderer Aufmerksamkeit behandelt werden. Ein wesentlicher Bestandteil der Qualitätsprüfung und Abnahme ist daher eine Bewertung des Schweißergebnisses mit den üblichen zerstörungsfreien Prüfverfahren (ZfP). Eine Sichtprüfung (VT) wird grundsätzlich vorangestellt. Oberflächenrisse können daraufhin mit der Magnetpulver- (MT) oder der Farbeindringprüfung (PT) nachgewiesen werden. Ultraschall (UT) und Röntgen (RT) dienen zum Nachweis von Fehlern innerhalb der Naht oder auch des Grundwerkstoffes. Aufgrund der schwierigen Integration in die Fertigung, verbunden mit einer Evakuierung der Halle während der Aufnahme, wird Röntgen nur noch in absoluten Ausnahmefällen und für spezielle bzw. hoch sicherheitsrelevante Nahtbereiche durchgeführt. Für den Prüfablauf ist außerdem wichtig, dass nach dem Schweißen, beispielsweise der Längsnähte, Pufferzeiten von 48 h im Fertigungsablauf berücksichtigt werden. Diese Verweildauer ist notwendig, um die möglicherweise verzögert auftretende wasserstoffinduzierte Rissbildung feststellen zu können.

### **2.1.5 Unterpulverschweißen als Hauptfügeprozess**

Das Unterpulverschweißen wird mit langer Tradition und großem Erfahrungsschatz beim Fügen großvolumiger Stahlbauteile mit großen Verbindungsquerschnitten angewendet. Durch die hohe erreichbare Lichtbogen- und Abschmelzleistung bietet sich dieses Verfahren besonders bei Blechdicken  $> 10$  mm an. Zum Hauptanwendungsgebiet dieses Verfahrens gehört daher das Schweißen langer, gerader Nähte sowie von Rundnähten an großen Querschnitten und Rohrdurchmessern, sodass es vorwiegend im

Stahl-, Brücken-, Schiff- und Behälterbau, in der Rohrherstellung, im Maschinen- und Nutzfahrzeugbau und in der Offshore-Industrie eingesetzt wird.

Das Unterpulverschweißen gehört zur Gruppe der verdeckten Verfahren des Lichtbogenschweißens. Kennzeichen des Prozesses sind die blanke Drahtelektrode, die mechanisch zugeführt wird, und das Schweißpulver, dessen Aufgaben mit der Umhüllung einer Stabelektrode vergleichbar sind. Durch den Aufbau des Brenners taucht die Elektrode in eine Pulverschüttung ein. Der Lichtbogen brennt nun zwischen freiem Elektrodenende und Werkstück und ist durch das Pulver von der Atmosphäre abgeschirmt. In der Umgebung des Lichtbogens wird ein Teil des Pulvers zu Schlacke aufgeschmolzen. Diese flüssige Schlacke und das darüber liegende Pulver schützen das Schmelzbad vor der umgebenden Atmosphäre. Es entsteht eine Kaverne mit ionisierten Gasen, in der der Lichtbogen brennt und der Werkstoffübergang tropfenförmig stattfindet. Zusätzlich begrenzt und stabilisiert diese geschlossene Kaverne den Lichtbogen und verringert die Abstrahlverluste, sodass ein hoher thermischer Wirkungsgrad erreicht wird. Da besonders durch den Schutz des Pulvers eine geschlossene Schweißkaverne und damit ein vor der Atmosphäre geschützter, stabiler Schweißprozess möglich ist, können Schweißstromstärke, -spannung und -geschwindigkeit stark variiert und an die jeweilige Schweißaufgabe angepasst werden. Veränderung der Draht-Pulver-Kombination, des Drahtdurchmessers, der Schweißstromstärke und -spannung bieten weitere Möglichkeiten der Modifikation. Das Verfahren wird in Einlagentechnik auf Badsicherungen, in Lage-Gegenlagetechnik oder Mehrlagentechnik eingesetzt. Die Anwendungsvielfalt lässt sich zusätzlich durch Verfahrensvarianten mit Mehrdrahtanwendung, wie sie in Abb. 2-4 dargestellt sind, steigern, siehe DVS-Merkblatt 0915.

Zusätzlich werden Mehrdrahtprozesse wie Tandemdoppeldraht oder Mehrdrahtanwendungen mit bis zu sechs stromführenden Drähten eingesetzt, nach Dirksen und Paschold (2006). Im Stahl-, Schiff-, Apparate- und Behälterbau wird üblicherweise mit bis zu drei Drähten geschweißt. Im Rohrleitungsbau werden bis zu fünf Drähte bei Abschmelzleistungen von bis zu 80 kg/h eingesetzt.

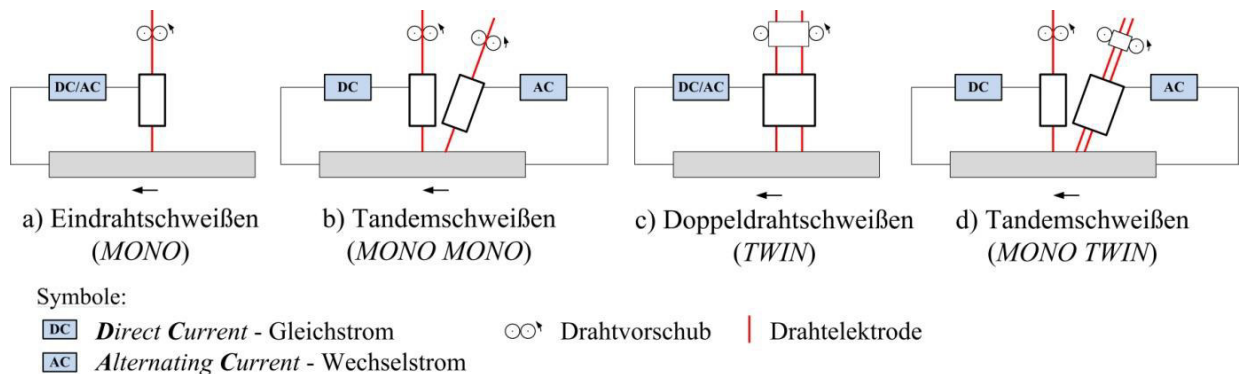


Abb. 2-4. Gängige Verfahrensvarianten für das UP-Schweißen  
 (Bezeichnungen gemäß ESAB)

Bei den gebräuchlichen Drahtelektroden durchmessern von 3 bis 5 mm variieren die Stromstärken zwischen 300 und 1 200 A bei Schweißspannungen zwischen 25 und 40 V. Hiermit können nach Dilthey (2006) Abschmelzleistungen bis ca. 15 kg/h bei Schweißgeschwindigkeiten von 30 bis 150 cm/min erzielt werden.<sup>20</sup> Diese Eigenschaften charakterisieren das Unterpulverschweißen als Hochleistungsverfahren. Durch Mehrdrahtanwendungen lassen sich die Abschmelzleistungen weiter steigern.

Anwender heben besonders die hohe Verfahrenssicherheit und geringe Reparaturquote bei UP-geschweißten Nähten hervor. Die Gerätetechnik ist robust und der durch das Verfahren verursachte Verschleiß ist sehr gering. Der hohe Wirkungsgrad verbunden mit einem tiefen Einbrand führt zu geringeren Toleranzanforderungen bei der Nahtvorbereitung. Größere Spalte sind unter geeigneten Voraussetzungen wie beispielsweise dem Einsatz einer Badstütze überbrückbar.<sup>21</sup>

### 2.1.6 Herausforderungen bei der Anwendung alternativer Hochleistungsfügeverfahren

Gerade die mehrlagig ausgeführte UP-Verbindung bestimmt maßgeblich die Durchlaufzeit in der Fertigung. Für eine Verbindung mit 30 mm Blechdicke bei einer Steghöhe der DY-Vorbereitung von 5 mm und einem Nahtöffnungswinkel von 80 bis 100° bedeutet dies nach Hassel et al. (2013) 10 bis 12 Schweißlagen bei einer mittleren Schweißgeschwindigkeit von 0,65 m/min. Als wichtigste Kriterien sollen Hochleistungsschweißverfahren eine hervorragende Schweißqualität sowie eine Erhöhung der

<sup>20</sup> Dilthey (2006), S. 37

<sup>21</sup> Hochreiter (1995), S. 3-5

Produktivität und der Wirtschaftlichkeit garantieren. Dabei werden nach Fritz und Schulze (2006) die leicht mechanisierbaren Verfahren, wie das MSG-, UP-, Elektronenstrahl- und Laserstrahlschweißen, mit hoher Reproduzierbarkeit an Bedeutung gewinnen.<sup>22</sup> Ein Hochleistungsfügeprozess ist im Bereich des Lichtbogenschweißens über eine Abschmelzleistung von mehr als 8 kg/h und einen hohen Mechanisierungsgrad definiert. Diese Merkmale können entweder zu einer erhöhten Schweißgeschwindigkeit oder zur Realisierung größerer Nahtquerschnitte beitragen.<sup>23</sup> Bei Strahlschweißverfahren, die überwiegend ohne Schweißdrahtzusatz arbeiten, zeigt sich der Hochleistungsfügeprozess in sehr hohen Schweißgeschwindigkeiten.

Für den Themenkreis Fügetechnik und Fertigung von Tragstrukturen für Onshore- und Offshore-Windenergieanlagen lassen sich nach Rahlf (2006) folgende Herausforderungen ableiten:

- eine schweißgerechte Gestaltung, auch mit Blick auf die steigenden Stückzahlen,
- eine Verarbeitung von Blechen mit Dicken, die deutlich über 50 mm liegen können,
- eine wirtschaftliche Gestaltung der Nahtformen für qualitativ hochwertige Schweißungen bei geringer oder keiner Nacharbeit und reduziertem Nahtvolumen,
- eine Vermeidung von Richtarbeiten durch Strategien zur Realisierung geringer Schweißverzüge und
- eine hervorragende Schweißnahtqualität sowie sehr gute Ermüdungseigenschaften der Verbindungen.

Das Potential von Strahl- und Hybridschweißverfahren besteht darin, die maximal einlagig schweißbare Steghöhe durch eine lokale Konzentration des Wärmeeintrags zu vergrößern. Der Nahtquerschnitt kann kleiner ausgeführt werden, wodurch sich wiederum die erforderliche Lagenanzahl und Fertigungszeit deutlich verringern. Um sehr große Blechdicken zu fügen, ist es denkbar, diese Verfahren mit konventionellen Verfahren zu kombinieren. Für die Wurzellage können alternative Hochleistungsverfahren und für weitere Füll- und Decklagen das UP- bzw. auch das MSG-Verfahren eingesetzt werden. Im Vergleich zum Elektronenstrahlschweißen im Vakuum und dem reinen Laserstrahlschweißen bieten die hier untersuchten Verfahren, das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre und das Laser-MSG-Hybridschweißen, eine verbesserte Spaltüberbrückbarkeit. Für die praktische Anwendung ist dies von elementarer Bedeutung, da bei

---

<sup>22</sup> Fritz und Schulze (2006), S. 115

<sup>23</sup> DVS Merkblatt 0909-1: Grundlagen des MSG-Hochleistungsschweißens mit Massivdrahtelektroden – Definition und Begriffe. DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e. V., 2000, S. 1

großen Bauteilabmessungen ein Aufspannen der Komponenten zum Fügen nahezu unmöglich ist. Daher liegen die Fertigungstoleranzen hinsichtlich Spaltmaß und Kantenversatz im Bereich von 1 bis 3 mm.

Soll das Unterpulverschweißverfahren durch ein alternatives Schweißverfahren, wie z. B. das Laser-MSG-Hybridschweißen oder das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre, abgelöst werden, kann dies nur zu technisch und wirtschaftlich sinnvollen Ergebnissen führen, wenn die oben genannten Herausforderungen angenommen werden.

### *Schweißnahtunregelmäßigkeiten*

Schweißnahtunregelmäßigkeiten wirken sich in den meisten Fällen negativ auf die Gebrauchstauglichkeit und Tragsicherheit von Schweißkonstruktionen aus und sind daher zu vermeiden. Die Ursachen von Unregelmäßigkeiten sind so vielfältig wie ihre Erscheinungsform selbst. Nach Schulze (2010) können Defekte aus der Fertigung (z. B. durch eine falsche Einstellung der Schweißparameter), aus einer falschen Werkstoffwahl (z. B. durch eine schlechte Schweißbeignung des Werkstoffes oder Heiß- bzw. Kaltrissempfindlichkeit) oder aus konstruktiven Fehlern (z. B. durch eine ungeeignete Nahtform oder Nahtanhäufungen) resultieren.<sup>24</sup> In vielen Fällen sind Defekte das Ergebnis einer negativen Überlagerung der genannten Quellen. Defekte und Fehler, die in Schweißverbindungen von metallischen Werkstoffen auftreten können, sind in der DIN EN ISO 6520 aufgeführt und kurz beschrieben.

Folgende Unregelmäßigkeiten sind besonders häufig

- Risse
- Poren
- Rand- und Einbrandkerben
- Nahtüberhöhung und Wurzeldurchhang
- Nahtunterwölbung und Wurzelrückfall

### *Bewertung von Schweißnahtunregelmäßigkeiten*

In der DIN EN ISO 5817 werden Bewertungsgrundlagen für Unregelmäßigkeiten und Defekte angegeben, von Bewertungsgruppe B für sehr hohe Qualität über Bewertungsgruppe C für mittlere bis hin zu Bewertungsgruppe D für Verbindungen geringerer Qualität. Dabei werden äußere, innere und geometrische Unregelmäßigkeiten unterschieden.

---

<sup>24</sup> Schulze (2010), S. 268 f.

Aus den Qualitätsforderungen der jeweiligen Bewertungsgruppe leiten sich die gestellten Anforderungen für den Entwurf und die Bemessung von Schweißkonstruktionen ab. Für die Auswahl der erforderlichen Bewertungsgruppe sollten nach DVS-Merkblatt 0705 „die Konstruktionsgegebenheiten, dem Schweißen nachfolgenden Fertigungsprozesse, die Beanspruchungsarten (vorwiegend ruhende oder schwingende Beanspruchung), die Betriebsbedingungen (z. B. Temperatur, Umgebung) und die Fehlerfolge sowie das vorliegende Sicherheitsbedürfnis beachtet werden.“<sup>25</sup> Sowohl die DIBt-Richtlinie für WEA (2015)<sup>26</sup> als auch der BSH-Standard Konstruktion (2015)<sup>27</sup> definiert als Mindestanforderung für lastabtragende Bauteile eine Ausführung und die Überwachung der Ausführung gemäß Ausführungsklasse EXC 3 nach DIN EN 1090-2. Dies bedeutet für die Bewertung von Unregelmäßigkeiten die Bewertungsgruppe B.<sup>28</sup> Auch die Anwendung des Kerbfallkatalogs nach DIN EN 1993-1-9 ist an diese Vorgabe gebunden.

Das Fenster tolerierter Unregelmäßigkeiten ist in der Bewertungsgruppe B nur klein. Einbrandkerben, Einzelporen sowie metallischen Einschlüssen außer Kupfer sind nur in geringen Maßen zulässig. Risse sind in jedem Fall unzulässig. Gilt die DIN EN ISO 5817 für Schmelzschweißverfahren ohne Strahlschweißen, bestehen Vorgaben für Laser- und Elektronenstrahlverbindungen in der DIN EN ISO 13919 und speziell für Laser-MSG-Hybridnähte in der DIN EN ISO 12932.

#### *Systematisches Auftreten eines inneren Schweißnahtdefektes*

Beim Strahlschweißen mit Laser- oder Elektronenstrahl wird die Schweißenergie lokal konzentriert, um den sogenannten Tiefschweißeffekt zu generieren und die Verbindungspartner möglichst im I-Spalt zu fügen. Das Nahtvolumen ist klein und die Abkühlzeit gering. Die Erstarrungsvorgänge sind sehr komplex und immer wieder auftretende Risse im Schweißnahtquerschnitt stellen die Schweißverfahrensentwicklung vor besondere Herausforderungen.

Aufgrund ihrer großen Bedeutung beschäftigen sich bis heute zahlreiche nationale und internationale Forschungsarbeiten mit der Entstehung, dem Nachweis und der Vermeidung von sogenannten Heißrissen. Als Heißriss werden nach DVS-Merkblatt 1004-1

---

<sup>25</sup> DVS-Merkblatt 0705, S. 4, Abschnitt 3.3.1

<sup>26</sup> DIBt-Richtlinie für WEA (2015), Abschnitt S. 11

<sup>27</sup> BSH-Standard Konstruktion (2015), Anhang 5-VI, S. 114

<sup>28</sup> DIN EN 1090-2, Anhang A.3

rissartige Defekte bezeichnet, die bei Vorliegen von niedrigschmelzenden, spröden Substanzen auf den Korngrenzen und hohen Temperaturen im Verlauf und nach Beendigung des Schweißprozesses entstehen können. Sie entstehen also während der Erstarrung. Die Temperaturen liegen dabei zwischen der Solidus- und Liquidustemperatur des vorliegenden Werkstoffes. Im Gegensatz dazu werden Risse, die unterhalb der Solidustemperatur entstehen und deshalb ganz andere Entstehungsursachen haben, als Kaltrisse bezeichnet. Heißrisse werden je nach Entstehungsform und -art in Erstarrungsrisse, Wiederaufschmelzrisse und in Risse infolge von Verformbarkeitsabfall eingeteilt. Erstarrungsrisse sind Risse, die im Schweißbad selbst entstehen. Wiederaufschmelzrisse entstehen entweder im Grundwerkstoff direkt neben der Schweißnaht, direkt an der Schmelzlinie oder, wenn mehrere Lagen geschweißt werden, im angrenzenden Schweißgut. Risse infolge Versprödung liegen in einiger Entfernung von der Schmelzlinie vor. Ihr Entstehungsmechanismus entspricht eigentlich nicht dem typischen Mechanismus von Heißrissen, sie werden aber trotzdem den Heißrissen zugeordnet. Im Folgenden werden die wichtigsten Punkte zu den Erstarrungsrisen zusammengefasst. Für weiterführende Informationen wird auf die Arbeiten von Schuster (2004), Wolf (2006), Gebhardt (2013) oder die Veröffentlichungen der internationalen Konferenzreihe zu „Hot Cracking Phenomena in Welds“ der Jahre 2004, 2007, 2010 und 2014 verwiesen.

Während ihrer Forschungsarbeiten zum Laser- bzw. Laserhybridschweißen konnten Fuhrmann (2007) oder Olschok (2008) systematische Risserscheinungen im Schweißgut in der Mitte des Nahtquerschnitts ausmachen. Diese Defekte traten auch bei der Verarbeitung von als heißrisseunempfindlich geltenden niedrig- und unlegierten Stählen bei Blechdicken ab 10 mm auf. Da sich diese Risse entlang der Mittelrippe bilden, werden sie in der Literatur, z. B. nach Schuster (2004) als Sonderform des Erstarrungsrisse und hier als Mittelrippendefekt bezeichnet.<sup>29</sup> Teilweise wird dieser Defekt auch den Lunkern zugeordnet und als Vorstadium eines Heißrisse verstanden.<sup>30</sup> Da dieser Defekt die Schweißverfahrensentwicklung bei Strahlschweißverfahren maßgeblich beeinflusst, wird kurz der derzeitige Kenntnisstand zur Entstehung von Mittelrippendefekten zusammengefasst. Auch hierbei spielen vier Faktoren eine maßgebliche Rolle: Die Abkühlgeschwindigkeit des Schweißbades, die metallurgische Zusammensetzung von Grund- und Zusatzwerkstoff, die Nahtform und der konstruktive Einspanngrad der

---

<sup>29</sup> Schuster (2004), S. 183 ff.

<sup>30</sup> Killing (1996), S. 123 f.

Schweißverbindung. Die genannten Einflussparameter stehen in komplexen Beziehungen zueinander und lassen keine pauschale Bewertung zu. Die Sensitivität für die Entstehung von Mittelrippendefekten ist daher für jede Anwendung zu bewerten und zu erproben.

Die Erstarrung der Schmelze erfolgt durch Kristallbildung und -wachstum. Bei Legierungen erfolgt das Kristallwachstum, durch die auf der Schmelzentmischung basierenden konstitutionellen Unterkühlung, fast immer dendritisch. Aufgrund der Temperaturverteilung in der Schmelze, wachsen die Dendriten von beiden Rändern des Schweißgutes zu seinem Kern aufeinander zu. In der Restschmelze, also in der Schmelze, die noch nicht kristallisiert ist, liegen oft Verunreinigungen wie z. B. Schwefel oder Phosphor vor. Zusammen mit den Legierungselementen des Stahls bilden diese in den meisten Fällen niedrigschmelzende Eutektika. Aufgrund dieser Eutektika wird die Solidustemperatur der Restschmelze herabgesetzt. Die Verunreinigungen und auch die Legierungselemente werden vor der Kristallisationsfront, die sich durch das Kristallwachstum vom Rand des Schweißgutes zu seinem Kern bewegt, hergeschoben. Die Verunreinigungen reichern sich in der Restschmelze an, wodurch die Solidustemperatur mit fortschreitender Zeit der Erstarrung immer weiter herabgesetzt wird. Ist die Schmelze schon verhältnismäßig weit abgekühlt, treffen die aufeinander zuwachsenden Dendriten in der Mitte der Schweißnaht aufeinander und deformieren sich an der Spitze. Der Bereich, in dem die Dendriten aufeinandertreffen, wird auch als Mittelrippe bezeichnet.

Bei sehr schlanken Nahtquerschnitten wachsen die beiden Dendritenebenen nahezu in einer Ebene aufeinander zu (Abb. 2-5 (2) und (3)). Mit fortschreitender Abkühlung bzw. Erstarrung nehmen auch die Schrumpfspannungen zu. Durch die Herabsetzung der Solidustemperatur der Restschmelze liegen bereits große Zugspannungen vor, auch wenn an einigen Stellen in der Mittelrippe noch nicht erstarrte Restschmelze vorhanden ist. Die Zugspannungen können an diesen Stellen nicht übertragen werden. Dadurch kommt es bevorzugt in diesen Bereichen zu einer Gefügeaufweitung bzw. später auch -trennung (Abb. 2-5 (5)). Ist noch verhältnismäßig viel Schmelze vorhanden, kann dieser Riss durch die noch vorhandene Schmelze wieder aufgefüllt werden. Kritisch wird es dann, wenn nur noch sehr wenig Schmelze vorhanden ist. Dann ist eine Auffüllung und somit eine „Heilung“ des Risses nicht mehr möglich. Der Mittelrippendefekt ist durch einen interkristallinen bzw. interdendritischen Verlauf mit unverformten Dendritenspitzen, das



Auftreten im Schweißgut (besonders im Bereich der Mittelrippe) und durch seine oftmals makroskopischen Dimensionen zu charakterisieren.<sup>31</sup>

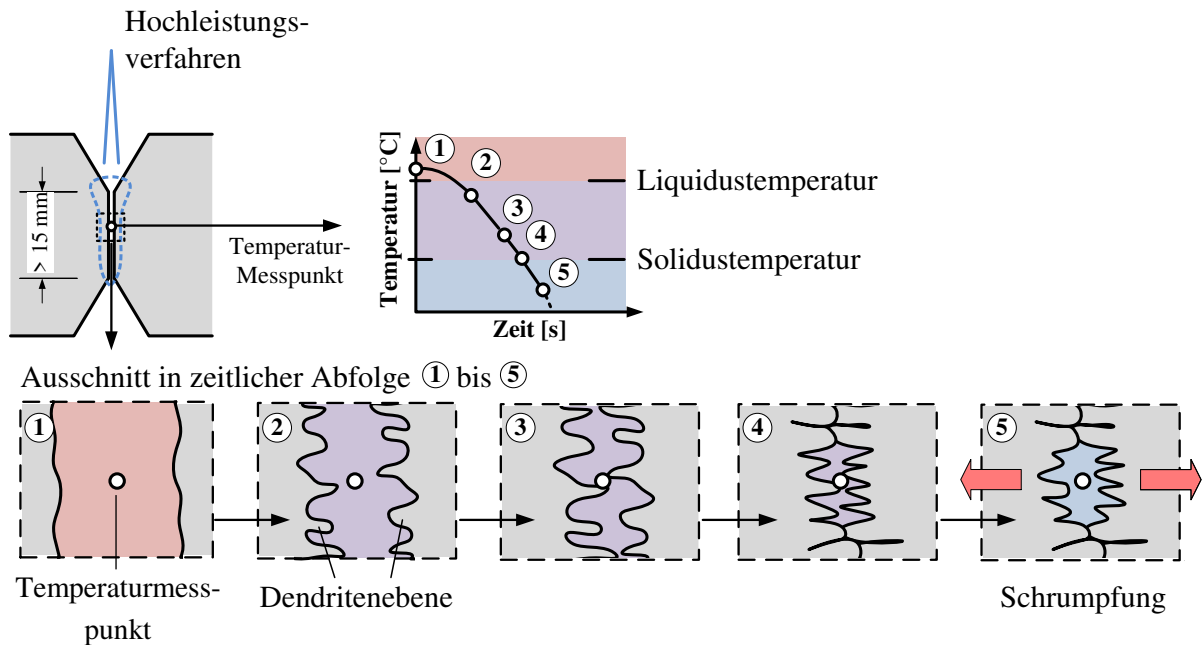


Abb. 2-5. Entstehung des sogenannten Mittelrippendefekts in Anlehnung an Schuster (2004)<sup>32</sup>

Drei Haupteinflussgrößen werden von Schuster (2004) für die Entstehung der Mittelrippendefekte genannt:

- Vorliegen niedrigschmelzender Phasen im Schweißgut,
- Schrumpfspannungen und
- durchgehende Rissbahnen in Schweißnahtmitte durch einen sehr hohen Schlankheitsgrad der Nähte.

Gebhardt (2013) untersucht sowohl numerisch als auch experimentell die Voraussetzungen für die Erstarrungsrissbildung beim Laser-MSG-Hybridschweißen und bezieht dabei neben den werkstoff- und schweißbedingten Parametern die konstruktiven Randbedingungen in seine Überlegungen mit ein. Nur dann kann das Potential der Rissentstehung vollständig abgeschätzt werden.

<sup>31</sup> Schuster (2004), S. 54

<sup>32</sup> Schuster (2004), S. 192, Abbildung 136

In der Dissertation von Konya (2015) werden Strategien für das Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre aufgezeigt, um Mittelrippendefekte zu vermeiden. Im ersten Entwicklungsschritt für Bleche mit einer Dicke von 20 mm wurde das Verfahren ohne Zusatzwerkstoff eingesetzt. Als Badstütze diente die innenseitig geschweißte UP-Lage, in die dann mit dem Elektronenstrahl eingeschweißt wurde. In dieser Konstellation traten Mittelrippendefekte systematisch auf. Vorwärmen reduzierte die Risshäufigkeit, führte aber nicht reproduzierbar zu ihrer Vermeidung. Im zweiten Entwicklungsschritt bei Blechdicken von 30 mm wurde das Elektronenstrahlschweißen als erste Lage ausgeführt und zusätzlich Zusatzwerkstoff als Kaltdraht zugeführt. Die Strömungsverhältnisse im Schmelzbad wurden hiervon positiv beeinflusst, sodass das systematische Auftreten des Mittelrippendefekts vermieden werden konnte. Die Verbindung blieb allerdings weiterhin anfällig für Poreneinschlüsse. Die Auswirkungen dieser Defektbildung auf die Tragsicherheit der Verbindung zeigt sich insbesondere in den Schwingfestigkeitsuntersuchungen in Abschnitt 4.3.3.

Für hochtechnisierte Strahlschweißverfahren ist der Parameterbereich für eine prozesssichere Ausführung einer Schweißverbindung im Dickblechbereich klein und für die Schweißverfahrensentwicklung weiterhin eine Herausforderung. Daher ist das Unterpulverschweißen mit seinen vielen Varianten weiterhin das vorherrschende Verfahren in der Fertigung großvolumiger Schweißstrukturen.

## **2.2 Tragstrukturen für Windenergieanlagen – Entwurf und Bemessung**

### **2.2.1 Rechtliche und allgemeine Randbedingungen**

Laut Bauordnungsrecht gelten Windenergieanlagen an Land als bauliche Anlagen und unterliegen damit der Baugenehmigungspflicht, obgleich sich ein Wandel ankündigt, der Windenergieanlagen unter die Maschinenrichtlinie stellt. Die Besonderheit von Windenergieanlagen gegenüber herkömmlichen baulichen Anlagen ist, dass die Beanspruchung der Tragstruktur von der installierten Anlage abhängig ist und daher individuell im Rahmen von Simulationsrechnungen zu ermitteln ist. Der grundlegende normative Rahmen wird durch die Normenreihe der DIN EN 61400 bzw. IEC 61400 vorgegeben, welche die technischen Anforderungen an die Konstruktion von Windenergieanlagen definiert. Um das Genehmigungsverfahren zu vereinfachen, wird in der Regel auf das jeweilige Typenzertifikat zurückgegriffen. Anlagenhersteller dimensionieren Gondel, Rotorblätter, Turm und gegebenenfalls auch das Fundament für bestimmte

Windbedingungen und lassen sich diese Konstellation von Sachverständigen<sup>33</sup> zertifizieren. In Deutschland wird gewöhnlich für Turm und Fundament eine Typenprüfung nach DIBt-Richtlinie für WEA (2015) beantragt. Zur Erteilung der Baugenehmigung wird nun verglichen, ob die standortspezifischen Eigenschaften mit den Randbedingungen des Typenzertifikates übereinstimmen, vgl. Faber und Klose (2007).

Die Planung eines Windparks an Land unterscheidet sich von einem Park offshore im Wesentlichen dadurch, dass offshore die Komplexität hinsichtlich des Strukturdesigns, der Installation und Wartung deutlich zunehmen. Tragstrukturen offshore sind nicht in gleichem Maße zu standardisieren wie an Land. Standortspezifische Beanspruchungen aus Wellen- und Seegang beeinflussen den Entwurf ebenso wie eine jeweilige Modifikation der Konstruktion innerhalb des Parks, um Potentiale für eine Kostensenkung auszuschöpfen. Für Offshore-Windparks ist das Projekt daher zusätzlich zertifiziert. Die Genehmigung eines Vorhabens in der Ausschließlichen Wirtschaftszone (AWZ, 12 bis 200 Seemeilen Küstenentfernung) fällt gemäß Seeanlagenverordnung (SeeAnlV) in die Zuständigkeit des Bundesamtes für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH). Die Genehmigung erfolgt in mehreren Phasen unter Vorlage von erforderlichen Gutachten und Studien sowie technischen Unterlagen zu beispielsweise den Baugrundbedingungen, zum Design oder den Umgebungsbedingungen. Die Randbedingungen werden wiederum über Standards, u. a. für Baugrunderkundungen für Offshore-Windenergieparks<sup>34</sup> und Konstruktion<sup>35</sup>, definiert. Für weitere Informationen zur Bemessung von Tragstrukturen aus Stahl wird weiterhin auf den Beitrag im Stahlbaukalender von Schaumann et al. (2007) verwiesen. Die Autoren stellen neben den Besonderheiten im Genehmigungsverfahren sowohl für Anlagen onshore als auch offshore Tragstrukturvarianten, Lastannahmen und erforderliche stahlbauliche Nachweise vor.

Aufgrund ihrer relativ einfachen Struktur ist die Anzahl der Freiheitsgrade beim Entwurf von Türmen und Monopiles gering. Bei Türmen sind dies der Durchmesser, die Blechdicke und die Wahl zwischen einer zylindrischen bzw. konischen Formgebung. Weiterhin beeinflussen die Ausführung der Türöffnung und der Einbauteile die Abmessungen. Bei Monopiles verhält es sich ähnlich. Sie sind ebenfalls im Durchmesser durch

---

<sup>33</sup> gemäß Musterliste der Technischen Baubestimmungen kann dies, z. B. der DNV GL, der TÜV Nord oder der DEWI-OCC

<sup>34</sup> BSH-Standard Baugrund (2014), Mindestanforderungen an die Baugrunderkundung und -untersuchung für Offshore-Windenergieanlagen, Offshore-Stationen und Stromkabel

<sup>35</sup> BSH-Standard Konstruktion (2015), Mindestanforderungen an die konstruktive Ausführung von Offshore-Bauwerken in der ausschließlichen Wirtschaftszone (AWZ)

die Installationsgegebenheiten limitiert. Bei der Auslegung von Monopiles ist die Einbindelänge in den Meeresboden ein zusätzlicher Design-Parameter.

### **2.2.2 Aktuelle Entwicklungen bei der Auslegung von Tragstrukturen**

Mit dem schnellen Technologiefortschritt hat sich auch der Auslegungsprozess von Tragstrukturen stetig weiterentwickelt. Besonders im Bereich der Lastberechnung werden gesamtdynamische Betrachtungen immer komplexer. Seidel (2007) sowie Kühn und Argyriadis (2007) stellen heraus, dass aufgrund der komplexen Belastungssituation aus Wind, Wellen und Anlagenbetrieb für die Bemessung der Tragstruktur eine gesamtdynamische Betrachtung von Turbine und Tragstruktur erforderlich ist. Denn wenn die Frequenz einer äußeren Anregung, beispielsweise aus Seegang oder auch Blattdurchgang, in der Nähe der Eigenfrequenzen des Systems liegt, führt dies aufgrund der dynamischen Vergrößerung zu höheren Ermüdungslasten. Umgekehrt beeinflussen veränderte Abmessungen die Steifigkeit des Gesamtsystems und damit die Eigenfrequenzen und sind bei der Lastberechnung zu berücksichtigen.

Seit etwa einem Jahrzehnt werden in Deutschland Windenergieanlagen offshore installiert. Erste Erfahrungen und umfangreiche Messungen zeigen, welche Bemessungsansätze realitätsnah gewählt sind und wie Strukturen und ihre Auslegung weiterentwickelt werden können. Für die Dimensionierung von Monopiles und Transition Pieces aktueller Projekte in Wassertiefen zwischen 20 und 40 m und bei Turbinen mit einer Leistung von 6 bis 8 MW ist nach Seidel et al. (2016) die Ermüdungssicherheit unter Wellenlasten maßgebend. Dagegen wird die Auslegung in Bereichen des Turmkopfes, der Verbindungen und die Pfahleinbindelänge durch die Extremlastfälle dominiert.

Folgende Themenkreise sind nach Kallehave et al. (2015) für eine realitätsnahe Auslegung von Monopiles von besonderer Bedeutung und bieten Potential für eine weitere Optimierung

- (a) Genauere Abbildung der Bodenantwort durch komplexere Bodenmodellierung
- (b) Robustere Annahmen für die Dämpfung des Gesamtsystems
- (c) Realitätsnahe Ermüdungsberechnung
- (d) Genauere Bestimmung der Schalenstabilität

Kallehave et al. (2015) identifizieren beim Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach dem Nennspannungskonzept konservative Annahmen, die im Vergleich mit weiterführenden Ansätzen zu einer 40 % geringeren Bemessungslebensdauer führen können. Den

maßgebenden Grund hierfür sehen die Autoren in den standardisierten Ermüdungsfestigkeitskurven, die den aktuellen Fertigungsstandard für diese dickwandigen Konstruktionen nur unzureichend erfassen. Die zahlreichen Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails werden implizit im Kerbdetail berücksichtigt. Auch der Stand der Forschung und Technik zum Zeitpunkt der experimentellen Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit wird damit implizit berücksichtigt. Positive Einflüsse einer höheren Ausführungsqualität bei Serienfertigung, verbesserter Schweißtechnik, neuartige Schweißverfahren oder weiterführende Maßnahmen der zerstörungsfreien Prüfung werden nicht berücksichtigt oder sind noch zu definieren. Beispielsweise wird nach DNVGL-RP-C203 ein maximaler Kantenversatz von 10 % der Blechdicke toleriert. Diese Toleranz ist zu weitreichend und entspricht nicht dem Fertigungsstandard.

Auch Brennan und Tavares (2014) stellen in ihrem Beitrag heraus, dass die Bemessungsansätze für die in Serie gefertigten Strukturen zu einer Überbemessung führen und für die Anforderungen der Offshore-Industrie und ihr Streben nach einer kosteneffizienten Auslegung nicht geeignet sind. Mit hoher Industriebeteiligung stellt das britische Projekt SLIC-Structural Lifecycle Industry Collaboration in jüngster Vergangenheit genau diese Fragen der Ermüdungsbemessung offshore-typischer Details ins Zentrum ihrer Untersuchungen.<sup>36</sup> Wie beispielsweise der Einfluss der Blechdicke, realitätsnahe Fertigungsbedingungen sowie -toleranzen und Korrosion zu bewerten sind, wurde durch breitangelegte Versuchsserien in verschiedenen Prüfeinrichtungen untersucht. Die Datenbasis für offshore-relevante Details sollte hiermit deutlich erweitert werden. Ergebnisse aus diesen Untersuchungen sind u. a. Mehmanparast et al. (2017) und Mehmanparast et al. (2018) veröffentlicht. Bestrebungen die Kosten bei der Auslegung von Monopiles zu reduzieren, motivierten auch ein dänisches Projektkonsortium mit der Beteiligung des Anlagenhersteller Vestas Wind Systems A/S, des Prüf- und Entwicklungszentrums Force Technology, der Dänischen Technischen Universität (DTU) und der Aalborg Universität, die Ermüdungsfestigkeit von stumpfgeschweißten Verbindungen mit erhöhter Wanddicke unter Berücksichtigung korrosiver Umgebungsbedingungen zu untersuchen.<sup>37</sup> Die Forschungsarbeiten sind in der Dissertation von Ólafsson (2016) zusammengefasst. Die Untersuchungen beider Projekte erweitern die experimentelle

---

<sup>36</sup> Structural Lifecycle Industry Collaboration Project – SLIC, Department of Energy and Climate Change; Laufzeit März 2013 - Mai 2018.

<sup>37</sup> Energy Technology Development and Demonstration Program EUDP - Monopile cost reduction and demonstration by joint applied research; Laufzeit 2010 -2014.

Datenbasis und tragen dazu bei, das Ermüdungsverhalten dickwandiger Schweißdetails auch unter korrosiven Umgebungsbedingungen besser zu beschreiben. Sie unterstreichen, dass Angaben in der Norm u. a. zum Blechdickeneinfluss kritisch zu hinterfragen sind.

## **2.3 Nachweis der Ermüdungssicherheit geschweißter Konstruktionen**

### **2.3.1 Maßgebende Bemessungsrichtlinien**

Für die ermüdungssichere Auslegung von geschweißten Konstruktionen haben die Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW) in Form der IIW-Richtlinie (2016) eine besondere Bedeutung, da ihre Angaben unabhängig vom industriellen Anwendungsgebiet sind und sie gleichzeitig die Grundlage für Normen und Richtlinien verschiedener Industriebereiche ist. Dies ist z. B. der Eurocode 3 für den Stahlbau<sup>38</sup> und für den allgemeinen Maschinenbau die Richtlinien des Forschungskuratoriums Maschinenbau (FKM)<sup>39</sup>. Für den Bereich der Windenergie sind außerdem die Richtlinien der Klassifizierungsgesellschaft DNV GL von besonderer Bedeutung, wie z. B. die Empfehlungen zur Ermüdungsbemessung in der DNVGL-RP-C203<sup>40</sup>. Richtlinien mit Leitcharakter sind im Offshore-Bereich außerdem die Richtlinien des British Standards Institution BSI<sup>41</sup> oder des American Petroleum Institute API<sup>42</sup>.

### **2.3.2 Ermittlung der Strukturbeanspruchung**

Die stochastischen Eigenschaften des Windes kombiniert mit den Betriebszuständen der Anlage sind maßgebend für die Ermüdungsbeanspruchung der Tragstrukturen von Windenergieanlagen an Land. Offshore kommen Beanspruchungen aus Wellen hinzu. Sowohl die Beanspruchung aus Wind als auch Wellen lassen sich durch Spektren beschreiben und sind gemeinsam zu betrachten. Kleineidam (2005) gibt an, dass in der Nordsee innerhalb von 20 Jahren mehr als  $10^8$  Lastzyklen aus Seegang erreicht werden können. Aus Wind werden in dieser Zeit ebenfalls bis zu  $10^9$  Lastzyklen erwartet.<sup>43</sup>

---

<sup>38</sup> DIN EN 1993-1-9 Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung, kurz als EC3-1-9 bezeichnet

<sup>39</sup> FKM-Richtlinie – Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen, 2002.

<sup>40</sup> DNVGL-RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures

<sup>41</sup> z. B. BS 7608:2014+A1:2015: Guide to fatigue design and assessment of steel products

<sup>42</sup> z. B. API RP 2A-WSD Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms – Working Stress Design

<sup>43</sup> Kleineidam (2005), S. 5

Während des Entwurfsprozesses für Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen wird die Strukturbeanspruchung über die Phasen der Vor-, Entwurfs- und Ausführungsplanung mit unterschiedlichem Detaillierungsgrad bestimmt (vgl. Seidel et al. (2016)). Die Vorplanung der Tragstrukturen basiert in der Regel auf einer Berechnung der Strukturbeanspruchung im Frequenzbereich. Die Berechnungen des Grenzzustandes der Ermüdungssicherheit (FLS) erfolgt auf Basis schädigungsäquivalenter Schnittgrößen und Beanspruchungen. Für die weiterführenden Planungsphasen werden zusätzlich umfangreiche und komplexe Simulationen im Zeitbereich durchgeführt, sodass für die Bemessung Zeitreihen zu Verfügung stehen, die für den Nachweis im Grenzzustand der Ermüdungssicherheit in Spektren oder Markov-Matrizen überführt werden.

### 2.3.3 Nennspannungskonzept

Für den Nachweis der statischen Tragfähigkeit wird die Beanspruchbarkeit durch die werkstoffabhängige, skalare Größe der Streckgrenze  $f_y$  bzw. der Zugfestigkeit  $f_u$  repräsentiert. Diese Kenngrößen können im Zugversuch schnell und einfach bestimmt werden. Bei schwingender Beanspruchung darf diese statische Festigkeit nicht angesetzt werden, da es bei wiederholter Be- und Entlastung bereits unterhalb der statischen Festigkeitsgrenze zu einem Versagen des Bauteils kommen kann. Die Beanspruchbarkeit wird nun durch eine Kennlinie, die sogenannte Wöhlerlinie, ersetzt. Sie setzt die Spannungsschwingbreite bzw. -amplitude mit der Bruchschwingspielzahl ins Verhältnis. Pionier im Forschungsbereich der Materialermüdung und Namensgeber dieser Kennlinie war August Wöhler (1819-1914), der zwischen 1858 und 1870 die ersten systematischen Schwingversuche bei konstanter Amplitude an Eisenbahnachsen entwickelte und durchführte.

Bis heute bilden Wöhlerlinien die Grundlage für eine normative Bewertung der Ermüdungsfestigkeit beliebig schwingend beanspruchter Konstruktionen. Für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach EC3-1-9 wird in erster Linie das Nennspannungskonzept angewendet. Dieses Konzept besticht durch seine schnelle und einfache Anwendbarkeit und ist daher Basis des Ermüdungsnachweises in vielen Bereichen des konstruktiven Ingenieurbaus wie z. B. im Brückenbau, Kranbau, Behälterbau aber auch im Schiffbau, Schienenfahrzeugbau und zu gewissen Teilen auch im Maschinenbau. Die Grundlagen der Ermüdungsbemessung nach dem Nennspannungskonzept sind vielfach in der Literatur beschrieben, u. a. in Gudehus und Zenner (1999), Haibach (2006), Naubereit und Weihert (1999) oder auch Nussbaumer und Günther (2006). Der Berechnungsablauf ist schematisch in Abb. 2-6 dargestellt.

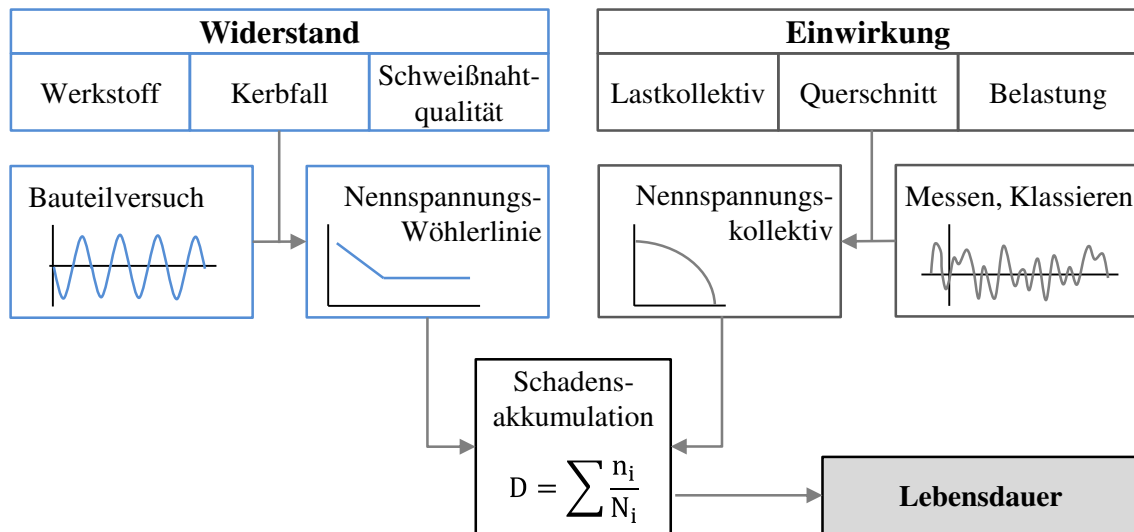


Abb. 2-6. Nennspannungskonzept für Schweißverbindungen<sup>44</sup>

Für den Nachweis der Ermüdungssicherheit wird die Nennspannung als elastische Spannungsverteilung im ungestörten Querschnitt bestimmt. Schweißverbindungen als ermüdungskritisches Detail werden entsprechend der jeweiligen Nahtform, Belastungsart und Fertigungsqualität durch sogenannte Kerbfälle bzw. FAT-Klassen repräsentiert. Die lokale Kerbwirkung der Schweißnaht wird dabei implizit durch die entsprechende Kerbfallklasse berücksichtigt. Wie schon im Abschnitt zuvor beschrieben, ist die Beanspruchungshöhe über die Zeit variabel und daher zunächst in ein Kollektiv zu überführen. Um den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit zu führen, wird mittels Schadensakkumulationshypothese jedem Schwingspiel entsprechend der Bemessungswöhlerlinie ein Schädigungsanteil zugeordnet. Die Teilschädigungen werden zu einer Gesamtschadenssumme  $D$  akkumuliert. Wenn ein bestimmter Betrag erreicht ist, wird von einem Bauteilversagen ausgegangen. Werden die Teilschädigungen gleichgewichtet addiert, erfolgt die Schadensakkumulation linear. Diese einfache Schädigungshypothese geht auf Palmgren (1924) und Miner (1945) zurück und ist fester Bestandteil der normativen Nachweiskonzepte.

Wird das Phänomen der Ermüdungsschädigung und seine physikalische Realität mit der oben beschriebenen Miner-Regel auf nur einen Parameter, die Schadenssumme  $D$ , vereinfacht, können Lebensdauern schnell und einfach berechnet werden. Dies bedeutet aber gleichzeitig auch, dass Abweichungen sowohl deutlich auf der sicheren als auch

<sup>44</sup> angelehnt an Radaj und Sonsino (2000), S. 11-12



unsicheren Seite beobachtet werden können, da beispielsweise Reihenfolgeeffekte unberücksichtigt bleiben. Zahlreiche Forschungsarbeiten und Untersuchungen stellen daher die Gültigkeit und Anwendbarkeit der Miner-Regel in Frage. In Radaj und Vormwald (2007) ist diese Diskussion auch unter Berücksichtigung nichtlinearer Schadensakkumulationshypothesen zusammengefasst.<sup>45</sup> Nichtlineare Schädigungshypothesen ermöglichen zwar, die physikalische Realität besser abzubilden, bedeuten aber auch komplexere Ansätze und teilweise weitere zusätzliche Werkstoffkennwerte. In der Praxis erschwert die große Anzahl der Hypothesen die problemgerechte Schadensakkumulation und erklärt, warum überwiegend die Miner-Regel angewendet wird.

Wie schon beschrieben, sind Bemessungswöhlerlinien elementarer Bestandteil des Nachweiskonzeptes. Abb. 2-7 zeigt die charakteristischen Ermüdungsfestigkeitskurven für eine beidseitig geschweißte, querbelastete Verbindung im Schweißzustand mit einer maximalen Schweißnahtüberhöhung von  $0,1 \cdot$  Nahtbreite  $b$ . Dieser Kerbfall repräsentiert eine Rundnaht bei Monopile und Turm. In der Richtlinie des IIW und im EC3-1-9 definiert die Ermüdungsfestigkeit von  $90 \text{ N/mm}^2$  bei einer Schwingenspielzahl von  $N = 2 \cdot 10^6$  dieses Detail als Kerbfall 90. Die zugehörige Wöhlerlinie entspricht wiederum der Kurve D in den Empfehlungen des DNV GL. Im Zeitfestigkeitsbereich sind die Kurven von IIW, EC3-1-9 und DNV GL identisch. Die Neigung aller Kurven in diesem Bereich ist  $m = 3$ . Gemäß EC ist bei Beanspruchungsfolgen mit variablen Spannungsschwingbreiten ab 5 Mio. Schwingenspielen die Neigung mit  $m = 5$  anzusetzen. Weiterhin darf bei der Auslegung von Tragstrukturen für Windenergieanlagen entsprechend DIBt und BSH kein Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit, d. h. kein horizontales Auslaufen ab  $N = 10^8$ , angenommen werden, sondern die Kurve wird mit einer Neigung von  $m = 5$  fortgesetzt. Für hochdynamisch beanspruchte Konstruktionen darf nicht davon ausgegangen werden, dass eine Dauerfestigkeit existiert. Die IIW-Richtlinie definiert für diese Konstruktionen ein Abknicken der Wöhlerlinie mit  $m = 22$  bei 10 Mio. Lastzyklen. Die Wöhlerlinie des DNV GL ist im Vergleich zu den anderen beiden Vorgaben am konservativsten, da sie entweder gleich oder unterhalb der beiden vorher genannten Kurven verläuft. Es kann erwartet werden, dass die Unterschiede besonders dann groß werden, wenn das Beanspruchungskollektiv im Bereich hoher Schwingenspielzahlen bei geringer Spannungsschwingweite ausgeprägt ist.

---

<sup>45</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 303-310

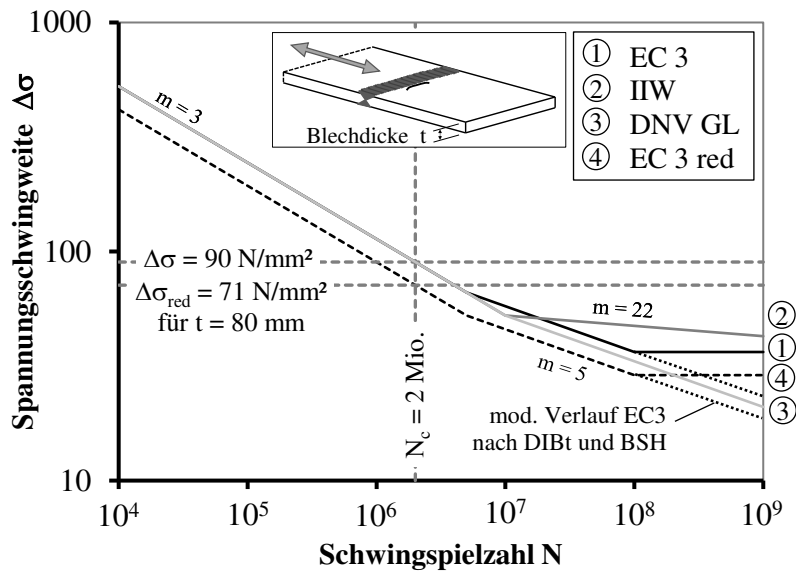


Abb. 2-7. Vergleich der Ermüdungsfestigkeitskurven in Normen und Richtlinien für den Kerbfall einer querbelasteten, beidseitig geschweißten Verbindung

Mit zunehmender Blechdicke ist aufgrund von Größeneinflüssen eine Abnahme der Ermüdungsfestigkeit zu erwarten. Überschreitet die Blechdicke die Abmessungen von  $t = 25$  mm, ist die Ermüdungsfestigkeit um den Faktor aus  $(25 \text{ mm}/t_{\text{vorh}})^{0,2}$  abzumindern. Die Kurve (4) in Abb. 2-7 zeigt die abgeminderte Bemessungswöhlerlinie des EC3-1-9 Kerbdetails bei einer Blechdicke von  $t = 80$  mm. Dies entspricht einer Reduktion von mehr als 20 %. Wird dieses Detail betrachtet, berechnet sich der Abminderungsfaktor für die hier betrachteten Richtlinien identisch.

### 2.3.4 Einfluss von Schweißeigenspannungen

#### Entstehung von Eigenspannungen

Eigenspannungen sind mechanische Spannungen, die in einem Bauteil frei von Temperaturgradienten und ohne die Wirkung von äußeren Kräften und Momenten auftreten. Sie stehen in einem inneren Gleichgewicht. Eigenspannungen entstehen durch lokal unterschiedliche und damit inkompatible plastische Verformungen, die wiederum mechanisch, thermisch oder chemisch induziert sein können. Nahezu alle technisch relevanten Herstellungs-, Füge- und Bearbeitungsprozesse beeinflussen den Eigenspannungszustand. Technisch existieren praktisch keine eigenspannungsfreien Werkstoffe oder Bauteile.

Neben ihrer Entstehungsursache werden gemäß Macherauch et al. (1973) Eigenspannungen vor allem hinsichtlich ihrer Reichweite im Werkstoffvolumen in Eigenspannungen I. Art (Makro eigenspannungen) und in Eigenspannungen II. und III. Art (Mikro eigenspannungen) unterteilt. Eigenspannungen I. Art treten über größere Werkstoffbereiche auf und sind hierüber nahezu homogen. Die hiermit verbundenen inneren Kräfte und Momente sind bezüglich jeder Schnittfläche durch den ganzen Körper im Gleichgewicht. Wird in dieses Gleichgewicht eingegriffen, kommt es immer zu makroskopischen Maßänderungen. Eigenspannungen II. Art sind über ein Korn oder einen Kornbereich konstant. Eigenspannungen III. Art wirken nur über kleinste Werkstoffbereiche. In erster Linie treten sie bei Störungen im Kristallgitter, wie bei Versetzungen, Leerstellen oder Fremdatomen, auf. Üblicherweise überlagern sich alle drei Arten und bilden einen gemeinsamen Zustand. Von technischer Bedeutung sind in erster Linie die makroskopischen Eigenspannungen I. Art. Diese können das Bruchverhalten, die Lebensdauer oder die Formstabilität eines Bauteils maßgeblich beeinflussen.

### *Schweiß eigenspannungen*

Bei der Entstehung von mehrachsigen Eigenspannungszuständen haben schweißbedingte Eigenspannungsverteilungen eine besondere Bedeutung. Der konzentrierte und punktuelle Wärmeeintrag der Schweißquelle führt entsprechend Abb. 2-8 lokal zu einer Wärmeausdehnung, die von den nahtfernen und damit kühleren Bereichen der Schweißnaht behindert wird.

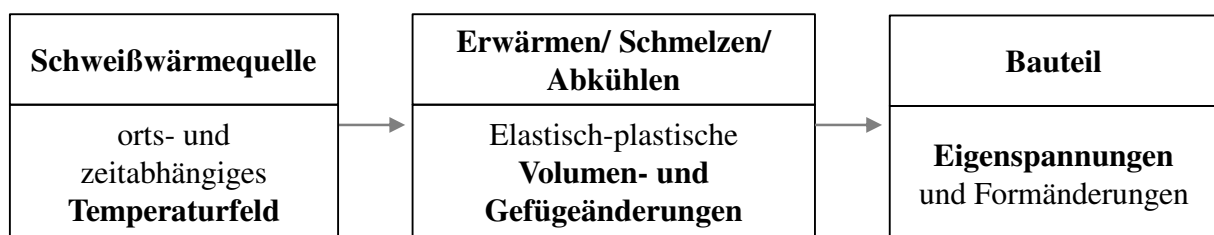


Abb. 2-8. Entstehung von Eigenspannungen und Verformungen beim Schweißen<sup>46</sup>

Weiterhin nimmt die Streckgrenze der Stähle mit zunehmender Temperatur ab, sodass mit dem Überschreiten der Warmstreckgrenze plastische Verformungen die Folge sind. Beim Abkühlen ziehen sich die Schweißnaht und ihre umgebenden Bereiche wieder zu-

<sup>46</sup> Hänsch und Krebs (2006), S. 4

sammen und werden dabei von den kühleren, nahtentfernten Bereichen der Konstruktion behindert. Aufgrund der gegenseitigen Stützwirkung entstehen Zwängungen und in der Schweißnaht hohe Zugeigenspannungen.

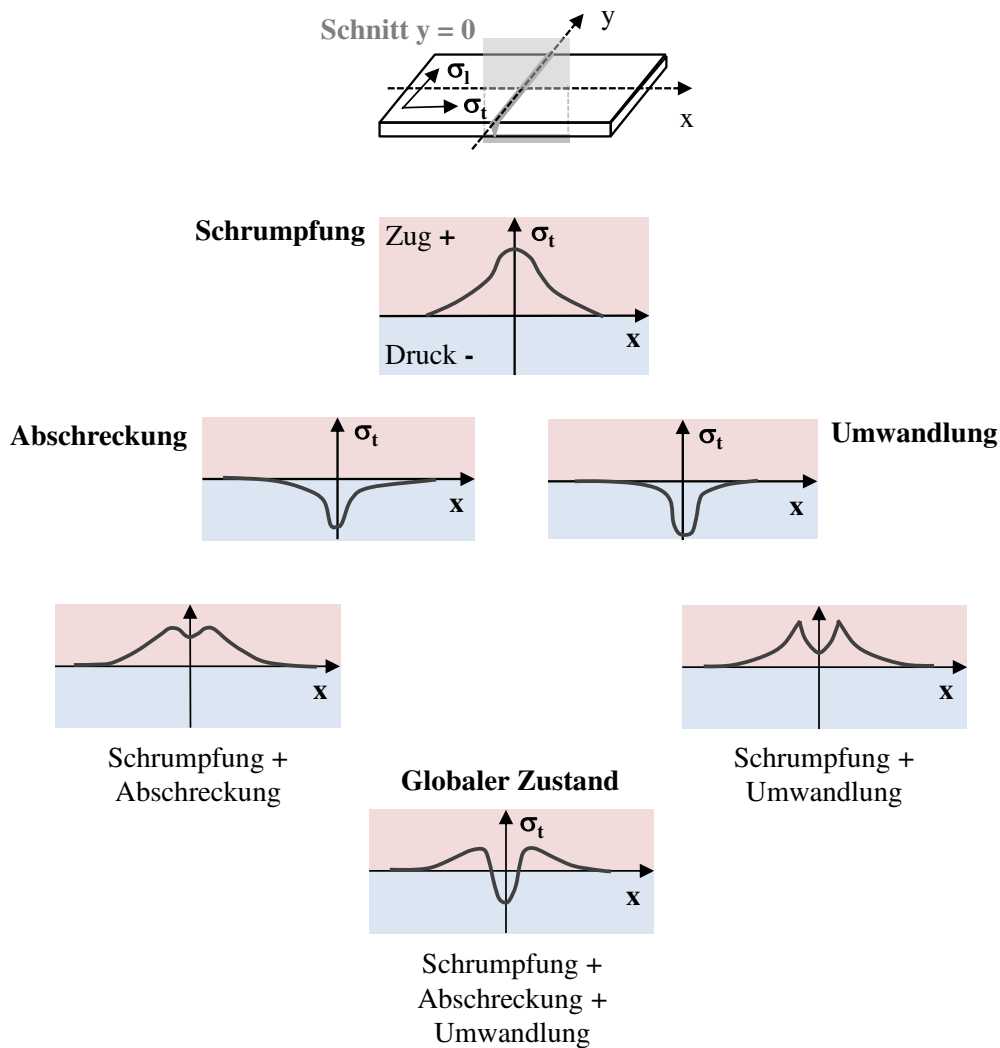


Abb. 2-9. Überlagerung von Schrumpfungs-, Abschreck- und Umwandlungseigenspannungen für Schweißspannungen quer zur Naht nach Macherauch und Wohlfahrt<sup>47</sup>

Beim Schweißen unlegierter Stähle überlagern sich Schrumpf-, Abschreck- und Umwandlungseigenspannungen nach Abb. 2-9 und bilden den komplexen, globalen Zustand der Schweißspannungen. Rethmeier et al. (2011) fassen den Stand der Technik zur Entwicklung von Schweißspannungen zusammen und berücksichtigen

<sup>47</sup> angelehnt an die Darstellung in Rethmeier et al. (2011)

dabei auch den Einfluss des Mehrlagenschweißens bei Dickblechen auf die Entwicklung von Verzug und Eigenspannungen.

Eigenspannungen entstehen bei der aus der Festphasenumwandlung resultierenden Volumenzunahme innerhalb der Wärmeeinflusszone während der Abkühlphase. Bei umwandelnden, ferritischen Stählen ist die Umwandlung von Austenit in Ferrit, Zwischengefüge oder Martensit immer mit einer Volumenzunahme, die von der erreichten Spitztemperatur abhängig ist, verbunden. Die hieraus entstehenden Eigenspannungen wirken den Schrumpfeigenspannungen entgegen. Abschreckeigenspannungen entstehen aus der Temperaturdifferenz beim Abkühlen zwischen oberflächennahen Schichten der Schweißnaht sowie ihrer direkten Umgebung und den inneren Bauteilbereichen. Die Oberfläche kühlt schneller ab. Bei alleiniger Betrachtung dieses Eigenspannungsanteils bedeutet dies für die oberflächennahen Schichten Druckeigenspannungen wohingegen innere Bereiche Zugeigenspannungen aufweisen. Dies ist vergleichbar mit dem Spannungszustand eines Bleches im Walzzustand. Bei großer Blechdicke und damit hoher Temperaturdifferenz, bei hoher Ausgangstemperatur und bei großer Abkühlgeschwindigkeit an der Oberfläche ist auch der Betrag der Abschreckeigenspannungen besonders groß. Abschreckeigenspannungen tragen am geringsten zum globalen Eigenspannungszustand bei.

Basierend auf dem Literaturstudium von Hildebrand (2008) fasst Tab. 2-1 die wesentlichen Einflussgrößen auf Schweißeigenspannungen getrennt nach Schrumpf-, Abschreck- und Umwandlungseigenspannungen zusammen. Schrumpfeigenspannungen als Teil des globalen Eigenspannungszustandes gehen aus der behinderten Schrumpfung der Schweißnaht während des Abkühlens hervor. Nimmt die Blechdicke zu, nehmen auch die Schrumpfwirkung in Dickenrichtung und damit die Zugeigenspannungen zu. Dies trägt zur Bildung eines räumlichen Spannungszustandes bei. Je höher der thermische Ausdehnungskoeffizient  $\alpha$ , je größer der Elastizitätsmodul  $E$ , je geringer die Schweißnahtbreite  $b$  und die Breite der Wärmeeinflusszone desto größer sind die maximalen Zugspannungen in der Naht. Bei mehrlagig ausgeführten Nähten reduzieren die Wärme der vorangegangenen Lagen und die Nachwärme der folgenden Lagen die Höhe der Zugeigenspannungen.

Tab. 2-1: Wesentliche Einflussgrößen auf Schrumpf-, Abschreck- und Umwandlungseigen-  
spannungen nach Hildebrand<sup>48</sup>

Schrumpfeigenstressen verändern sich mit							
$f_y \uparrow$	$df_y/dT \uparrow$	$\alpha \uparrow$	$E \uparrow$	$\lambda \downarrow$	$dT/dx \uparrow$	$b \downarrow$	$t \uparrow$
Abschreckeigenstressen verändern sich mit							
$f_{y,\Delta T_{max}} \uparrow$	$f_y - f_{y,\Delta T_{max}} \uparrow$	$\alpha \uparrow$	$E \uparrow$	$\lambda \downarrow$	$\Delta T_{max} \uparrow$	$dT/dt \downarrow$	$t \uparrow$
Umwandlungseigenstressen verändern sich mit							
$f_{y,T_u} \uparrow$	$f_{y,T_u,min} - f_{y,T_u,max} \uparrow$	$\Delta V_u \uparrow$	$E \uparrow$	$\lambda \downarrow$	$M_s \downarrow$	$dT/dt \downarrow$	$b \downarrow$
$f_{y,\Delta T_{max}}$	Warmstreckgrenze im Temperaturbereich der max. Temperaturdifferenz						
$f_{y,T_u}$	Warmstreckgrenze im Temperaturbereich der Umwandlung						
$\alpha$	linearer thermischer Ausdehnungskoeffizient						
$\lambda$	Wärmeleitfähigkeit						
$dT/dx$	Temperaturgradient in senkrechter Richtung zur Naht						
$dT/dt$	Abkühlgeschwindigkeit						
$b$	Nahtbreite						
$t$	Blechdicke						
$M_s$	Martensitstarttemperatur						
$\Delta V_u$	Volumenänderungen bei der Phasenänderung						
$\uparrow$ bzw. $\downarrow$	Zu- bzw. Abnahme der betreffenden Einflussgröße						

Die Mehrzahl der in Tab. 2-1 genannten Einflussparameter sind werkstoffspezifische Eigenschaften wie Streckgrenze, Elastizitätsmodul, Wärmeleitfähigkeit oder Ausdehnungskoeffizient, die nicht direkt beeinflussbar sind. Nahtgeometrie, Abkühlgeschwindigkeit und Temperaturgradienten sind jedoch durch die Auswahl des Schweißverfahrens und Einstellung der Schweißparameter in Grenzen variabel. Sie bieten daher die Möglichkeit, die Höhe der Eigenstressen zu beeinflussen. Die Höhe der Zugeigenstressen wird weiterhin durch konstruktions- und fertigungsbedingte Randbedingungen, wie z. B. durch den Einspanngrad, die Nahtlänge und die Lagenanzahl, beeinflusst. In Abhängigkeit von der Steifigkeit des Bauteils rufen sie Reaktionsspannungen hervor. Dickwandige Konstruktionen behindern schon durch ihre höhere Steifigkeit die Schrumpfung des Bauteils und sind damit im Vergleich zu dünnwandigen Konstruktionen in geringerem Maße anfällig für Verzug.

<sup>48</sup> Hildebrand (2008), S. 20

### *Einfluss auf die Schwingfestigkeit*

Im Betrieb überlagern sich Eigenspannungen mit den äußeren Lastspannungen. Diese Überlagerung kann sowohl positive als auch negative Auswirkungen auf den Nachweis der statischen und dynamischen Festigkeitseigenschaften haben. In der Regel sind besonders die Eigenschaften der oberflächennahen Bereiche entscheidend, um die Bauteileigenschaften zu beurteilen. Da der Anriss unter schwingender Beanspruchung häufig von der Oberfläche aus beginnt, ist dieser Bereich besonders kritisch. Radaj und Vormwald (2007) quantifizieren ihn bis etwa 0,5 mm unterhalb der Oberfläche.<sup>49</sup> Dieses Wissen kann jedoch auch positiv genutzt werden, um durch gezielt eingebrachte, oberflächennahe Druckspannungen, beispielsweise durch pneumatisches Hämmern der Nahtübergänge, die Schwingfestigkeit zu verbessern. Denn Druckeigenspannungen verlängern die Lebensdauer eines Bauteils, dagegen wirken sich Zugspannungen negativ aus und führen zu einer Verkürzung.

Sind die äußeren Lastspannungen relativ genau bestimmbar, ist dagegen der Eigenspannungszustand eines Bauteils komplex sowie quantitativ nur schwer ermittelbar und deshalb nahezu unbekannt. Eigenspannungen sind ungleichmäßig über das Bauteil verteilt und erreichen ihr Maximum oftmals an der Oberfläche. Schon kleine Veränderungen innerhalb des Herstellungsablaufes können große Auswirkungen auf den Eigenspannungszustand haben. Die Verfahren, um Eigenspannungen zu messen oder rechnerisch abzuschätzen, sind hoch entwickelt, erfordern jedoch weitreichende Kenntnis und sind in vielen Fällen sehr aufwändig. Die Ergebnisse sind dabei nicht immer aussagekräftig. In der Konstruktionspraxis sind diese Verfahren daher bis heute nicht praktikabel anwendbar.

Für die Schwingfestigkeit sind die makroskopisch nachweisbaren Eigenspannungen I. Art maßgebend, die bei allen Herstellungs- und Bearbeitungsschritten entstehen und zu denen auch Schweißeigenspannungen gehören. Im Gegensatz zu einer Mittelspannung aus äußerer Belastung können sich Eigenspannungen über die Zeit und unter dynamischer Beanspruchung verändern. Schweißeigenspannungen können sich umlagern oder auch abbauen. Bei einer Überschreitung der Streckgrenze, einer zyklischen Entspannung, Kriechen oder aber durch Rissinitiierung werden Eigenspannungen oftmals gemindert. Der Eigenspannungseinfluss auf die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen wird in zahlreichen Forschungsarbeiten untersucht und deren Bedeutung für die

---

<sup>49</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 117

Bemessung diskutiert. Nitschke-Pagel (1995), Lachmann (2003) oder auch Varfolomeev et al. (2011) zeigen einen umfassenden Querschnitt durch den derzeitigen Stand der Forschung und Technik. Darüber hinaus fassen Krebs et al. (2012) den aktuellen Stand der Erkenntnisse zusammen. Das hieraus resultierende Bild zur Wirkung von Eigenspannungen ist dabei nicht ganz einheitlich. Allein folgende, wesentliche Punkte können von Radaj und Vormwald (2007) festgestellt werden:

- mit zunehmender Zugfestigkeit der Stähle nimmt ähnlich wie die Mittelspannungsempfindlichkeit auch die Empfindlichkeit für Eigenspannungen zu
- Zugeigenspannungen vermindern die Schwingfestigkeit
- Druckeigenspannungen wirken sich positiv auf die Schwingfestigkeit aus

Ein typischer Eigenspannungszustand in Abhängigkeit des jeweiligen Schweißdetails kann bisher nicht definiert werden. Wie oben beschrieben, ist er von verschiedenen Randbedingungen abhängig und zusätzlich unter Betriebsbelastung mit der Zeit veränderlich. Üblicherweise werden Bemessungswöhlerlinien anhand von Schwingversuchen an bauteilähnlichen Proben bestimmt. Es ist daher auch zu bewerten, inwieweit diese Proben den Eigenspannungszustand im realen Bauteil repräsentieren.

Dabei verändert sich der ursprüngliche Eigenspannungszustand einer Schweißprobe bereits beim Zuschnitt der einzelnen Schwingproben. Ähnlich wie bei der Zerlege- oder auch der Bohrlochmethode werden beim Zuschnitt der Probengeometrie die makroskopischen Eigenspannungen in Verformungen gelöst. Der Eigenspannungszustand ist damit nicht mehr mit dem Ausgangszustand vergleichbar. Wird die Probe für die Prüfung eingespannt, überlagern sich die Zwängsspannungen, die beispielsweise aus einem vorliegenden Winkelverzug resultieren können, mit den Eigenspannungen und später mit den Lastspannungen. Berg (2016) korrigiert die Nennspannung im Versuch um den Spannungsanteil der aus den Imperfektionen resultierenden Biegemomente. Für Querstöße zeigt sich ein deutlicher Einfluss auf die Schwingfestigkeit. Werden bei der Auswertung der Versuchsergebnisse die korrigierten Nennspannungen berücksichtigt, verringern sich die Streuungen der Ergebnisse deutlich.<sup>50</sup>

Während des Schwingversuchs verändert sich der Eigenspannungszustand weiter. Tritt an scharfen Kerben oder durch hohe Belastung plastisches Fließen auf, werden Eigenspannungen abgebaut bzw. lagern sich um. Einen weiteren Einfluss kann die zyklische

---

<sup>50</sup> Berg (2016), S. 167 f.



Relaxation von Eigenspannungen (und lokalen Kerbmittelspannungen) haben. Baumgartner (2014) untersucht diese Frage an Längssteifen im Schwingversuch messtechnisch mit hohem Aufwand. Aufgrund der hohen Kerbschärfe am Nahtübergang, der hierdurch schlechten Zugänglichkeit und der inhomogenen Materialeigenschaften am Messort ist eine Beschreibung der zyklischen Relaxation jedoch nicht möglich.<sup>51</sup> Weitere Forschungsarbeiten sind notwendig, um die zeitlich veränderliche Eigenspannungsverteilung zu beschreiben und in Bemessungsmodellen gezielt zu berücksichtigen.

### Berücksichtigung in der Ermüdungsbemessung

Inwieweit Schweißeigenspannungen die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen, wird durch viele Faktoren wie Kerbdetail und -geometrie, Belastungshöhe und -geschichte sowie Werkstoffeigenschaften bestimmt. Die Vorgänge sind komplex und für die Bemessungspraxis nicht für die relevanten Schweißdetails verallgemeinerbar. Wie im Abschnitt 2.3.3 zum Nennspannungskonzept beschrieben, decken die empirisch bestimmten Ermüdungsfestigkeitskurven verschiedener Schweißdetails den Einfluss des Eigenspannungszustandes implizit mit ab. Für den Nachweis eines geschweißten Kerbdetails nach EC3-1-9 werden konservativ ermüdungsreduzierende Zugeigenspannungen  $\sigma^{ES}$  in Höhe der Streckgrenze  $f_y$  konstant über den versagenskritischen Querschnitt angenommen.

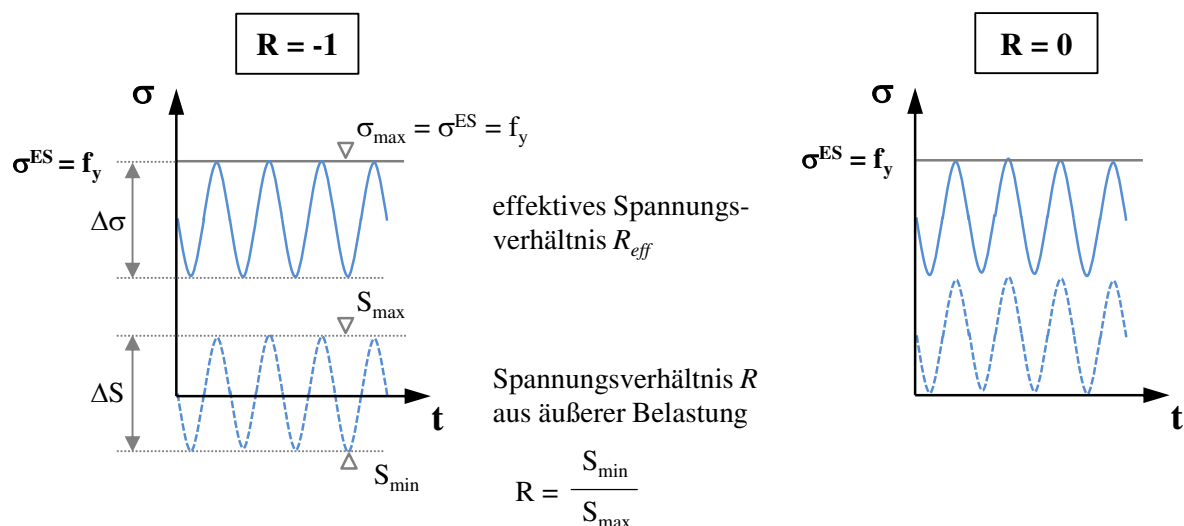


Abb. 2-10. Effektives Spannungsverhältnis  $R_{eff}$  bei Annahme von Zugeigenspannungen  $\sigma^{ES}$  in Höhe der Streckgrenze  $f_y$ <sup>52</sup>

<sup>51</sup> Baumgartner (2014), S. 115

<sup>52</sup> angelehnt an die Darstellung von Gurney (1979) S. 234, bezeichnet als „No minimum stress effect“

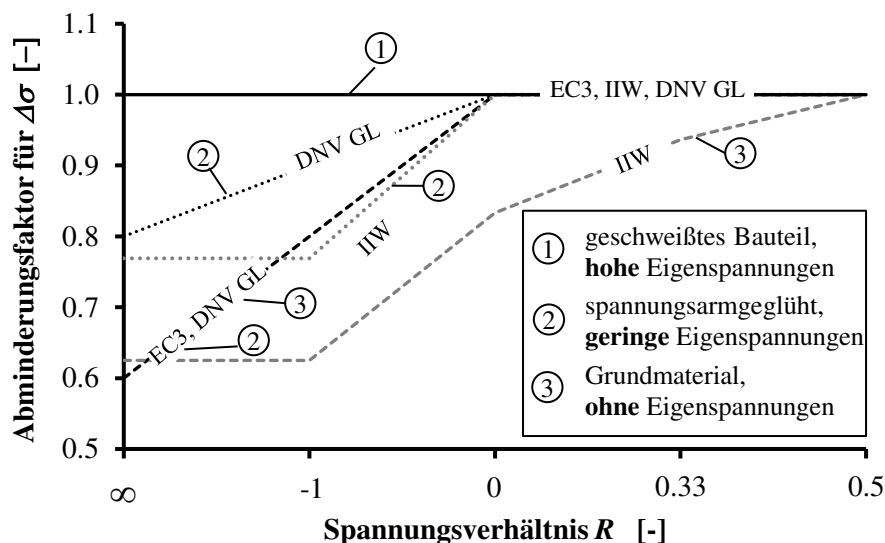


Abb. 2-11. Berechnung des Abminderungsfaktors in Abhängigkeit der vorhandenen Eigenspannungen zur Herabsetzung der Wöhlerlinien in Normen und Empfehlungen

Abb. 2-10 veranschaulicht, dass unabhängig von der Oberspannung  $S_o$ , resultierend aus der Belastung die maximal wirksame Oberspannung  $\sigma_{max}$  immer von den Schweißereigenspannungen in Höhe der Streckgrenze markiert wird. Entsprechend dieses von Krebs et al. (2012) als Theorie der konstanten Oberspannung bezeichneten Ansatzes werden Schweißdetails unabhängig von der äußeren Mittelspannung bzw. vom Spannungsverhältnis  $R$  bewertet. Auch wenn die Schwingweite teilweise im günstigen Druckbereich liegt, geht sie entsprechend der Darstellung für geschweißte Bauteile in Abb. 2-11 ohne Abminderung in den Nachweis ein. Dieser Ansatz wird sowohl vom EC3-1-9, den Empfehlungen des IIW als auch der Richtlinie des DNV GL verfolgt.

In Normen und Richtlinien ist die Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses eng an das Vorhandensein von Eigenspannungen geknüpft und nicht einheitlich geregelt. Dies belegt einmal mehr, dass die Frage, wie sich Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken, bisher nicht abschließend geklärt ist. Ist das Bauteil nicht geschweißt oder spannungsarmgeglüht, darf nach EC3-1-9 der Mittelspannungseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt werden, wenn die Spannungsschwingweite ganz oder teilweise im Druckbereich liegt.<sup>53</sup> Der Druckanteil der Schwingweite darf hierfür um 60 % abgemindert werden. Gleiches gilt nach DNV GL auch für nicht geschweißte Bauteile ohne nennenswerte Eigenspannungen.<sup>54</sup> Anders als der EC3 ist der

<sup>53</sup> DIN EN 1993-1-9, Abschnitt 7.2, S. 20 f.

<sup>54</sup> DNVGL-RP-C203, Abschnitt 2.5, S. 28 ff.

Mittelspannungseinfluss für spannungsarmgeglühte Schweißkonstruktionen und damit geringen Eigenspannungen nach DNV GL geringer zu bewerten. Ähnlich sehen es die Empfehlungen des IIW, die allerdings für nicht geschweißte Bauteile im Vergleich die weitreichendste Reduzierung vorsehen.<sup>55</sup> Für eine Zugschwellbeanspruchung bis zu einem Spannungsverhältnis von  $R < 0,5$  kann die Schwingweite reduziert werden.

Nach Hänsch und Krebs (2006) kann der Ansatz der konstanten Oberspannung für viele geschweißte Bauteile experimentell nicht bestätigt werden.<sup>56</sup> Besonders für schwach gekerbte Bauteile besteht eine Abhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit vom Spannungsverhältnis. Die Autoren führen an, dass Proben mit einer Kerbformzahl von  $K_t \leq 2,0$  eine um den Faktor 1,2 bis 1,3 höhere Wechselfestigkeit gegenüber der Schwellfestigkeit aufweisen. Für Formzahlen von  $K_t > 2,5$  ist die erreichte Ermüdungsfestigkeit unabhängig vom äußeren Spannungsverhältnis  $R$ . Für kerbbarme Konstruktionen ist diese Annahme konservativ, jedoch möglicherweise nicht wirtschaftlich.

### **2.3.5 Übertragbarkeit der im Schwingversuch ermittelten Ermüdungsfestigkeit auf die Konstruktion**

Schweißverbindungen in Bauteilen weisen häufig eine geringere Ermüdungsfestigkeit auf als in ähnlicher Weise gefertigte kleinere Proben. Werkstoffliche, fertigungsbedingte und geometrische Größeneinflüsse reduzieren die Ermüdungsfestigkeit bei größeren Abmessungen. Da die Bemessungswöhlerlinien auf Schwingversuchen an überwiegend kleinmaßstäblichen Probekörpern basieren, ist für die Anwendung des Nennspannungskonzeptes die Frage, wie diese Ergebnisse zur Bemessung von Konstruktionen mit größeren Abmessungen zu übertragen sind, von entscheidender Bedeutung.

Nach Kloos (1976) werden entsprechend ihrer Entstehungsursache und den zugehörigen Mechanismen der technologische, der spannungsmechanische bzw. geometrische, der statistische und der oberflächentechnische Größeneinfluss unterschieden. Haibach (2006) fasst hierzu den Stand der Wissenschaft zusammen und stellt heraus, dass Größeneinflüsse bisher nur rudimentär in der rechnerischen Lebensdauerprognose berücksichtigt werden.<sup>57</sup> Gemäß dem Nennspannungskonzept wird allein dem geometrischen Größeneinfluss durch eine blechdickenabhängige Abminderung der Ermüdungsfestigkeit Rechnung getragen. Die Vorgaben, um diesen Abminderungsfaktor zu

---

<sup>55</sup> IIW-Richtlinie (2016), S. 63 f.

<sup>56</sup> Hänsch und Krebs (2006), S. 120

<sup>57</sup> Haibach (2006), S. 182 f.

berechnen, sind dabei nicht einheitlich. Am Beispiel einer dickwandigen Offshore-Konstruktion mit einer typischen Blechdicke von  $t = 50$  mm bedeutet dies, dass je nach Regelwerk nur noch zwischen 93 und 65 % der ursprünglichen Ermüdungsfestigkeit angesetzt werden dürfen. Diese Vorgabe wird damit zu einem wesentlichen Faktor bei der Dimensionierung von Strukturen.

Abb. 2-12 stellt die Abminderung in Abhängigkeit der Blechdicke  $t$  für verschiedene Regelwerke dar. In den Regelwerken und Empfehlungen, EC3-1-9, DNV GL und IIW, wird die Ermüdungsfestigkeit für Bleche ab einer Wanddicke von  $t_{eff} > 25$  mm reduziert. Der Exponent  $n$  unterscheidet sich dabei in Abhängigkeit einer möglichen Nachbereitung. Für Verbindungen im Schweißzustand wird der Exponent in den betrachteten Regelwerken einheitlich zu  $n = 0,2$  definiert. Für blecheben geschliffene Schweißverbindungen ist nach DNV GL sowie IIW die Abminderung durch den Exponenten  $n = 0,1$  geringer. Diese Unterscheidung besteht nach EC3-1-9 nicht. Bei jeweils gleicher Kerbfallkategorisierung ist der EC3-1-9 damit konservativer.

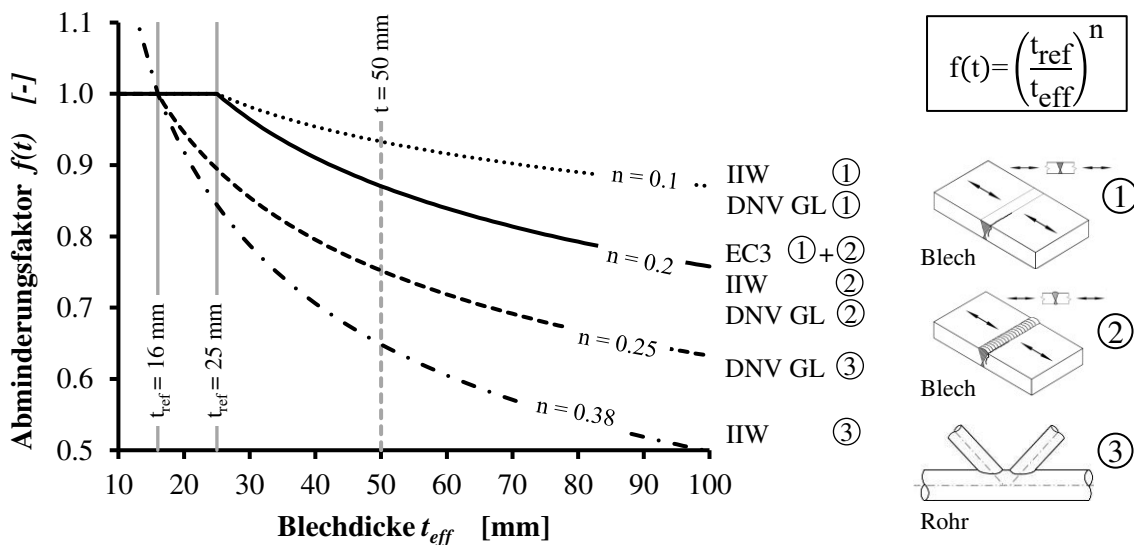


Abb. 2-12. Berechnung des blechdickenabhängigen Abminderungsfaktors  $f(t)$  zur Herabsetzung der Wöhlerlinie in Normen und Empfehlungen für querbeanspruchte, beidseitig geschweißte Verbindungen bzw. Hohlprofilverbindungen

Vergleichend wird die blechdickenabhängige Abminderung für den Ermüdungsnachweis von Hohlprofilverbindungen betrachtet. Für diese Verbindung erfolgt der Nachweis in der Regel nach dem Strukturspannungskonzept, das wiederum im EC3-1-9 nicht geregelt ist. Gemäß DNV GL wird die Festigkeit ab einer Blechdicke von  $t = 16$  mm

abgemindert. Dies gilt auch für die Empfehlungen des IIW, wobei der Faktor für Blechdicken  $t < 16$  mm zu einer Aufwertung der Ermüdungsfestigkeit führt. Durch den Exponenten  $n = 0,38$  der IIW Empfehlungen ist der Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit besonders groß.

Neben der Blechdicke ist auch die Nahtlänge bzw. die Probenbreite von Bedeutung. Kreuzer und Heckel (1999) untersuchten den Einfluss der Nahtlänge und damit Probenbreite im Rahmen von Schwingversuchen an Stumpfstoßen. Bei einer Nahtlänge von 500 mm stellten die Autoren eine um 20 % geringere Ermüdungsfestigkeit gegenüber Proben mit einer Nahtlänge von nur 50 mm fest. Dieser Einfluss bleibt unberücksichtigt, liegt jedoch im einheitlichen Streuband der normativen Wöhlerlinien und ist damit für die Bemessung abgedeckt.

Die unterschiedlichen Ansätze in den Regelwerken, Größeneinflüsse in Abhängigkeit der Blechdicke zu berücksichtigen, zeigen einmal mehr, dass die Übertragbarkeit der an kleinmaßstäblichen Proben ermittelten Wöhlerlinien weiterhin mit Unsicherheiten verbunden ist. Diese Unsicherheiten werden in der Regel über das Streuband der Bemessungswöhlerlinien aufgefangen, was wiederum nicht zwingend zur wirtschaftlichsten Lösung führt.

### **2.3.6 Grenzen des Nennspannungskonzeptes**

Die Einfachheit des Nennspannungskonzeptes ist gleichzeitig auch seine Limitierung. Denn nicht jedes Konstruktionsdetail lässt sich durch einen Kerbfall abbilden. Darüber hinaus ist bei komplexen Bauteilen häufig die Nennspannung nicht definierbar. Außerdem sollte bedacht werden, dass die experimentelle Durchführung der Schwingversuche, welche die Grundlage des Verfahrens darstellen, durch technische Randbedingungen eingeschränkt ist. Denn servohydraulische Prüfsysteme sind in ihrer maximal möglichen Prüfkraft und -frequenz begrenzt. Dies limitiert einerseits die prüfbar messbaren Abmessungen der Bauteile und andererseits die Versuchsdauer. Extrapolationen für große Blechdicken und Bereiche hoher Schwingspielzahlen mit  $N > 1 \cdot 10^7$ , die über den experimentell abgesicherten Bereich hinausgehen, werden über Annahmen abgedeckt. Dies widerspricht dem üblichen Vorgehen, in dem der Anwendungsbereich eines Konzeptes sinnvollerweise über den statistisch abgesicherten Parameterbereich der zugrundeliegenden Versuche definiert ist. Eine Extrapolation auf unbekannte Bereiche des Modells ist üblicherweise unzulässig.

Daher sind gerade diese Grenzbereiche Gegenstand zahlreicher Forschungsarbeiten. Die Existenz einer Dauerfestigkeit wird beispielsweise durch Bathias (1999), Sonsino (2005) und Berger et al. (2008) in Frage gestellt. In den Dissertationen von Schwerdt (2011) oder Steppeler (2014) wird sie daher diskutiert. Schwerdt (2011) stellt für glatte Proben aus Vergütungsstahl bei Beanspruchungen unterhalb der eigentlichen Dauerfestigkeit Brüche bei Schwingspielzahlen von  $N > 1 \cdot 10^7$  fest. Dies geht einher mit einem veränderten Schädigungsmechanismus, weg von einem Schädigungsbeginn von außen hin zu einem Beginn ins Werkstoffinnere. Für gekerbte Proben mit einer Kerbformzahl von  $K_t = 1,75$  treten diese späten Brüche nicht auf. Die Rissbildung erfolgt an der Oberfläche und eine Dauerfestigkeitsgrenze kann ermittelt werden. Die Prüfeinrichtungen limitieren die Probenabmessungen. Um auch Schweißverbindungen im Bereich der sehr hohen Schwingspielzahlen untersuchen zu können, entwickelt Steppeler (2014) in ihrer Dissertation zunächst einen elektromagnetischen Resonanzprüfrahmen weiter. Mit dieser Prüfeinrichtung untersuchte sie stumpfgeschweißte Verbindungen mit einer Blechdicke von  $t = 4$  mm. Brüche im Bereich der sehr hohen Schwingspielzahlen wurden nicht festgestellt. Dagegen stellten Collmann und Wefer (2017) für blecheben geschliffene und spannungsarmgeglühlte Stumpfschweißnähte sehr späte Brüche mit Bruchschwingspielzahlen von  $N > 1 \cdot 10^7$  fest. In Analogie zu reinen Werkstoffproben ist daher auch für sehr schwach gekerbte Schweißverbindungen eine Dauerfestigkeit zu hinterfragen.

Die maximal verfügbare Prüfkraft stellt wiederum für die Probengröße und Wanddicke eine Begrenzung dar. Wie schon im Abschnitt 2.2.2 dargestellt, wurde in jüngerer Vergangenheit die Datenbasis für die Untersuchung größerer Blechdicken stetig erweitert. In Kapitel 4.2 werden die in der Literatur verfügbaren Versuchsergebnisse zusammengefasst und ausgewertet. Im Verhältnis zu den Versuchen an Proben mit einer Blechdicke  $t < 20$  mm kann die Datenbasis immer noch als gering bezeichnet werden. Wie in Abschnitt 2.3.5 dargestellt, ist es nicht ausreichend, den Größeneinfluss einzig über eine blechdickenabhängige Abminderung der Ermüdungsfestigkeit zu berücksichtigen. Wie Nennspannungswöhlerlinien, die an kleinmaßstäblichen Prüfkörpern ermittelt wurden, unter Berücksichtigung von Größeneinflüssen auf großskalige Komponenten zu übertragen sind, ist bis heute nicht endgültig geklärt. U. a. in den Dissertationen von Kaffenberger (2012) oder Baumgartner (2014) ist diese Frage weiterhin Gegenstand der Forschung.

## 2.4 Phänomenologische Beschreibung des Ermüdungsversagens

### 2.4.1 Ermüdungsrisswachstum von der Oberfläche ausgehend

Der progressive Schädigungszuwachs unter wechselnder Beanspruchung wird als Ermüdung bezeichnet und ist nach Abb. 2-13 für metallische Werkstoffe durch eine typische Phasenabfolge bis zum endgültigen Versagen gekennzeichnet. Auf die Phase der Risseinleitung folgt zunächst die Phase des stabilen später des instabilen Rissfortschritts, der schließlich zum Restgewaltbruch führt. Abb. 2-13 veranschaulicht zusätzlich das Fortschreiten eines Schwingrisses ausgehend von der Oberfläche auf mikroskopischer Ebene.

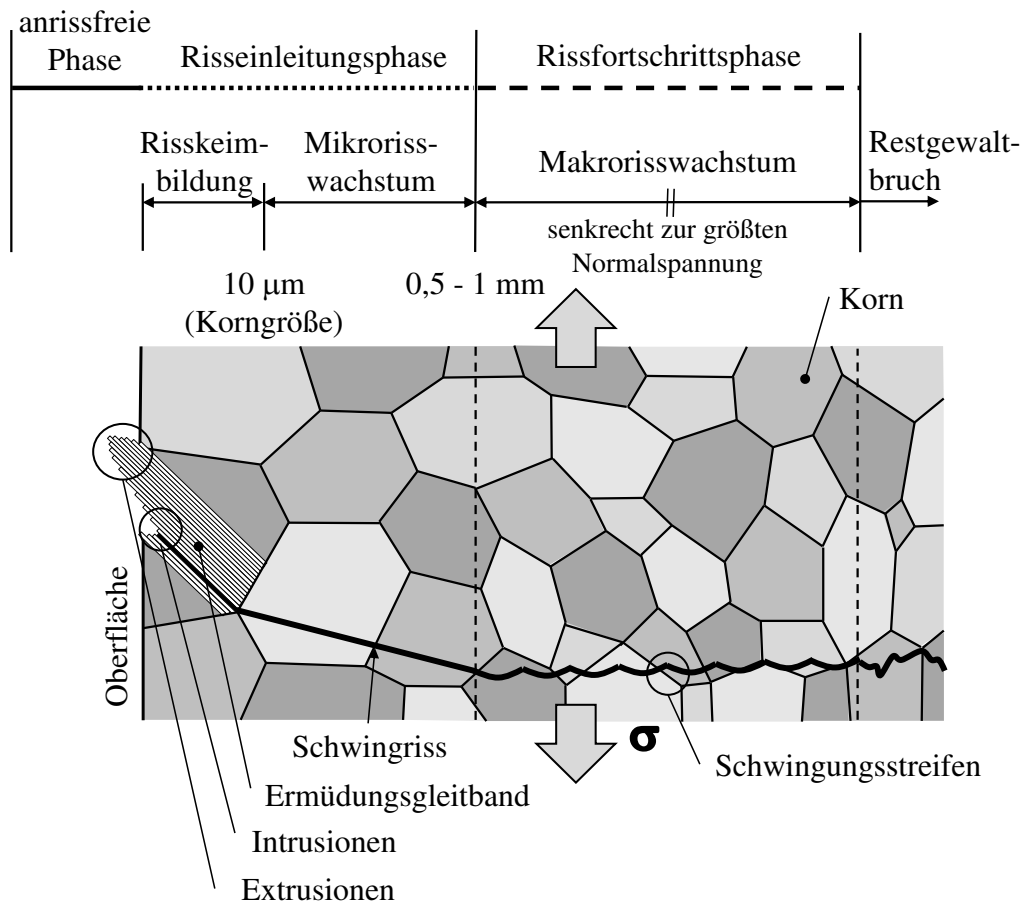


Abb. 2-13. Entstehung und Fortschritt des Schwingrisses bis zum Restgewaltbruch in nicht maßstablicher Darstellung nach Läßple (2011)<sup>58</sup>

<sup>58</sup> Läßple (2011), S. 249

Zu Beginn im zunächst rissfreien Zustand kann die wechselnde Beanspruchung von der Elastizität des Materials aufgenommen werden. Die Spannungsverteilung zeigt dabei eine Erhöhung nahe oder an der Oberfläche (ebener Spannungszustand). Liegen geometrische Kerben, Risse, Hohlräume oder Einschlüsse vor, führen diese zu einem Anstieg der Spannungen gegenüber der Nennspannung und sind daher bevorzugter Ort für eine Risseinleitung. Im Kerbgrund bildet sich ein räumlicher Spannungszustand aus. Dieser behindert zusätzlich die elastischen Verformungen innerhalb des Kristallgitters. Bereiche mit geringen plastischen Verformungen entstehen, die wiederum durch Versetzungsbewegungen kompensiert werden. Diese Versetzungen laufen zu sogenannten persistenten Gleitbändern zusammen, die zu einer Veränderung der Festigkeitseigenschaften des Materials führen.

Anrisse bilden sich an der Grenze zwischen den entstandenen persistenten Gleitbändern und der noch versetzungsarmen Werkstoffmatrix. Dabei sind Oberflächenkristalle, deren Gleitsysteme die für eine Versetzungsbewegung günstige Orientierung relativ zur anliegenden Beanspruchung aufweisen, bevorzugte Anrissorte. Unter einachsiger Belastung treten die maximalen Schubspannungen und damit Gleitebenen ungefähr unter einem Winkel von  $45^\circ$  auf. Treffen nun Gleitbänder einzelner Kristallbereiche mit unterschiedlicher Ausrichtung aufeinander, entsteht hier ein Anriss. In dieser Phase können Korn- und Phasengrenzen, aber auch Einschlüsse und Hindernisse noch nicht überwunden werden. Feinkörnige Werkstoffe zeigen deshalb eine geringere Rissempfindlichkeit und damit höhere Ermüdungsfestigkeit. Einer dieser Anrisse führt aufgrund seiner hohen Spannungsintensität zu einem ausbreitungsfähigen Ermüdungsriss. In der dritten Phase wird das Risswachstum nicht mehr vom Kristallgitter beeinflusst. Es erfolgt senkrecht zur maßgeblichen Hauptspannungsrichtung und auf Spaltflächen einzelner Körner. Sind die plastischen Verformungen im Bereich der Rissspitze vernachlässigbar klein, sind – anders als in der rissfreien Phase – die makroskopischen Festigkeitseigenschaften des Werkstoffes von untergeordneter Bedeutung.

Mit zunehmendem Rissfortschritt nimmt der Anteil des gerissenen Querschnitts stetig zu. Während die Belastung konstant bleibt, steigen die lokal auftretenden Spannungen weiter an. Gleichzeitig wächst auch die plastische Zone an der Rissspitze. Wird nun die Elastizitätsgrenze des Restquerschnitts erreicht, beginnt dieser zu fließen, bis es zum endgültigen Versagen des Bauteils, auch als Rest- oder Gewaltbruch bezeichnet, kommt. Die Grenze vom Kurzriss- zum Makrorisswachstum ist schwer zu definieren. Ein Oberflächenanriss, der in Inspektionen minimal mit dem Auge detektierbarer ist,



wird als technischer Anriss bezeichnet und kennzeichnet den Übergang vom Kurzrissswachstum zum stabilen Risswachstum. In der Literatur variieren die Angaben zur Rissgröße teilweise erheblich. Am häufigsten wird eine Risstiefe von  $a_i = 0,5$  mm und eine Oberflächenrisslänge von  $2 \cdot c_i = 2$  mm genannt.<sup>59</sup>

#### 2.4.2 Versagensmechanismen bei einem Rissausgang von Innen

Werden Werkstoffproben mit hoher Oberflächengüte bearbeitet, kann die Risseinleitung im Innern an oberflächennahen Einschlüssen oder infolge eines Gitterfehlers in der Mikrostruktur erfolgen. Gerade für höher- und hochfeste Feinkornbaustähle werden nichtmetallische Einschlüsse häufig als Rissentstehungsort beobachtet, u. a. nach Murakami et al. (1989), Itoga et al. (2003) oder Sander (2008).<sup>60,61</sup> Dieser Schädigungsmechanismus geht einher mit sehr hohen erreichbaren Lastwechselzahlen von  $N_f > 10^7$  im VHCF-Bereich. Allgemein gilt, dass die Zeit bis zum Versagen maßgeblich von der Rissinitiierungsphase dominiert ist. Dauerfestigkeit kann damit für kerbarme Bauteile nicht mehr unterstellt werden. Dies ist bei Anwendungen mit einer hohen zyklischen Beanspruchung von besonderer Bedeutung. Seit den 1980er Jahren wird daher intensiv auf diesem Bereich geforscht. Für weiterführende Informationen wird an dieser Stelle u. a. auf die Arbeiten der Autoren Murakami und Bathias<sup>62</sup> verwiesen, die grundlegende Ergebnisse in diesen Bereichen erzielt haben.

Unabhängig von der oben beschriebenen Thematik kann auch bei Schweißnähten ein Versagen von innen heraus beobachtet werden. Dies vor allem für Schweißnahtvarianten der Fall, die nicht durchgeschweißt ausgeführt wurden. Ein Beispiel hierfür sind nicht voll durchgeschweißte Kehlnähte eines T-Stoßes. Bei der Bemessung auf Ermüdungssicherheit können diese Verbindungen nach EC3-1-9 nur in den Kerbfall 36 eingestuft werden.<sup>63</sup> Ist die Kerbwirkung der Wurzel größer als die des Nahtüberganges erfolgt der Schädigungsfortschritt von innen heraus. Da dies vorab nicht zu beurteilen ist, wird ein Anriss an der nicht zu inspizierenden Schweißnahtwurzel für die Bemessung unterstellt. Stumpfstöße, bei denen die Wurzel nicht noch einmal durch einen Gegenlage aufgeschmolzen wird, sind daher für zyklisch beanspruchte Bauteile zu vermeiden.

---

<sup>59</sup> u. a. in Radaj et al. (2006), S. 191

<sup>60</sup> Itoga et al. (2003), S. 382

<sup>61</sup> Sander (2008), S. 132f.

<sup>62</sup> u. a. Bathias und Paris (2004)

<sup>63</sup> DIN EN 1993-1-9, S. 29, Tabelle 8.5

Ähnlich wie die Kerbwirkung der Schweißnahtwurzel im Vergleich zum Nahtübergang im Vorfeld kaum zu beurteilen ist, können auch schweißbedingte innere Defekte nur schwer hinsichtlich ihrer Auswirkung auf die Ermüdungsfestigkeit beurteilt werden und sind überhaupt nur in sehr geringen Umfängen zulässig. Rissartige Defekte, die mit üblichen zerstörungsfreien Prüfmethoden detektierbar sind, sind dabei vollkommen ausgeschlossen.

## **2.5 Kerbwirkung einer Schweißnaht**

### **2.5.1 Allgemeine Definition des Kerbbegriffs**

Ein schwingend belastetes Bauteil versagt dort, wo die Spannung lokal aufgrund von Kerben erhöht ist. Ähnlich der Methodik der nach Neuber (1984) begründeten Kerbspannungslehre ist eine systematische Unterscheidung in Mikro- und Makrokerben zielführend. In Anlehnung an Radaj und Vormwald (2007) können Kerben allgemein in Form-, Belastungs- und Werkstoffkerben unterteilt werden.<sup>64</sup> Als Formkerbe wird eine örtliche Spannungserhöhung bzw. -konzentration im Bauteil bezeichnet, die durch konstruktionsbedingte Formänderungen hervorgerufen wird. Hierzu zählen beispielsweise Absätze, Querschnittsänderungen, Bohrungen, Öffnungen und Nuten. Auch die Nahtübergänge von Schweißverbindungen stellen eine Formänderung dar. Die Spannungserhöhung ist dabei umso ausgeprägter, je stärker der Kraftfluss durch die Formkerbe beeinflusst wird. Nach Radaj entstehen Werkstoffkerben in einer Struktur, wenn Bereiche unterschiedlicher Werkstoffe bzw. mit unterschiedlichen Festigkeitseigenschaften aufeinandertreffen. Weiterhin zählen Belastungskerbene, die durch eine lokal begrenzte, nahezu singuläre Einleitung von Lasten gekennzeichnet sind, zu den Makrokerben. Lokale Geometrie- und Werkstoffeigenschaften der Schweißnaht in Kombination mit Umgebungs- und Beanspruchungsbedingungen sind für die Schwingfestigkeit geschweißter Konstruktionsdetails maßgebend.

### **2.5.2 Geometrische Kerbwirkung**

Eine Spannungserhöhung resultierend aus einer Formkerbe ist dabei umso ausgeprägter, je stärker der Kraftfluss durch die Formkerbe beeinflusst wird. In die Beurteilung der

---

<sup>64</sup> Vormwald et al. (2013), S. 148

Nahtqualität nach DIN EN ISO 5817 fließt daher auch das Nahtaussehen ein. Beispielsweise sind eine zu große Naht- und Wurzelüberhöhung sowie Wurzel- und Einbrandkerben für eine Gruppierung in die günstige Bewertungsgruppe B unzulässig.

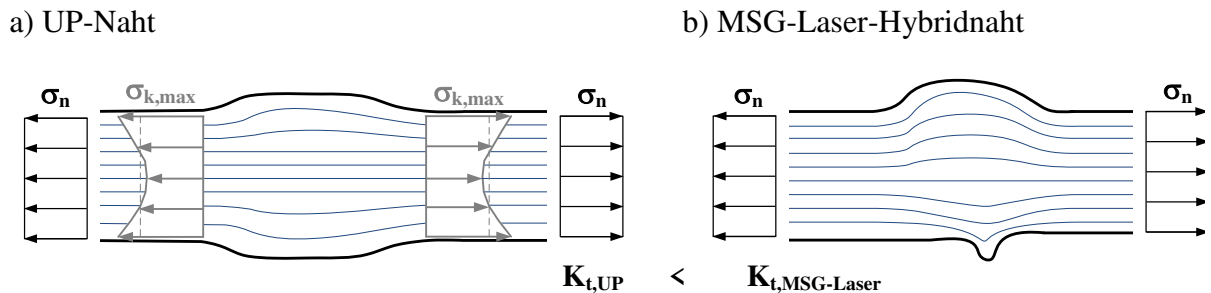


Abb. 2-14. Beeinflussung des Kraftflusses (a) durch eine beidseitig geschweißte UP-Naht und (b) durch eine einseitig geschweißte MSG-Laser-Hybridschweißnaht ohne Anwendung einer Badsicherung

Abb. 2-14 veranschaulicht dabei, dass sich unterpulvergeschweißte Nähte durch einen flachen und damit kerbarmen Nahtquerschnitt auszeichnen, da die Decklage jeweils durch die Pulverabdeckung günstig geformt wird. Zusätzlich wird durch die beidseitige Ausführung der Schweißung die häufig ungünstige Kerbwirkung der Schweißnahtwurzel vermieden. Die maximale Spannungserhöhung stellt sich im Kerbgrund ein, die Spannungsverteilung über den Querschnitt wird inhomogen. Um das Kräftegleichgewicht zu erhalten, wird sie im Inneren geringer als die rein axiale Nennspannung  $\sigma_n$ . Weiterhin bildet sich ein mehrachsiger Spannungszustand aus, da die Verformungen in der Kerbe durch den umgebenden Werkstoff behindert sind. Neben zahlreichen Veröffentlichungen ist der Spannungs- und Verformungszustand u. a. in Bürgel et al. (2014) anschaulich beschrieben.<sup>65</sup> Vor allem bei Schwingbeanspruchung ist diese sogenannte Kerbwirkung am Nahtübergang von entscheidender Bedeutung, da in diesem Bereich aufgrund der lokalen Diskontinuitäten die Risseinleitung zu erwarten ist. Die Nahtgeometrie hat damit einen wesentlichen Einfluss auf die Lebensdauer von Schweißverbindungen.

Bei Annahme eines rein elastischen Werkstoffverhaltens kann die Spannungserhöhung durch die Kerbformzahl  $K_t$ , die auch als Kerbfaktor oder elastischer Spannungskonzent-

<sup>65</sup> Bürgel et al. (2014), S. 118ff.

rationsfaktor bezeichnet wird, ausgedrückt werden. Nach Neuber (1984), dem Wegbereiter der Kerbspannungslehre, wird die Formzahl auch häufig mit  $\alpha_k$  benannt. Die Formzahl steht für das Verhältnis von maximal ermittelter Spannung im Kerbgrund  $\sigma_{k,max}$  und der Nennspannung  $\sigma_n$  und hat damit den Charakter eines Überhöhungsfaktors. Wie schon der Bezeichnung zu entnehmen ist, wird sie maßgeblich durch die Form des Bauteils aber auch durch die Belastungsart bestimmt. Sie ist unabhängig vom Elastizitätsmodul und nur geringfügig abhängig von der Querkontraktion. Der mehrachsige Spannungszustand, der sich infolge der Querdehnungsbehinderung in der Kerbe einstellt, kann über die Vergleichsspannung als maximale Kerbspannung  $\sigma_{k,max}$  in Gl. (2.1) berücksichtigt werden.<sup>66</sup>

$$K_t = \frac{\sigma_{k,max}}{\sigma_n} \quad (2.1)$$

Je größer der Einfluss der Formkerbe auf die Spannungsverteilung über den Querschnitt und damit die Kerbwirkung ist, desto größer werden die Werte für  $K_t$ . Selbst wenn die Verbindung axial allein durch eine Zugkraft beansprucht wird, nehmen mit zunehmender Kerbschärfe auch der Mehrachsigkeitsgrad und damit die Sprödbrechneigung zu.

Neben elastizitätstheoretischen Methoden können die Werte für häufig verwendete Querschnitte Tabellenwerken und Richtlinien entnommen werden.<sup>67</sup> Diese Näherungsformeln existieren auch für Schweißnahtquerschnitte. Einige Ansätze sind u. a. durch Radaj et al. (2006) oder Haibach (2006) zusammengefasst.<sup>68,69</sup> Sie basieren auf spannungsoptischen Versuchen oder sind aus Regressionsrechnungen der Simulationsergebnisse auf Basis der Finite-Element- oder Randlement-Methode hervorgegangen.

Die Bestimmung der Spannungserhöhung am Bauteil über eine konventionelle Dehnungsmessung ist besonders bei Schweißverbindungen schwierig. Zum einen ist die Applikation der Dehnungsmessstreifen direkt am Nahtübergang kaum möglich und zum anderen streuen die Geometrieparameter der Naht stark. Eine allgemeingültige Aussage zur Spannungserhöhung am Nahtübergang ist damit nicht möglich.

<sup>66</sup> Haibach (2006), S. 155

<sup>67</sup> z. B. aus der FKM-Richtlinie (2002), S. 178 ff., Abschnitt 5.2

<sup>68</sup> Radaj et al. (2006), S. 108 ff., Abschnitt 4.2.3

<sup>69</sup> Haibach (2006), S. 641 ff., Abschnitt 5.3, Ansätze nach Rainer

### 2.5.3 Einfluss der Stützwirkung

Wird ein gekerbtes Bauteil mit einer Formzahl  $K_t$  schwingend belastet, kann beobachtet werden, dass es eine höhere Spannung ertragen kann, als mit der Formzahl auf Basis der Nennspannung zunächst berechnet wurde. Die effektive Spannungsüberhöhung bei Schwingbeanspruchung ist demnach geringer als die theoretisch errechnete Spannungsüberhöhung der mit der Kerbformzahl  $K_t$  multiplizierten Nennspannung. Auf Grundlage der Kerbspannungslehre wird dieses Phänomen nach Neuber (1984) durch die Mikro- und Makrostützwirkung begründet.

Die effektive Spannungserhöhung wird über die Kerbwirkungszahl  $K_f$  (Index  $f$  für *fatigue*) oder auch  $\beta_k$  ausgedrückt. Im ursprünglichsten Sinne ist sie das Verhältnis der experimentell ermittelten Dauerfestigkeit einer polierten, ungekerbten Probe zur Dauerfestigkeit einer gekerbten Probe bzw. des betrachteten Bauteils. Die Kerbwirkungszahl  $K_f$  hängt von der relativen Kerbschärfe, d. h. dem Verhältnis der Kerbtiefe zur Probengröße und dem daraus resultierenden Spannungsgefälle, der Beanspruchungsart und den Werkstoffeigenschaften ab. Die weitgehend elastische Mikrostützwirkung erklärt eine Verringerung der Spannungsspitzen an Kerben mit dem kristallinen Aufbau der Werkstoffe und dem dadurch möglichen Abstützen der hochbeanspruchten Bereiche auf benachbarte. Nach dem Spannungsmittelungsansatz von Neuber bestimmt nicht die Kerbhöchstspannung, sondern die über ein kleines Werkstoffteilchen am Ort der Höchstspannung gemittelte Kerbspannung die Rissinitiierung. Die Länge dieses Teilchens wird als werkstofftechnische Kenngröße über die Ersatzstrukturlänge  $\rho^*$  eingeführt. Diese Annahme ist gleichbedeutend mit einer fiktiven Ausrundung des Kerbradius. Ist die Mikrostützwirkung überwiegend elastisch, wirkt sich die Makrostützwirkung besonders im Bereich der Kurzzeit- und Zeitfestigkeit durch lokales Fließen der hochbeanspruchten Bereiche kerbspannungsmindernd aus. Diese Abminderung lässt sich durch kontinuumsmechanische Methoden beschreiben, siehe auch Abschnitt 2.7.3. Nach Neuber können Mikro- und Makrostützwirkung gemeinsam wirken.

Überwiegend experimentell abgesicherte Ansätze verschiedenster Autoren analysieren die Stützwirkung und wie sie bei der Kerbwirkung berücksichtigt wird. Diese sind u. a. in Radaj und Vormwald (2007) zusammengefasst und bewertet.<sup>70</sup> In dem anerkannten Modell von Siebel und Stieler wird die Stützwirkung und damit die Risseinleitung ins-

---

<sup>70</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 147 ff.

besondere durch die Höhe des Spannungsgradienten beeinflusst. Je steiler der Spannungsabfall in der Kerbe ist, desto stärker wird der Kurzrissfortschritt verzögert und desto größer wird der Unterschied zwischen Kerbwirkungszahl  $K_f$  und Kerbformzahl  $K_t$ . Nach Radaj und Vormwald (2007) wird dies daher auch als spannungsmechanische Stützwirkung bezeichnet.<sup>71</sup> Einflussparameter sind zum einen der bezogene Spannungsgradient  $\chi^*$  und hierüber der Kerbradius, die Bauteilgröße sowie die Belastung, und zum anderen eine von der Dehngrenze bzw. Zugfestigkeit des Werkstoffs abhängige Größe, die nach Siebel als Gleitschichtdicke bezeichnet wird. Der sogenannte Spannungsgradientenansatz nach Siebel und Stieler hat auch Anwendung in den Richtlinien, u. a. der FKM-Richtlinie, gefunden.

Da der Spannungsgradient zusätzlich von der Größe des Bauteils abhängt, werden mit dem Spannungsgradientenansatz ebenfalls geometrische Größeneinflüsse berücksichtigt. Größeneinflüsse erklären, dass die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen mit zunehmender Größe geringer ist als von vergleichbaren Kleinproben. Kloos (1976) charakterisiert neben dem spannungsmechanischen bzw. geometrischen Größeneinfluss den oberflächentechnischen, statistischen sowie technologischen Größeneinfluss. Der geometrische bzw. spannungsmechanische Größeneinfluss zeigt sich darin, dass bei gleicher maximaler Kerbspannung bei einem Bauteil geringerer Dicke der Spannungsabfall steiler und die Stützwirkung damit höher als bei einem Bauteil größerer Dicke ausfällt. Damit können spannungsmechanischer Größeneinfluss und Mikrostützwirkung im Spannungsgradientenansatz gemeinsam berücksichtigt werden. Eine strikte Trennung zwischen beiden Anteilen ist jedoch nicht möglich.

#### 2.5.4 Metallurgische Kerbwirkung

Schweißverbindungen weisen eine hohe Werkstoffinhomogenität auf, die durch die Vermischung von Grund- und Zusatzwerkstoff sowie durch Gefügeumwandlungen bedingt ist. Der durch die Schweißwärme thermisch beeinflusste Bereich einer Schweißnaht wird als Wärmeeinflusszone bezeichnet und erfasst Bereiche, die oberhalb der Ac1-Temperatur von etwa 723 °C erwärmt wurden. In der Wärmeeinflusszone liegt bei umwandlungsfähigen Stählen eine ungleiche Mikrostruktur mit Unterschieden in Korngröße, Festigkeit und Zähigkeit vor. Die geometrischen Schweißnahtparameter wie Kerbradius, Nahtanstiegswinkel und Nahtüberhöhung führen zu einer lokalen Spannungserhöhung und sind selbst bei automatisierten Schweißverfahren streuende

---

<sup>71</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 191 ff.

Größen. Außerdem können durch den Schweißprozess Fehler und Imperfektionen auftreten, die sich ungünstig auf das Ermüdungsverhalten auswirken. Der konzentrierte Wärmeeintrag durch den Schweißprozess und lokal stark variierende Abkühlzeiten rufen zudem Eigenspannungen und Verzüge hervor. Im Nahtbereich können schweißtypisch Zugeigenspannungen in Höhe der Fließgrenze erreicht werden. Sie resultieren aus ungleichmäßigen Wärmedehnungen sowie den Gefügeänderungen und den dadurch ausgelösten thermoplastischen Formänderungen. In Überlagerung mit wechselnder äußerer Belastung wirken sie rissöffnend und verringern dadurch die Lebensdauer. Eine Schweißnaht kann damit als geometrische und metallurgische Kerbe angesehen werden, die den Kraftfluss stört, örtlich die Spannungen erhöht und damit zu einem ermüdungskritischen Detail der Konstruktion wird.

Wie oben bereits beschrieben, werden für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit nach gültigen Normen des Stahlbaus, z. B. nach EC3-1-9, Schweißverbindungen in Kerbdetails eingestuft und entsprechend dem Nenn- oder Strukturspannungskonzept nachgewiesen. Jeder definierte Kerbfall steht für eine Bemessungswöhlerlinie, die durch Schwingversuche mit konstanter Spannungsamplitude überwiegend an kleinmaßstäblichen, bauteilähnlichen Proben ermittelt wurde. Die Datengrundlage für den EC3 ist im Hintergrundbericht EC 3 (2003) zusammengestellt.<sup>72</sup> Die Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter Konstruktionsdetails, wie wechselnde Nahtgeometrie und inhomogenes Werkstoffgefüge, werden über das Kerbdetail indirekt berücksichtigt.

Um konservativ zu bemessen, werden oben beschriebene Einflüsse als „Worst-Case-Szenario“ erfasst, dass beispielsweise rissöffnende und damit ungünstige Zugeigenspannungen in jedem Fall in Höhe der Streckgrenze vorliegen oder dass die Festigkeit des Grundwerkstoffs keinen erhöhenden Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat. Außerdem werden hohe Anforderungen an die Schweißnahtqualität wechselnd beanspruchter Konstruktionen gestellt, die Unregelmäßigkeiten, die mit konventionellen Methoden detektierbar sind, nahezu ausschließen. Dies lässt den Stahlbauern kaum Handlungsspielraum, selbst wenn es um Bauteile untergeordneter statischer Bedeutung geht.

## 2.6 Lokale Ermüdungskonzepte

In der Regel liefern Berechnungen auf Basis des Nennspannungskonzeptes eine sehr konservative Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit. Dies zeigten auch die Ergebnisse

---

<sup>72</sup> Hintergrundbericht EC 3 (2003): Sedlacek, G. et al. Background Documentation prEN 1993-1-9. First Draft (V.1), 2003.

des DVS-Cluster (2009) zur Festigkeitsbewertung von Schweißverbindungen.<sup>73</sup> Der Forschungsverbund untersuchte die Prognosegüte globaler und lokaler Ermüdungskonzepte an Musterbauteilen aus den Bereichen Schiffbau, Maschinenbau, Schienenfahrzeugbau und Automobilbau. Soweit die ausgewählten Details auch nach dem Nennspannungskonzept kategorisiert werden konnten, ergaben sich besonders für den Bereich hoher Schwingungszahlen konservative Ergebnisse. Dies ist dadurch zu begründen, dass die experimentell ermittelten Wöhlerlinien eine geringe Neigung aufwiesen als die Wöhlerlinien nach den Empfehlungen der IIW.

Besonders aufgrund der Begrenzung des Nennspannungskonzeptes auf einfache Bauteilgeometrien ermöglichen lokale Nachweiskonzepte, die Festigkeitseigenschaften am Ort der Rissentstehung in der Bewertung zu berücksichtigen. Nach Radaj et al. (2006) können damit gezielt Einflussgrößen, die aus Belastung, Geometrie, Werkstoff, Fertigung und Umgebung resultieren, individuell in die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit einfließen. Damit kann deren Sensitivität auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht und die Struktur dahingehend optimiert werden. Wichtig für eine zuverlässige Bewertung ist, dass diese Einflussgrößen hinreichend bekannt und beschrieben sind. Die vielfältigen Einflussparameter auf die Ermüdungsfestigkeit machen die Anwendung lokaler Konzepte zu einem komplexen Vielparameterproblem, dessen Detaillierungsgrad durch den Berechnungsingenieur zu bewerten ist. In der Folge sind viele Berechnungsvarianten notwendig, um zu einer zuverlässigen Aussage zu kommen. Die Komplexität und der erforderliche Rechenaufwand erschweren die Anwendung in der alltäglichen Bemessungspraxis.

## **2.7 Kerbdehnungskonzept - Lebensdauer bis zum technischen Anriss**

### **2.7.1 Vorstellung des Konzeptes**

Das Kerbdehnungskonzept, dargestellt u. a. in Seeger und Heuler (1984) und Seeger (1988), bezieht sich nicht in erster Linie auf Schweißverbindungen, sondern allgemein auf Strukturbauteile aus metallischen Werkstoffen. Der Berechnungsablauf ist schematisch in Abb. 2-15 dargestellt. Ziel des Konzeptes ist es, mit Hilfe der bauteil-, last- und werkstoffbezogenen Eingabedaten die örtlichen elastisch-plastischen Span-

---

<sup>73</sup> DVS-Cluster (2009), aus Bruder, T., Vogt, M.: Gesamtbewertung der Clusterergebnisse, S. 145 ff.



nungs-Dehnungspfade zu berechnen, die über eine nachfolgende Schädigungsbewertung zur Anrisslebensdauer des Bauteils führen und somit Aufschluss über die Ermüdungsfestigkeit geben.

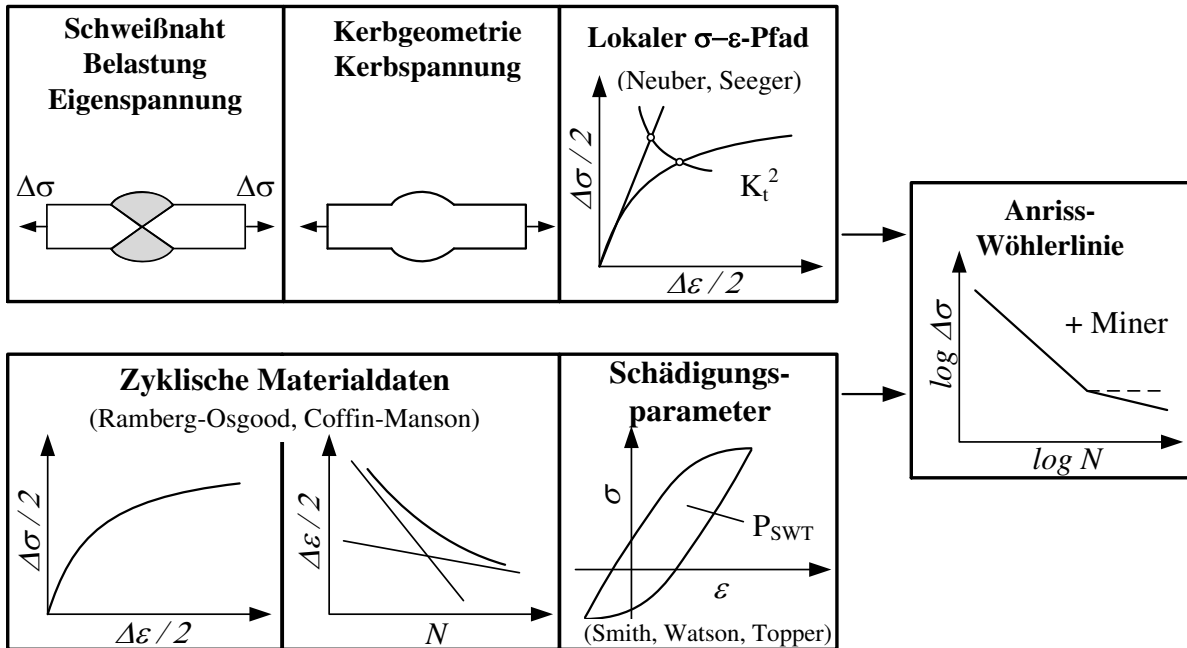


Abb. 2-15. Darstellung des Berechnungsablaufes des Korbdehnungskonzeptes nach Seeger in Anlehnung an Radaj et al. (2006)<sup>74</sup>

Drei Grundbausteine lassen sich für das Konzept zusammenfassen:

1. Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffs
2. Zyklisches Last-Dehnungsverhalten des Bauteils
3. Versagen und Schädigungsverhalten des Werkstoffs

## 2.7.2 Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten des Werkstoffs

Die zyklische Spannungs-Dehnungskurve (ZSDK) beschreibt das elastisch-plastische Spannungs-Dehnungs-Verhalten des Werkstoffs unter Schwingbeanspruchung. Sie ergibt sich bei Verbindung der Extremwerte von Hystereseschleifen aus dehnungsgeregelten Versuchen ungekerbter Proben unter zyklischer Beanspruchung, siehe auch Abb. 2-16.

<sup>74</sup> Radaj et al. (2006), S. 201

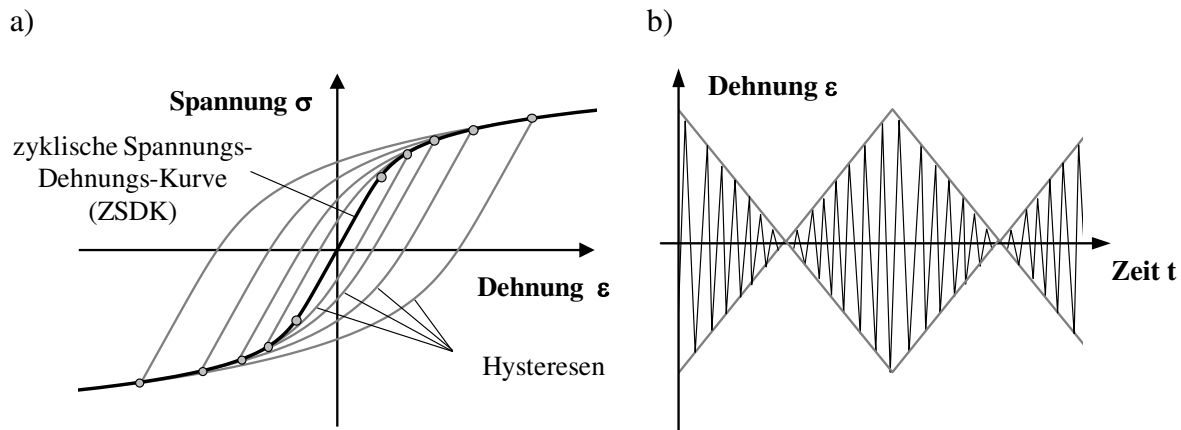


Abb. 2-16. a) Stabilisierte Hysteresen zur Ermittlung der zyklischen Spannungs-Dehnungs-kurve, b) Hystereseschleifen und Dehnungsschwingspiel aus Incremental-Step-Test nach Landgraf et al. (1969)

Die zyklische Spannungs-Dehnungskurve besteht aus einem elastischen und einem plastischen Dehnungsanteil, der mit Hilfe des zweiparametrischen Potenzansatzes von Ramberg und Osgood unter Annahme zyklischer Parameter berechnet werden kann:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.2)$$

mit der Gesamtdehnungsamplitude  $\varepsilon_a$ , der elastischen Dehnungsamplitude  $\varepsilon_{a,el}$ , der plastischen Dehnungsamplitude  $\varepsilon_{a,pl}$ , der Spannungsamplitude  $\sigma_a$ , dem Elastizitätsmodul  $E$ , dem zyklischen Verfestigungskoeffizienten  $K'$  und dem zyklischen Verfestigungsexponenten  $n'$

Die zyklischen Werkstoffkennwerte  $K'$  und  $n'$  können experimentell ermittelt oder aus Versuchsdatensammlungen entnommen werden. Aufgrund der essentiellen Bedeutung der ZSDK für die Werkstoff- und Bauteilschwingfestigkeiten sind experimentelle Methoden, mit denen diese Parameter schnell und mit geringem Aufwand bestimmt werden können, von besonderer Wichtigkeit. Etabliert hat sich der sogenannte Incremental-Step-Test, der es ermöglicht die ZSDK näherungsweise mit nur einer Probe zu bestimmen. Ausgehend von einer Maximaldehnung zwischen 1 und 2 % werden mit jedem Lastwechsel die Maximalwerte leicht verringert bzw. wieder auf den ursprünglichen Maximalwert gesteigert. Um einen stabilisierten Zustand zu erreichen, müssen die einzelnen Belastungsblöcke mehrfach wiederholt werden.

*Rechnerische Abschätzung der zyklischen Materialkennwerte*

Als Alternative können die zyklischen Materialkennwerte rechnerisch mit dem Uniform Material Law nach Bäumel Jr. und Seeger (1990) auf Grundlage des Elastizitätsmoduls  $E$  und der Zugfestigkeit  $R_m$  abgeschätzt werden. Tab. 2-1 fasst die notwendigen Formeln zusammen. Ein großer Vorteil des UML liegt in seiner einfachen Anwendung. Die Formeln sind das Ergebnis einer statistischen Auswertung von 125 Datensets mit etwa 1500 Versuchsergebnissen, die sowohl unlegierte bzw. niedrig legierte Stähle als auch Aluminium- und Titanlegierungen umfassen. Die mit diesen Werten ermittelten Kurven und Parameter sind Mittelwerte, d. h. sie gelten für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{ii} = 50 \%$ .

Tab. 2-1: Angaben zum Uniform Material Law nach Bäumel Jr. und Seeger und modifiziert nach Wächter

UML für unlegierten und niedriglegierten Baustahl		
	Bäumel Jr. und Seeger (1990)	Modifizierung nach Wächter (2016)
$R_m$	400 ... 2 400 N/mm <sup>2</sup>	121 ... 2 296 N/mm <sup>2</sup>
$E$	keine Angabe	206 000 N/mm <sup>2</sup>
$\sigma_f'$	$1,50 \cdot R_m$	$3,1148 \cdot R_m^{0,897}$
$b$	-0,087	-0,097
$\varepsilon_f'$	$0,59 \cdot \psi$	$\min(0,338; 1\,033 \cdot R_m^{-1,235})$
$c$	-0,58	-0,52
$\sigma_D$	$0,45 \cdot R_m$	-
$N_D$	$5 \cdot 10^5$	-
$K'$	$1,65 \cdot R_m$	$\sigma_f' / \varepsilon_f'^{n'}$
$n'$	0,15	0,19
$\Psi$	$\psi = 1,0$ für $R_m / E \leq 3 \cdot 10^{-3}$ $\psi = \left(1,375 - 125 \cdot \frac{R_m}{E}\right) \leq 0$ für $R_m / E > 3 \cdot 10^{-3}$	-

Im Schwerpunkt seiner Dissertation beschäftigte sich Wächter (2016) mit der experimentellen und rechnerischen Ableitung von zyklischen Materialparametern für den Nachweis der Ermüdungsfestigkeit auf Basis des Kerbgrundkonzepts. Der Autor stellt verschiedenste rechnerische Ansätze für metallische Werkstoffe von 1965 bis 2006 zu-

sammen, u. a. auch das UML, und bewertet deren Abschätzungsgüte. Wie bekannt liefert das UML für un- bzw. niedriglegierte Stähle eine hohe Prognosegüte. Wächter verringert die Streuung gerade für die elastischen Anteile und verbessert damit die Vorhersagegenauigkeit. Zum Vergleich wird diese Näherung als vielversprechend mit aufgenommen.

### 2.7.3 Zyklisches Last-Dehnungsverhalten

#### *Spannungs-Dehnungspfad / Masing- und Memory-Verhalten*

Unter der Annahme, dass der Werkstoff in einem zyklisch stabilisierten Zustand vorliegt, werden die Spannungs-Dehnungspfade bei Lastumkehr auf Basis der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve mit Hilfe des Masing- und Memory-Verhaltens beschrieben.

Bei Erstbelastung folgt der Spannungs-Dehnungspfad zunächst der zyklischen Spannungs-Dehnungskurve aus Abb. 2-16. Bei Belastungsumkehr werden nach der Hypothese von Masing die Hysteresenschleifenäste durch eine Verdopplung der Spannungs-Dehnungswerte gemäß Gl. (2.3) beschrieben, siehe auch Abb. 2-17 (a). Durch die Forderung  $\Delta\varepsilon = 2 \cdot \varepsilon$  und  $\Delta\sigma = 2 \cdot \sigma$  ergibt sich für die Beschreibung des Spannungs-Dehnungspfad es ausgehend vom jeweiligen Umkehrpunkt folgende Gleichung

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2 \cdot E} + \left( \frac{\Delta\sigma / 2}{K'} \right)^{\frac{1}{n}}$$

$$\Delta\varepsilon = \frac{\Delta\sigma}{E} + 2 \cdot \left( \frac{\Delta\sigma}{2K'} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2.3)$$

Das Memory-Modell, das auch als Werkstoffgedächtnis bezeichnet wird, beschreibt das zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten bei beliebiger Beanspruchung mit Zyklen veränderlicher Mittelspannung und Amplitude. Es sagt aus, dass nach Schließen einer Hysterese der Spannungs-Dehnungspfad entweder wieder dem früher begonnenen Hystereseast oder der Erstbelastungskurve folgt. Abb. 2-17 (b) zeigt nach Clormann und Seeger (1986) die drei Typen des Werkstoffgedächtnisses

**M1:** Beginnt eine Hysterese auf der ZSDK und wird geschlossen, folgt der Spannungs-Dehnungspfad wieder der ZSDK.

**M2:** Beginnt eine Hysterese auf einem Hystereseschleifenast und wird geschlossen, folgt der Spannungs-Dehnungspfad dem ursprünglichen Hystereseschleifenast.

**M3:** Beginnt ein Hystereseschleifenast auf der ZSDK, dann endet dieser, wenn im gegenüberliegenden Quadranten der Betrag der Spannungen und Dehnungen des Startpunktes erreicht werden.

Dadurch kann ein allgemeiner Spannungs-Dehnungspfad in eine Folge von geschlossenen Hysteresen umgeformt werden, die als einzelne Schwingspiele und somit Schädigungsereignisse anzusehen sind. Bezogen auf die Bauteilebene ist dies oben beschriebene Verhalten auf Werkstoffebene zu übertragen und führt zu einem Bauteilverhalten, das ebenfalls durch Masing und Memory beschrieben werden kann. Der direkte Zusammenhang zwischen Lasthysterese und örtlicher Beanspruchung ermöglicht die schädigungsmäßige Beurteilung der Lebensdauer mit Hilfe des bekannten Rainflow-Zählverfahrens u. a. nach Clormann und Seeger (1986).

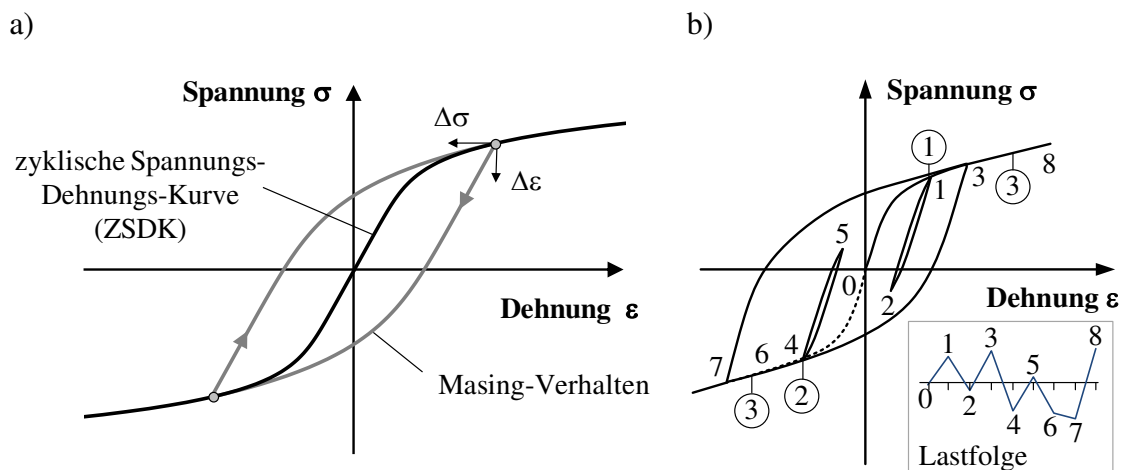


Abb. 2-17. a) Masing-Verhalten und b) Masing- und Memory-Verhalten<sup>75</sup>

#### Funktionsanalytische Bestimmung des Beanspruchungs-Dehnungspfad

Um die Kerbspannungen und -dehnungen anzunähern, kann die Makrostützformel von Neuber herangezogen werden. Mit örtlichem Überschreiten der Fließgrenze im Kerbgrund zeigt sich die Stützwirkung darin, dass die Kerbspannungen  $\sigma_k$  unterproportional und die Kerbdehnungen  $\epsilon_k$  überproportional ansteigen. Dies findet Ausdruck in folgendem Zusammenhang

<sup>75</sup> dargestellt in Clormann und Seeger (1986), S. 66

$$\sigma_k \cdot \varepsilon_k = \sigma_n \cdot \varepsilon_n \cdot K_t^2 = \frac{(\sigma_n \cdot K_t)^2}{E} \quad (2.4)$$

Bei schwingender Beanspruchung kann nun das zyklische Materialgesetz nach Ramberg-Osgood entsprechend Gl. (2.2) in die Näherungsformel eingesetzt werden. Die Lösung für die Kerbspannungsamplitude  $\sigma_a$  ist iterativ zu bestimmen. Abb. 2-18 veranschaulicht die Bestimmung der Beanspruchungskomponenten in der Kerbe als Bestimmung des Schnittpunktes von Neuber-Hyperbel und zyklischem Materialgesetz.

$$\sigma_a \cdot \varepsilon_a = \frac{(\sigma_n \cdot K_t)^2}{E} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma_a}{E} + \left( \frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (2.5)$$

Wenn keine zyklischen Materialparameter vorliegen, können die Parameter  $K'$  und  $n'$  beispielsweise über das Uniform Material Law angenommen werden.

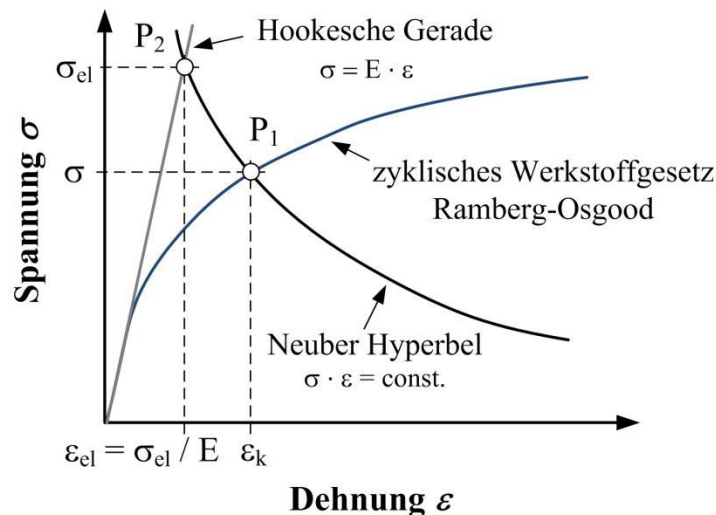


Abb. 2-18. Bestimmung der Beanspruchungskomponenten in der Kerbe mit Hilfe der Neuber-Hyperbel

Trotz weitreichender Möglichkeiten der Finite-Elemente-Methode den Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe im Rahmen einer elastisch-plastischen numerischen Berechnung zu bestimmen, hat sich auch aufgrund ihrer Einfachheit die Neuber-Formel bewährt und ist weit verbreitet. Sie liefert verglichen mit numerischen Berechnungen trotz ihrer eigentlich einschränkenden Annahmen aus der Herleitung (Schubbeanspruchung, elliptische Kerbe) auch für andere Kerbformen und Belastungsarten eine gute Annähe-

nung mit überwiegenden Abweichungen auf der sicheren Seite.<sup>76</sup> Eine wichtige Voraussetzung für eine gute Näherung ist außerdem, dass die Nennspannung eindeutig bestimmbar ist und ein vollplastischer Zustand vermieden wird.<sup>77</sup> Für milde Kerben wird in der Literatur empfohlen, die Formel zu modifizieren, um die Dehnungen nicht zu überschätzen. Eine einfach vorzunehmende und weit verbreitete Anpassung kann nach Sonsino durch ein Halbieren des plastischen Dehnungsanteils  $\varepsilon_{a,pl}$  erfolgen.<sup>78</sup>

#### 2.7.4 Schädigungsverhalten und Versagen des Werkstoffs

##### Dehnungswöhlerlinie

Im Gegensatz zum Nennspannungskonzept, das sich auf den Vergleich mit Spannungswöhlerlinien stützt, werden im Rahmen des Kerbdehnungskonzeptes Dehnungswöhlerlinien benötigt, bei denen als Lebensdauerkriterium die Risseinleitung gilt.

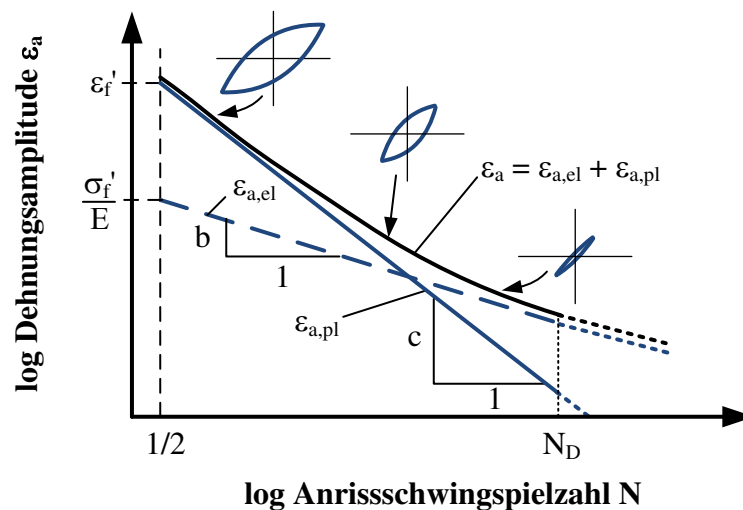


Abb. 2-19. Darstellung der Dehnungswöhlerlinie<sup>79</sup> mit einer Zuordnung der Erscheinungsform der jeweiligen Hystereseschleife<sup>80</sup>

Sie können durch den am meisten verwendeten vierparametrischen Ansatz nach Manson, Coffin und Morrow beschrieben werden:

<sup>76</sup> Seeger (1996), S. 66

<sup>77</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 174

<sup>78</sup> beschrieben in Radaj et al. (2006), S. 208 f.

<sup>79</sup> dargestellt in Radaj und Vormwald (2007), S. 39

<sup>80</sup> dargestellt in Bannantine et al. (1990), S. 61

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2 \cdot N)^b + \varepsilon'_f \cdot (2 \cdot N)^c \quad (N \leq N_D) \quad (2.6)$$

mit dem Schwingfestigkeitskoeffizient  $\sigma'_f$ , dem zyklischen Duktilitätskoeffizienten  $\varepsilon'_f$ , dem Schwingfestigkeitsexponenten  $b$ , dem Duktilitätsexponenten  $c$ , dem Elastizitätsmodul  $E$ , der Schwingspielzahl  $N$  bis zum Anriss und der Schwingspielzahl  $N_D$  der technischen Dauerfestigkeit

Die Dehnungs-Wöhlerlinie, exemplarisch dargestellt in Abb. 2-19, ist eine additive Überlagerung der elastischen und plastischen Dehnungsamplitude. Die beiden Exponenten  $b$  und  $c$  drücken die Neigung der Wöhlerlinie für  $\varepsilon_{a,el}$  bzw.  $\varepsilon_{a,pl}$  aus.

### Schädigungsparameter

Sind Schwingbeanspruchungen mit konstanten Spannungs- und Dehnungsamplituden nicht mehr rein wechselnd, sondern liegen Mittelspannungen  $\sigma_m$  bzw. Mitteldehnungen  $\varepsilon_m$  vor, ist für das Versagen nicht nur die Ausprägung der Hysterese, sondern auch die Mittelspannung bestimmend. Eine Mittelspannung im Zugbereich wirkt sich verringernd auf die Anrisschwingspielzahl  $N_i$  aus, wohingegen eine Mittelspannung im Druckbereich die Anrisslebensdauer verlängert. Um den Einfluss der Mittelspannung auf den Verlauf der Dehnungswöhlerlinie für Risseinleitung zu erfassen, werden der Schädigungsparameter und die zugehörige Schädigungs-Wöhlerlinie definiert. Der Schädigungsparameter dient der Umwandlung einer Hystereseschleife mit von Null verschiedener Mittelspannung in eine schädigungsgleiche mittelspannungsfreie Hysterese. Um den Einfluss der Mittelspannung auf die Lebensdauer zu berücksichtigen, findet der Schädigungsparameter  $P_{SWT}$  nach Smith, Watson und Topper am häufigsten Anwendung. Demnach gelten nach Gl. (2.7) die Oberspannung  $\sigma_o$  und die Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  eines Zyklus als schädigungswirksam.

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} = \sqrt{\sigma_{\max} \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (2.7)$$

Die zugehörige Schädigungsparameter-Wöhlerlinie für Risseinleitung, die in Abb. 2-20 grafisch dargestellt ist, ergibt sich aus der Dehnungswöhlerlinie nach Gl. (2.6)

$$P_{SWT}(N) = \sqrt{(\sigma'_f)^2 \cdot (2N)^{2b} + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \quad \text{für } N < N_D \quad (2.8)$$



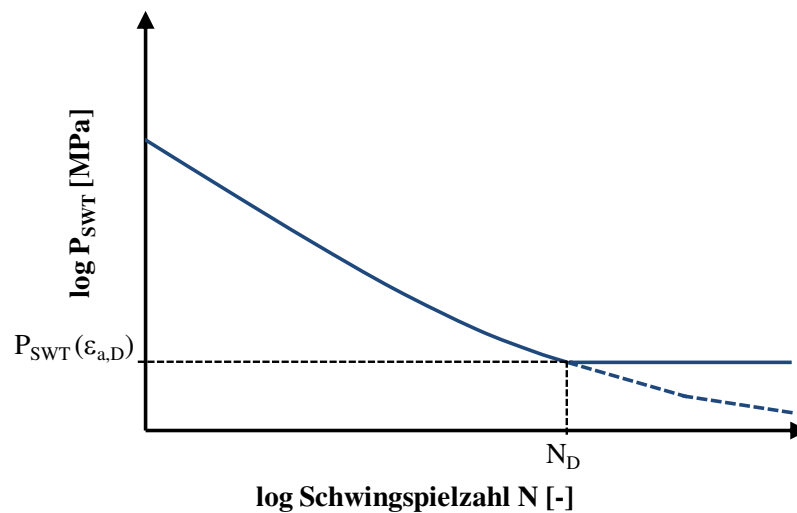


Abb. 2-20. Schädigungsparameter- bzw.  $P_{SWT}$ -Wöhlerlinie

In der Literatur werden Schwächen des Ansatzes nach Smith, Watson und Topper diskutiert. Nach Radaj und Vormwald (2007) wird insbesondere für hochfeste Stähle der positive Einfluss von Druckmittelspannungen mit einer Mittelspannungsempfindlichkeit  $M > 0,4$  überbewertet und führt damit zu nicht konservativen Ergebnissen.<sup>81</sup> Weiterhin wird gemäß Ince und Glinka (2011) auf Basis der Untersuchungen von Koh und Stephens (1991) an hochfesten Stählen der Einfluss der Mittelspannungsrelaxation bei hohen Gesamtdehnungsamplituden  $> 0,5\%$  im Bereich der Kurzzeitfestigkeit unterschätzt und führt damit zu konservativen Ergebnissen für die Lebensdauer.<sup>82</sup>

In neueren Ansätzen u. a. nach Haibach und Lehrke oder Vormwald, wird der Schädigungsparameter  $P$  auf Basis von Rissöffnungs- und Riss-schließmechanismen kurzer Risse im elastisch-plastisch beanspruchten Werkstoff abgeleitet.<sup>83,84</sup> Aufgrund der bruchmechanischen Ableitung ist es mit diesen Ansätzen möglich, neben den Einflüssen aus Mittelspannung auch Reihenfolgeeffekte zu berücksichtigen, ohne zusätzliche experimentelle Versuche durchführen zu müssen. Die explizite Angabe einer Schädigungsparameter-Wöhlerlinie ist allerdings nicht möglich.

<sup>81</sup> Radaj und Vormwald (2007), S. 312

<sup>82</sup> Ince und Glinka (2011), S. 856

<sup>83</sup> zusammengefasst in Haibach (2006), S. 388

<sup>84</sup> zusammengefasst in Radaj und Vormwald (2007), S. 526 ff.

### Schadensakkumulation

Um die Wirkung veränderlicher, einachsiger Beanspruchungsamplituden auf die Betriebslebensdauer zu bewerten, wird die Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner angewendet. Wie oben bereits beschrieben, wird in dieser Schädigungsbewertung angenommen, dass jede geschlossene Hystereseschleife des zuvor berechneten Spannungs-Dehnungspfads in der Kerbe einen Beitrag zur Schädigung leistet. Effekte aus der Beanspruchungsreihenfolge bleiben bezüglich ihrer Auswirkung auf die Lebensdauer unberücksichtigt.

Aus diesem Grund werden für jede Hystereseschleife die Schädigungsparameter  $P_{SWT}$  nach Gl. (2.7) bestimmt. Dazu müssen die Spannungsamplitude  $\sigma_a$ , die Dehnungsamplitude  $\varepsilon_a$  sowie die Mittelspannung  $\sigma_m$  für jede Hystereseschleife aus dem örtlichen Spannungs-Dehnungspfad abgegriffen werden. Anschließend kann aus der Schädigungsparameter-Wöhlerlinie die zugehörige Anrisschwingspielzahl  $N_i$  festgestellt werden. Für jeden Zyklus beträgt die Teilschädigung  $D_i$  bis zur Risseinleitung

$$D_i = \frac{1}{N_i} \quad (2.9)$$

Die Gesamtschädigung  $D$  ergibt sich nach der linearen Schadensakkumulation nach Palmgren und Miner durch die Summe der Teilschädigungen, die den Wert 1 bis zur Risseinleitung erreicht.

$$D = \sum_{i=1}^{n_i} \frac{n_i}{N_i} \quad (2.10)$$

## 2.8 Rissfortschrittskonzept – Lebensdauer vom Anriss bis zum Bruch

Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit und Betriebslebensdauer nach dem Kerbdehnungskonzept ist auf die Einleitung eines technischen Anrisses beschränkt. Das Rissfortschrittskonzept kann in diesen Fällen als eine sinnvolle Ergänzung des vorherigen Bewertungsverfahrens angesehen werden, um die unter zyklischer Belastung daran anschließende Phase des stabilen Risswachstums zu beschreiben. Durch die Berechnung des Rissfortschritts von der Anfangsrissgröße bis zur kritischen Endrissgröße wird die Rissfortschrittslebensdauer bestimmt.

Das Rissfortschrittskonzept, auch als K-Konzept bezeichnet, besteht aus zwei Bausteinen:

1. Beschreibung der Gegebenheiten in unmittelbarer Umgebung der Rissspitze durch die technische Bruchmechanik
2. Beschreibung des Rissfortschritts unter zyklischer Belastung mit Hilfe von Rissfortschrittsgleichungen

Die Grundlagen der technischen Bruchmechanik sind u. a. in Heckel (1991), Gross und Seelig (2007) und Richard und Sander (2012) mit Blick auf die praktische Anwendung erläutert. Für weiterführende Informationen wird daher auf diese Literatur verwiesen.

### *Baustein 1: Modellierung des Risses*

Risse sind lokale Trennungen einer Struktur, deren Kerbradius  $\rho$  an der Rissspitze gegen null tendiert und die damit den Kraftfluss erheblich stören. Unendlich hohe Spannungen an der Rissspitze, d. h. eine mathematische Singularität, sind die Folge. Da diese zur Beschreibung der Beanspruchung unbrauchbar ist, wird in der linear-elastischen Bruchmechanik der Spannungsintensitätsfaktor  $K$  definiert. Neben der Beschreibung der Intensität des singulären Spannungsfeldes ist er gleichzeitig ein Maß für die Größe der Verschiebungen in der Rissumgebung und abhängig von

- der äußeren Belastung, eingeteilt in sogenannte Belastungsmoden der Rissgeometrie, Risslänge bzw. –tiefe
- der Lage und Anordnung der Risse im Bauteil, der Bauteilgeometrie
- Art und Stelle der Lasteinleitung

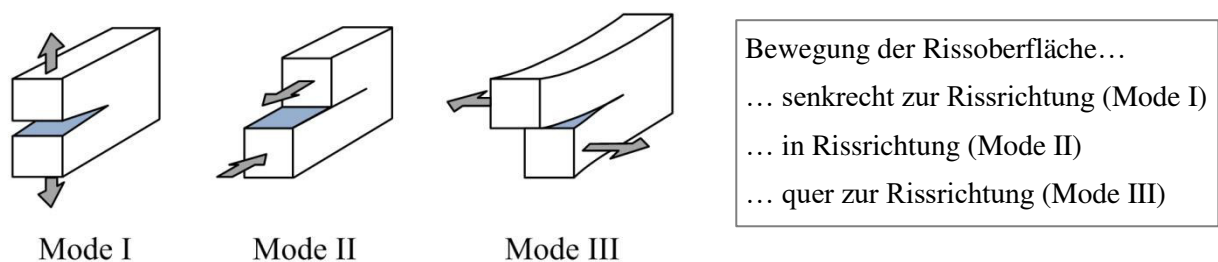


Abb. 2-21. Belastungsmoden I bis III

Durch die drei grundlegenden Belastungsmoden nach Abb. 2-21 wird die Bewegung der Rissoberflächen zueinander beschrieben. Der Belastungsmodus I umfasst alle Normalbeanspruchungen, die ein Öffnen des Risses bewirken. Er ist bei zug- und biegebean-

spruchten Bauteilen häufig der Fall. Der Ermüdungsriss wächst hier senkrecht zur auftretenden Normalspannung. Dies ist der Belastungsmodus mit der größten Relevanz für die praktische Anwendung.

Für grundlegende Rissprobleme kann der Spannungsintensitätsfaktor anhand von Formeln analytisch berechnet werden.

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I \quad \text{Dimension: Kraft / Länge}^{3/2} \quad (2.11)$$

Die Spannung  $\sigma$  wird aus der Belastung des Bauteils berechnet. Die Rissgeometrie wird durch die Risslänge bzw. -tiefe  $a$  ausgedrückt. Die Risslage, die Geometrie des Bauteils und lokale Spannungskonzentrationen werden durch die Korrekturfunktion  $Y_I$  berücksichtigt.

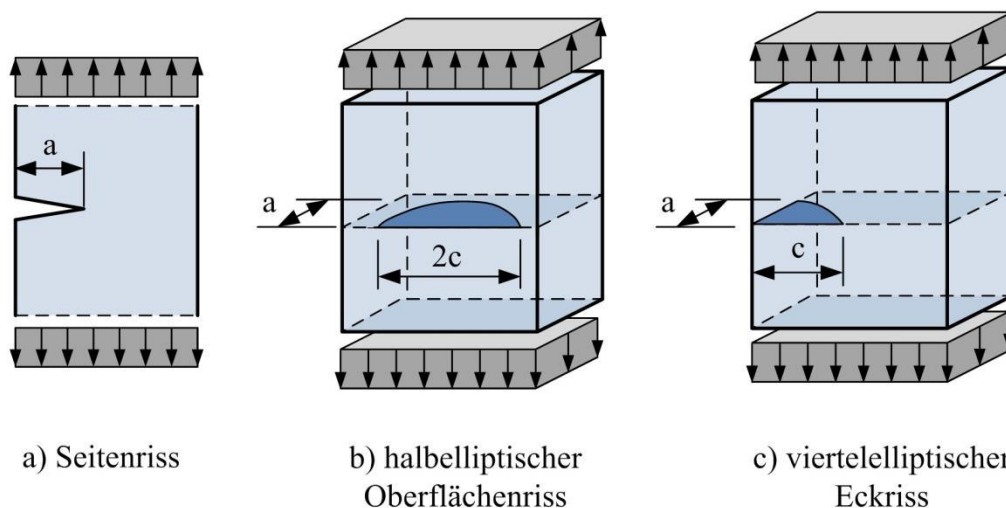


Abb. 2-22. Rissmodelle für Oberflächenrisse

Exemplarisch sind in Abb. 2-22 drei typische Risskonfigurationen für Oberflächenrisse dargestellt. Eine sehr einfache Form ist der einseitige Seitenriss in Abb. 2-22 a) in einer endlich breiten Platte unter Zugbelastung nach FKM-Richtlinie (2001).<sup>85</sup> Ein Fortschreiten des Risses wird mit diesem Ansatz lediglich in Breiten- oder Tiefenrichtung angenommen. Beim halbelliptischen bzw. viertelelliptischen Oberflächenanriss nach Newman und Raju (1981) in Abb. 2-22 b) und c) ebenfalls unter Zugbelastung wird ein Risswachstum sowohl in Tiefen- als auch in Breitenrichtung berücksichtigt. Mit den

<sup>85</sup> FKM-Richtlinie (2001), S. 186, Abschnitt 7.4.2.1.2

Rissmodellen der Abb. 2-23 kann die Spannungsintensität an inneren Defekten beschrieben werden. Die zugehörigen Formeln zur Bestimmung des jeweiligen Spannungsintensitätsfaktors können der Literatur entnommen werden.

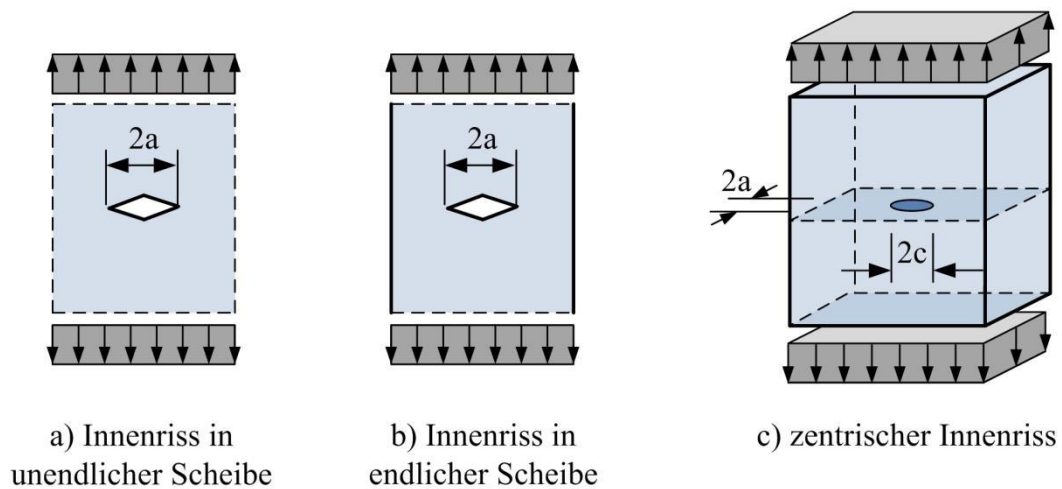


Abb. 2-23. Rissmodelle für Proben mit inneren Defekten

### Baustein 2: Beschreibung des Rissfortschritts über eine Risswachstumsgleichung

Unter schwingender Belastung wachsen Risse auch unterhalb der statischen bruchmechanischen Kennwerte wie z. B. der Bruchzähigkeit  $K_C$  weiter an. Wenn der Schwellenwert  $\Delta K_{I,th}$  des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors überschritten ist (Bereich I in Abb. 2-24), erfolgt zunächst eine Phase des stabilen Rissfortschritts, die je nach Lastniveau langsam und über mehrere tausend Lastwechsel andauert (Bereich II). Mit Erreichen einer kritischen Rissgröße nimmt die Risswachstumsgeschwindigkeit deutlich zu: Der Riss wächst instabil, bis das Bauteil durch Gewaltbruchs versagt (Bereich III).

Mit zeitlich veränderlicher Belastung wird auch das Spannungsfeld an der Rissspitze zeitlich veränderlich. Abgebildet durch den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor  $\Delta K$  stehen die Risswachstumsgeschwindigkeit  $da/dN$  und das Spannungsfeld an der Rissspitze in einem werkstoffabhängigen Zusammenhang, der allgemein über die Form  $da/dN = f(\Delta K, R)$  beschrieben wird. Dabei ist  $R$  das Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung.

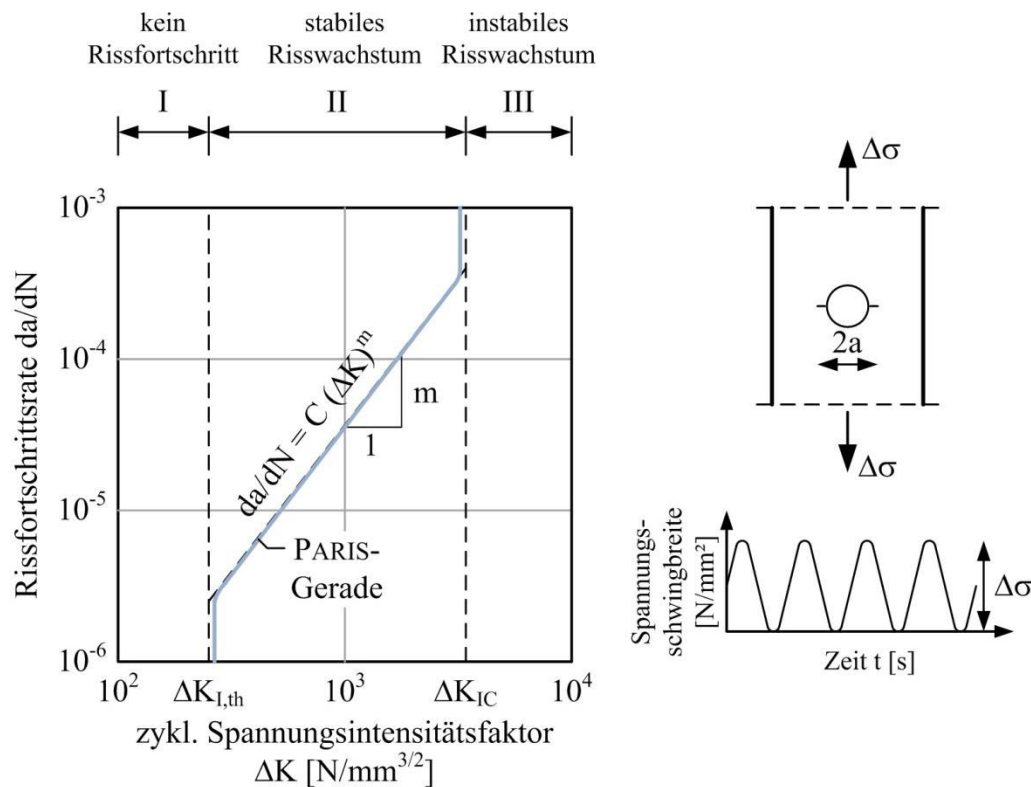


Abb. 2-24. Rissfortschrittsrate unter zyklischer Belastung in doppeltlogarithmischer Darstellung<sup>86</sup>

Die sogenannte Paris-Gerade nach Gl. (2.12) beschreibt den Bereich II in Abb. 2-24 für ein Spannungsverhältnis  $R = 0$  exakt, die Bereiche I und III können nicht abgebildet werden. Besonders im Bereich hoher Lastwechselzahlen und geringer Spannungsschwingbreiten, bei denen also die zyklischen Spannungsintensitäten im Bereich des Schwellenwertes liegen, führt nach Richard und Sander (2012) die Beziehung nach Paris und Erdogan zu sehr konservativen Ergebnissen.

$$da / dN = C \cdot \Delta K^m \quad (2.12)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (2.13)$$

Daher wurden weitere Gesetze wie zum Beispiel nach Forman und Mettu oder Erdogan und Ratwani abgeleitet, die diese Bereiche durch Berücksichtigung weiterer Einflussfaktoren besser abbilden. Für ein vertieftes Studium weiterer Risswachstumsgleichungen wird auf die Grundlagenliteratur verwiesen, z. B. auf Radaj und Vormwald (2007) oder Richard und Sander (2012). Bei konstanter Amplitude, einem Spannungsverhältnis

<sup>86</sup> dargestellt in Radaj und Vormwald (2007), S. 365

$R = 0,1$  und Lebensdauern überwiegend im Zeitfestigkeitsbereich eignet sich für die Beschreibung des Risswachstums mit hinreichender Genauigkeit die Beziehung nach Paris und Erdogan.

Zur Nachrechnung der Schwingversuche, die mit konstanter Amplitude durchgeführt wurden, kann die Schwingspielzahl durch Integration der Gl. (2.12) ermittelt werden.

$$N = \int_{a_0}^{a_{\text{krit}}} \frac{1}{C \cdot \Delta K^m} da \quad (2.14)$$

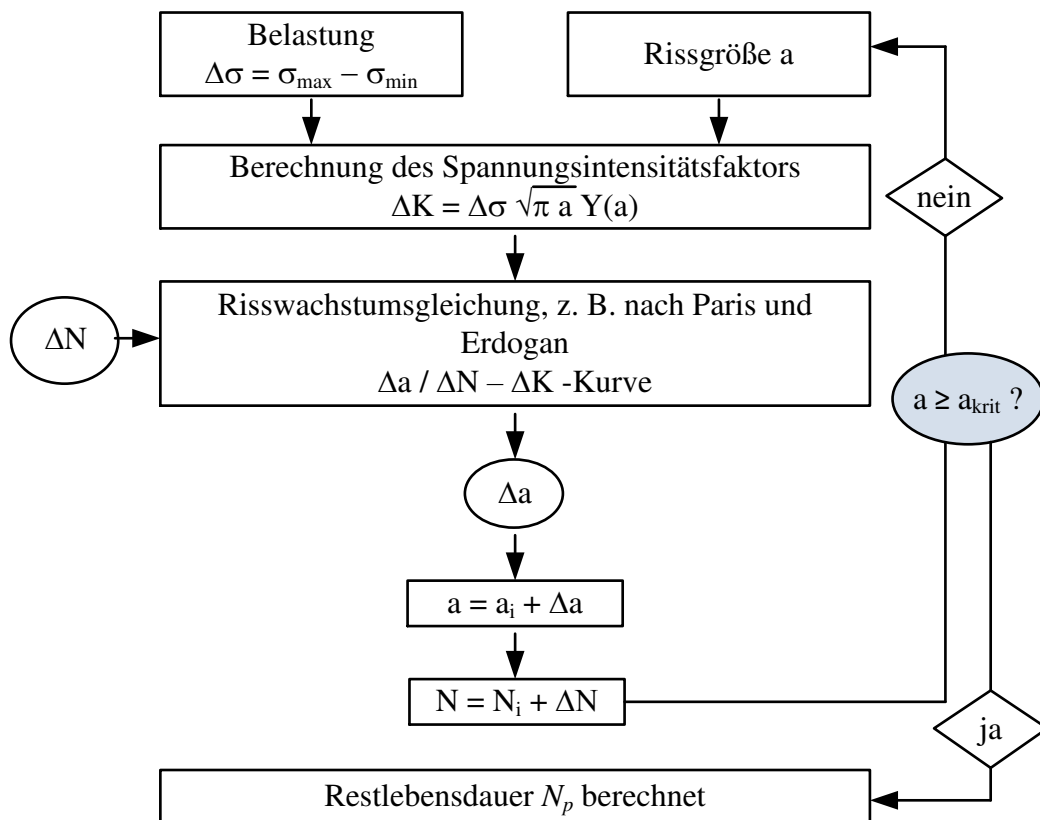


Abb. 2-25. Berechnung der Restlebensdauer durch numerische Integration<sup>87</sup>

Für einfache Rissgeometrien, z. B. für eine unendliche Scheibe mit durchgängigem Innenriss mit der Korrekturfunktion  $Y = 1$ , ist das Integral geschlossen lösbar. Für komplexere Gleichungen des Spannungsintensitätsfaktors ist  $\Delta K$  numerisch zu integrieren. Der Berechnungsablauf ist in Abb. 2-25 dargestellt.

<sup>87</sup> DVS-Merkblatt 2401, S. 143

Die Parameter  $C$  und  $m$  sind werkstoffabhängige Kennwerte, die die Lage und Steigung der Rissfortschrittsgeraden im Diagramm mit doppeltlogarithmischem Maßstab bestimmen. Für Baustahl ist in der Literatur eine Vielzahl von experimentell ermittelten Daten zu finden. Auch in Richtlinien des IIW oder des FKM sind Werte für die Paris-Konstanten  $m$  und  $C$  veröffentlicht.<sup>88,89</sup> Mit zunehmenden Werten für  $m$  steigt die Rissfortschrittsrate, d. h. geringere Schwingspielzahlen werden berechnet. Dies wirkt sich besonders in der frühen Rissfortschrittsphase aus.

Gurney (1979) fasste Versuchsdaten zusammen, wertete diese aus und entwickelte abschließend eine lineare Abhängigkeit zwischen  $C$  und  $m$ , die die besten Übereinstimmungen lieferte. Folgende Gleichung kann angesetzt werden

$$C = \frac{1,315 \cdot 10^{-4}}{895,4^m} \quad (2.15)$$

Für martensitische Stähle wird  $m = 2,25$ , für ferritische und perlitische Stähle  $m = 3,0$  und für austenitische Stähle  $m = 3,25$  vorgeschlagen.

Tab. 2-2: Materialeigenschaften für Baustahl

Quelle	$C$ [Nmm <sup>-3/2</sup> ]	$m$ [-]	$K_{th}$ [Nmm <sup>-3/2</sup> ]
IIW-Richtlinie (2016)	$5,21 \cdot 10^{-13}$	3,0	170-214 · R
DNV-OS-J101, $P_{\bar{u}} = 50\%$ , an Luft	$1,1 \cdot 10^{-13}$	3,1	79,1
DNV-OS-J101, $P_{\bar{u}} = 97,7\%$ , an Luft	$3,3 \cdot 10^{-13}$	3,1	79,1
Gurney (1979), gemäß Gl. (2.15)	$1,83 \cdot 10^{-13}$	3,0	222,7

Es sei angemerkt, dass beim Vergleich mit experimentell ermittelten Schwingspielzahlen darauf zu achten ist, dass die Mittelwerte der Werkstoffkonstanten, also für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$ , für die Berechnung angesetzt werden. Da gemäß DNV-OS-J101 diese Werte explizit angegeben sind, wurden sie in den durchgeführten Rissfortschrittsberechnungen angesetzt.

<sup>88</sup> siehe IIW-Richtlinie (2016), S. 73

<sup>89</sup> siehe FKM-Richtlinie (2001), S. 148 ff.



### **3 Versuchsprogramm und Charakterisierung der Stumpfnähte im Ausgangszustand**

#### **3.1 Probenherstellung**

##### **3.1.1 Beschreibung des Versuchsprogramms**

Um die Einflüsse aus der Fertigung auf die Ermüdungsfestigkeit beurteilen zu können, ist eine detaillierte Kenntnis der Fertigungsbedingungen erforderlich. Aus diesem Grund wird im Folgenden ausführlich auf die Herstellung der Schweißproben, die für die Schwingprüfung herangezogen wurden, eingegangen. Eine detaillierte Darstellung der Versuche ist den Abschlussberichten der Forschungsprojekte „Ökologische und ökonomische Hochleistungsfügetechniken für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen – OPTIWELD“ und „Prozesssicheres und leistungsstarkes Fügen von hochfesten Feinkornbaustählen durch ein Hybridschweißverfahren mit integrierter Vorwärmung – DOVOR“ zu entnehmen. Darüber hinaus fließen die Versuchsergebnisse des Projektes „Nutzung des Leichtbaupotentials von hochfesten Stahlwerkstoffen für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen durch den Einsatz von Hochleistungsfügetechniken“ mit in die Zusammenstellung der Versuche ein. Die Versuchsreihen werden übergreifend in diesem Kapitel zusammengefasst und bewertet. Sie stellen die experimentelle Grundlage für die weiterführenden theoretischen Untersuchungen dar. Im Weiteren wird auf die Herstellung der Probekörper, die Beurteilung der Nahtqualität und auf die Durchführung sowie Auswertung der Ergebnisse eingegangen.

##### **3.1.2 Werkstoffe**

Eine Übersicht der betrachteten Bau- und Feinkornbaustähle ist in Tab. 3-1 zusammengestellt. Die Daten wurden entweder aus den Prüfzeugnissen der Hersteller entnommen oder wurden im Rahmen der Projektbearbeitung ermittelt. Weiterhin wurde auf Grundlage des STAHL-EISEN-Werkstoffblatt (SEW) 088 bei einem Wärmeeinbringen von  $Q = 1,35 \text{ kJ/mm}$  und bei Berücksichtigung eines Wasserstoffgehalts von  $5 \text{ cm}^3/100 \text{ g}$  (niedrig) die Mindestvorwärmtemperatur ermittelt. Die verwendeten Schweißzusatzwerkstoffe sind in Tab. 3-2 zusammengestellt.

Tab. 3-1: Eigenschaften der untersuchten Bau- und Feinkornbaustähle  
(n. e. - nicht ermittelt; k. A. - keine Angabe)

Mat ID	Bezeichnung	Blechdicke [mm]	Kohlenstoff [%]	Kohlenstoffäqu. [%]	Vorwärmtemperatur [°C]	Streckgrenze [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]	Härte HV [-]	Kerbschlagarbeit [J]
1	S355J2+N <sup>a</sup>	20	0,161	0,42	56	382	539	165 HV2	178 (T <sub>p</sub> = -20°C)
2	S355J2+N <sup>a</sup>	30	0,130	0,38	62	369	514	k. A.	231 (T <sub>p</sub> = -20°C)
3	S355J2+N <sup>b</sup>	20	0,172	0,44	72	348	492	155 HV2	k. A.
4	S460M <sup>b</sup>	30	0,027	0,33	n. e.	497	530	204 HV10	374 (T <sub>p</sub> = 0°C)
5	S690QL <sup>b</sup>	15	0,130	0,48	42	755	805	270 HV1	k. A.
6	S690Q <sup>b</sup>	30	0,154	0,45	77	750	865	271 HV10	220 (T <sub>p</sub> = 0°C)
7	S700M <sup>b</sup>	30	0,035	0,39	n. e.	700	800	251 HV10	309 (T <sub>p</sub> = 0°C)
8	X70 <sup>a</sup>	13,2	0,032	0,32	n. e.	528	564	175 HV1	460 (T <sub>p</sub> = -10°C)

<sup>a</sup> gemäß Herstellerangaben im Prüfzeugnis

<sup>b</sup> durch Projektpartner ermittelt

Tab. 3-2: Verwendete Schweißzusatzwerkstoffe

Zusatz ID	Art	Bezeichnung	Draht-Ø [mm]	Fließgrenze / Zugfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]
1	Pulver	DIN EN ISO 14174 SA AB 1 68 AC H5	-	> 380 /
2	Massivdraht	DIN EN ISO 14171 S2	3 und 4	510 - 610
3	Pulver	DIN EN ISO 14174 SA AB 1 67 AC H5	-	> 430 /
4	Massivdraht	DIN EN ISO 14171 S3	3	530 - 630
5	Massivdraht	DIN EN 16384-A G 55 6 M Mn3Ni1Mo (Böhler NiMo 1-IG)	1,2	620 / 700
6	Massivdraht	DIN EN 16384-A G 69 5 M Mn4Ni1,5CrMo (Union NiMoCr)	1,2	720 / 780
7	Massivdraht	DIN EN 16384-A G Mn3Ni1CrMo (CastoMag 45257)	1,2	690 / 790

### 3.1.3 Versuchsserien

Die oben genannten Forschungsvorhaben beinhalten umfangreiche Ermüdungsversuche im Zeitfestigkeitsbereich. Insgesamt 144 Schwingversuche werden zusammen betrachtet und nach Möglichkeit verglichen. UP-geschweißte Proben dienen als Referenz und werden Proben gegenübergestellt, die mit einer Verfahrenskombination aus NVEBW

und UP bzw. auch hybrid mit Laser-MSG geschweißt wurden. Dabei wurden neben herkömmlichem Baustahl S355 auch höherfeste Feinkornbaustähle X70, S690 und S700 eingesetzt.

Tab. 3-3: Übersicht über die durchgeführten Wöhler-Versuche

Serien-Nr.	Mat ID	Zusatz ID	Schweißverfahren	Probekörper		Zuordnung zum Projekt* Anmerkung
				Form	Anzahl	
1	1	1, 2	Mehrlagen-UP	A	15	OPTIWELD
2	2	1, 2	Mehrlagen-UP	A	16	OPTIWELD
3	3	NVEBW: - UP: 1, 2	NVEBW+UP	A	13	OPTIWELD
4	6	NVEBW: 7 UP: 3, 4	NVEBW+UP	B	8	“Nutzung des Leichtbaupotentials...”
5	7	NVEBW: 7 UP: 3, 4	NVEBW+UP	B	12	“Nutzung des Leichtbaupotentials...”
6	7	NVEBW: 7 UP: 3, 4	NVEBW+UP	B	10	“Nutzung des Leichtbaupotentials...” Stichversuche mit einer Nachbehandlung durch PIT
7	4	NVEBW: 7 UP: 3, 4	NVEBW+UP	B	4	“Nutzung des Leichtbaupotentials...” Stichversuche
8	8	5	MSG-Laser	C	21	DOVOR Stichversuche, Variation der Vorwärmtemperatur
9	5	6	MSG-Laser	D	21	DOVOR Variation der Vorwärmtemperatur
10	5	-	Grundmaterial	D	8	DOVOR

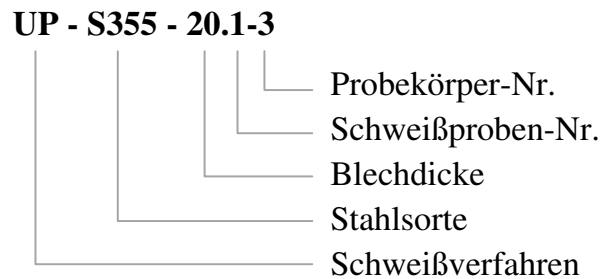
\*Weitere Informationen zu den jeweiligen Projekten sind auf S. 1 zusammengefasst.

Tab. 3-3 fasst die Versuchsreihen zusammen. Mit der Versuchsserie 6 wurden die Nahtübergänge nach dem Schweißen durch hochfrequentes, pneumatisches Hämmern (PIT) nachbehandelt, um die Ermüdungsfestigkeit zu steigern. Gerade für höherfeste Feinkornbaustähle bietet diese Art der Schweißnahtnachbehandlung die Möglichkeit, die Festigkeitsvorteile des Grundmaterials auch für die Ermüdungsfestigkeit zu nutzen. In jüngerer Vergangenheit haben zahlreiche Projekte die positive Wirkung dieses zusätzlichen Arbeitsschrittes gezeigt. Deshalb wurden auch hier einige Proben nachbehandelt. Da diese Proben innere Unregelmäßigkeiten aufwiesen, wurden mit Ausnahme von zwei Versuchen innere Schweißdefekte für ein Versagen maßgebend.



### 3.1.4 Bezeichnung der Prüfkörper

Um eine eindeutige Zuordnung der Einzelproben zu ihren Versuchsreihen zu ermöglichen, werden die Prüfkörper wie folgt bezeichnet:



### 3.1.5 Abmessungen der Prüfkörper

Im Gegensatz zur Prüfkörpergeometrie für die Durchführung von quasi-statischen Zugversuchen sind die Abmessungen für Schwingproben nicht normativ geregelt. Auch die 2016 erschienene DIN 50100 gibt keine genaue Abmessung für die Prüfkörper vor. Die Wahl der Geometrie ist individuell möglich.

Für Zugversuche am Grundmaterial ist die Prüfkörpergeometrie nach DIN EN ISO 6892-1 definiert, um die Ermittlung der Festigkeits- und Verformungseigenschaften einheitlich zu gewährleisten. Werden diese Anforderungen auf die Abmessungen von Probekörpern für Schwingprüfungen linear skaliert übertragen, führt dies bei großen Blechdicken und Prüfung am Gesamtquerschnitt zu sehr großen Proben mit sehr großen Prüfquerschnitten, die bei hoher Maximallast herkömmliche Prüfmaschinen an ihre Grenzen führen.

Aufgrund der veränderten Fragestellung des Schwingversuchs gegenüber der eines Zugversuchs ist eine Orientierung im Hinblick auf die Walzrichtung der Probekörperabmessung nicht zwingend notwendig und kann entfallen. Durch die DIN EN ISO 4136 werden für statische Querzugversuche an Schweißproben im Rahmen der Schweißverfahrensprüfung Abmessungen vorgegeben. Diese führen aber bei großen Blechdicken zu einem unausgewogenen Verhältnis der Querschnittsabmessungen. Die Proben werden im Verhältnis zur Blechdicke sehr schmal und kurz.

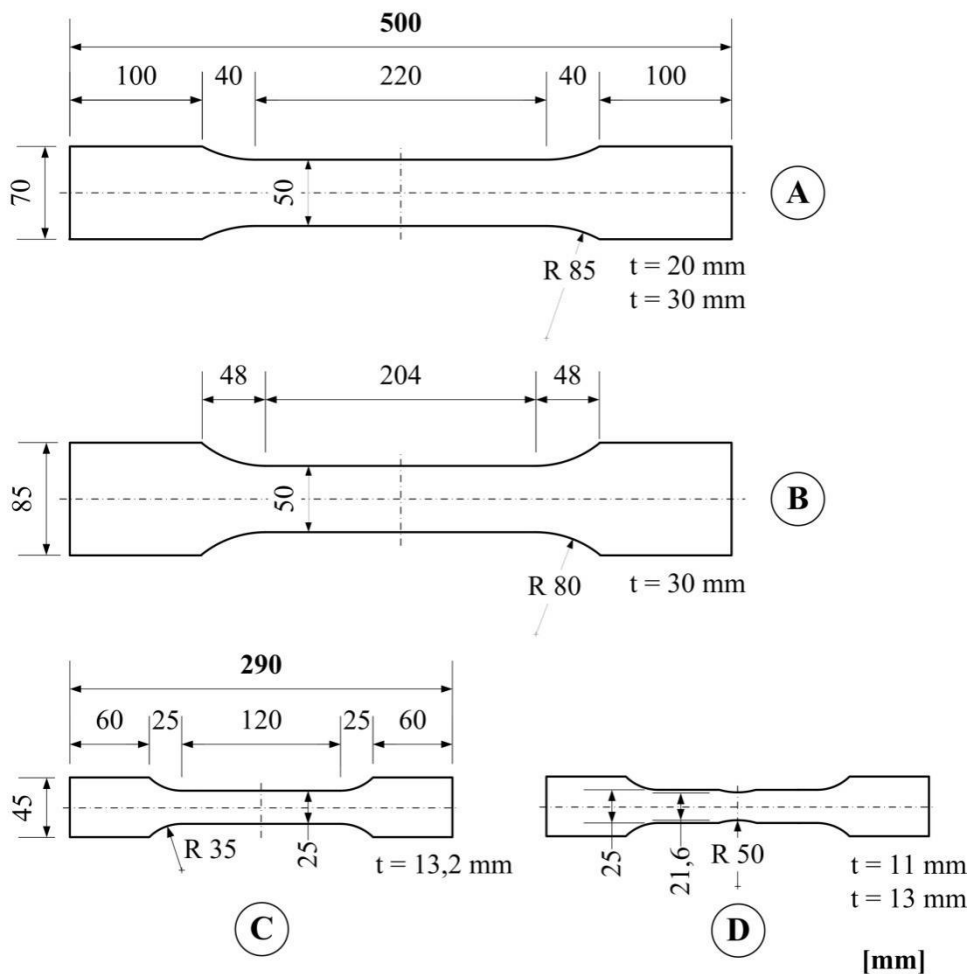


Abb. 3-1. Prüfkörpergeometrie für die Schwingprüfung

Der Wunsch nach einer Vergleichbarkeit der durchgeführten Ermüdungsversuche führt zu der Frage nach einer Vereinheitlichung der Probekörpergeometrie, deren Herstellung sowie der Prüfdurchführung selbst. Die Datensammlung des Forschungsheftes FKM Nr. 217 (1996) geht dieser Fragestellung nach. Die Angaben dort sowie der Grundgedanke ausgewogener und an die eigenen Prüfbedingungen abgestimmte Abmessungen führten zu den in Abb. 3-1 dargestellten Probekörperdimensionen. Der Unterschied zwischen Prüfkörperform A und B besteht allein in einem breiteren Einspannbereich zur Sicherstellung der hydraulischen Klemmung. Probenform C und D wurde für die Proben mit geringerer Blechdicke gewählt. Wobei die Form D für die abgefrästen Nahtverbindungen gewählt wurde, um ein Versagen im Bereich der Schweißnaht zu provozieren.

### 3.1.6 Herstellung der Schweißproben

Die Proben der Serie 1 und 2 repräsentieren die konventionelle Fertigung großvolumiger Stahlstrukturen und dienen als Referenz für die nachfolgenden Prüfserien. Die Schweißproben wurden daher unter realen Randbedingungen mehrlagig UP-geschweißt. Angefangen bei der Nahtvorbereitung bis hin zu Qualitätsprüfung erfolgten alle Fertigungsschritte beim Stahlrohrturmhersteller.<sup>90</sup> Für die alternativen Verfahren, NVEBW und MSG-Laser-Hybridschweißen, ist zunächst der Schweißprozess für die untersuchten Werkstoffe und Blechdicken zu modifizieren. Zahlreiche Untersuchungen zur optimalen Einstellung der Prozessparameter für die jeweilige Schweißaufgabe wurden durch die Forschungspartner durchgeführt. Die Entwicklungen zum Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre wurden am Institut für Werkstoffkunde der Leibniz Universität Hannover durchgeführt. Das MSG-Laser-Hybridschweißen war Gegenstand der Forschung am Laser Zentrum Hannover. War die Schweißprozessentwicklung abgeschlossen und lieferte reproduzierbar hochwertige Fügeergebnisse, wurden aus Proben größerer Abmessungen mit Schweißnahtlängen  $l_s$  von 350 bis 700 mm 4 bis 8 Kleinprüfkörper für die Schwingprüfung gefertigt.

#### *Nahtvorbereitung und Schweißfolge*

Grundsätzlich orientieren sich die Nahtvorbereitung und die Schweißfolge an den Erfordernissen des jeweils angewendeten Schweißverfahrens. Bei der Entwicklung der alternativen Verfahren steht im Vordergrund, die Nahtvorbereitung auf ein Minimum zu reduzieren und dadurch die erforderliche Lagenanzahl und den Bedarf an Schweißzusatzwerkstoff zu verringern. Abb. 3-2 fasst die Nahtvorbereitung und die Schweißfolge der untersuchten Serien zusammen.

---

<sup>90</sup> SIAG Tube & Tower GmbH in Leipzig

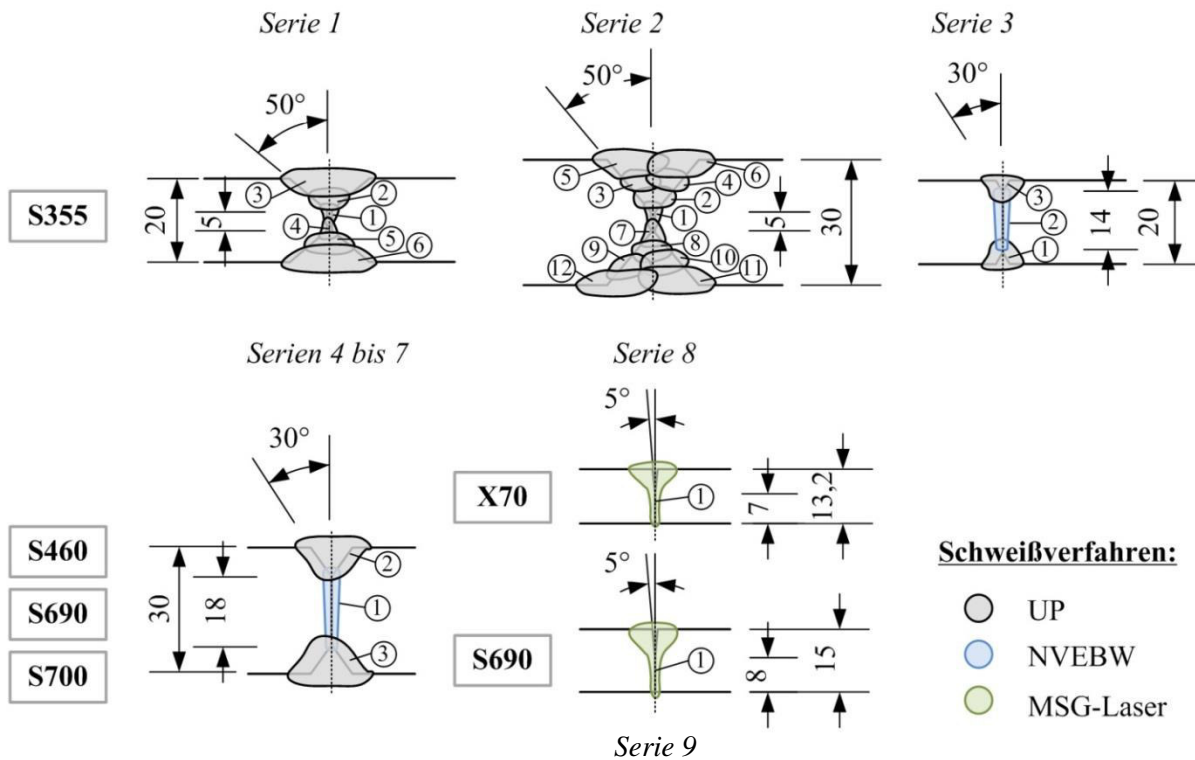


Abb. 3-2. Nahtvorbereitung, Lagenaufbau und Schweißfolge der Versuchsserien

Ihre Wahl bestimmt nicht nur die Fertigungsabfolge, sondern kann das Schweißergebnis sowohl positiv als auch negativ beeinflussen. Beispielsweise zeigte sich, dass die gewählte Schweißfolge der Serie 3 mit einem Einschweißen des Elektronenstrahls in die bereits gelegte UP-Naht zwar Vorteile hinsichtlich der Arbeitsvorbereitung hatte, da die UP-Lage gleichzeitig als Badsicherung fungiert, dagegen aber die Bildung des sogenannten Mittelrippendefektes begünstigte.

Für die UP-geschweißten Verbindungen der Serie 1 und 2 wurde die DY-Nahtvorbereitung mit einer Steghöhe von  $h_s = 5$  mm und einem Öffnungswinkel von  $\theta = 100^\circ$  durch Autogenbrennschneiden hergestellt und anschließend metallisch blank verschliffen. Dies führte zu größeren geometrischen Variationen der zu fügenden Bleche. Die maximalen Spaltmaße variierten durchschnittlich zwischen 0,8 bis 1,6 mm. Variationen zeigten sich auch für Versatz und Öffnungswinkel, sodass es erforderlich war, während des Schweißens durch eine Modifikation der Schweißparameter auf die vorliegenden Gegebenheiten zu reagieren. In Tab. 3-5 sind die Schweißfolge, die Streckenenergie als Summe aller Lagen und die maximal gemessenen Temperaturen mit einem Abstand  $x$  von 15 mm zur Fase zusammengefasst. Auch wenn der Gesamtenergieeintrag bei Betrachtung der jeweiligen Blechdicken ähnlich ist, variiert die Lagenanzahl für die 30 mm dicken Proben zwischen 10 und 12 Lagen. Gleiches gilt für die maximal gemessenen



Temperaturen in einem Abstand von 15 mm zur Fasenkante, die für eine Blechdicke von  $t = 20$  mm zwischen 320 und 512 °C und für eine Blechdicke von  $t = 30$  mm zwischen 423 und 570 °C variierten. Das breite Streuband in der Wärmeführung wird hieraus besonders deutlich.

Tab. 3-5: Serien 1 und 2: Schweißparameter

Serie	Schweißproben-Nr.	Spaltmaß	Öffnungswinkel	Lagen n			Streckenenergie gesamt	Maximaltemperatur x = 15 mm	
				innen	außen	$\Sigma$		innen	außen
[-]	[-]	[mm]	[°]	[-]	[-]		[kJ/mm]	[°C]	[°C]
1	1	0,8	100	2	4	6	13,9	486,6	319,5
	2	1,3	100	3	3	6	14,2	447,1	438,9
	3	0,8	100	3	3	6	14,5	512,3	457,8
2	4	0,6	100	4	6	10	29,0	467,6	569,6
	5	1,6	100	6	6	12	31,3	499,7	553,0
	6	1,4	100	6	5	11	30,6	422,5	534,9

Für die alternativen Verfahren wurde der Einfluss realitätsnaher und damit stark variierender Nahtvorbereitungen zunächst ausgeklammert, um die Schweißprozessentwicklung hiervon unbeeinflusst durchführen zu können. Die Nahtvorbereitung der Serien 3 bis 8 sowie 10 wurde daher gefräst, um die Spaltmaße möglichst gering und über die Nahtlänge konstant zu halten. Für die Verbindungen mit Einsatz des Elektronstrahls wurde eine möglichst große Steghöhe angestrebt, um die Lagenanzahl gegenüber den UP-geschweißten Verbindungen zu reduzieren. Der Tiefschweißeffekt konnte hierbei positiv genutzt werden. Die Stabilität des entstehenden großen Schmelzbades ist bedingt durch die geringe Schmelzbadviskosität von Baustahl gering. Das hieraus resultierende Nahtaussehen der Oberraupe und besonders auch der Wurzel ist ungleichmäßig. Dieser Nahtquerschnitt ist damit für die Ermüdungsfestigkeit ungünstig. Daher wurde jeweils eine Lage des kerbarmen UP-Schweißens als Nahtabschluss gewählt. Darüber hinaus sorgen diese Lagen durch nochmaliges Aufschmelzen der Randbereiche der vorherigen Lage für einen Ausgleich der Unregelmäßigkeiten. Für die MSG-Laser-Hybrid-geschweißten Verbindungen der Serien 8 und 10 bestimmt der für diesen Querschnitt dominante Lichtbogenprozess die Nahtvorbereitung, sodass sich bei den untersuchten Blechdicken Steg- und V-Nahtbereich die Waage hielten. Auch für diese Verbindung sollte der Aufwand für die Nahtvorbereitung so gering wie möglich sein. Der geringe

Öffnungswinkel von  $\theta = 10^\circ$  orientiert sich daher am Ausgangszustand einer plasmageschnittenen Blechkanten, die nach dem senkrechten Stegschnitt direkt verwendet werden können.

### Schweißverfahren

Zum Schweißen der Großproben der Serien 1 und 2 kamen das bewährte UP-Eindraht- und UP-Tandemschweißen zum Einsatz. Diese Verfahrensvarianten haben sich gegenüber dem UP-Doppeldrahtschweißen für die bei Stahlrohtürmen repräsentativen Blechdickenbereich und dem überwiegend genutzten Schweißparameterbereich als technisch sinnvoll und wirtschaftlich erwiesen ( $20 \text{ mm} > \text{Blechdicke } t < 40 \text{ mm}$ , Schweißstrom  $I = 600 \dots 800 \text{ A}$ ). Nach dem Ausrichten wurden zum Ausgleich des Spaltmaßes und als Wurzelsicherung für die folgenden UP-Lagen eine Lage MAG als Stützlage geschweißt. Ab einer Dicke von  $t = 30 \text{ mm}$  wurden die Bleche im Nahtbereich mit dem Gasbrenner auf etwa 100 bis 125 °C vorgewärmt.

Die Wurzellage wurde überwiegend im Eindrahtverfahren (Abb. 2-4 a)) geschweißt. Dagegen kam für die Füll- und Decklagen nach Möglichkeit das Tandemverfahren (Abb. 2-4 b)) zum Einsatz. Die Zwischenlagentemperatur  $T_z$  war auf maximal 220 °C begrenzt. Abb. 3-3 zeigt den beim Turmhersteller eingerichteten Schweißstand mit Probe und Messtechnik sowie den UP-Schweißbrenner.

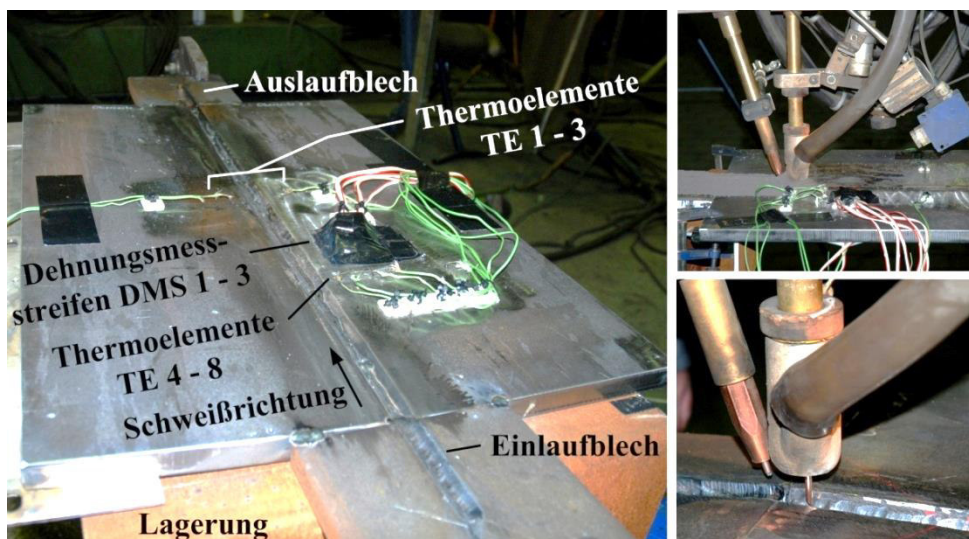


Abb. 3-3. UP-Schweißen beim Turmhersteller, Schweißstand mit Probe und Messtechnik

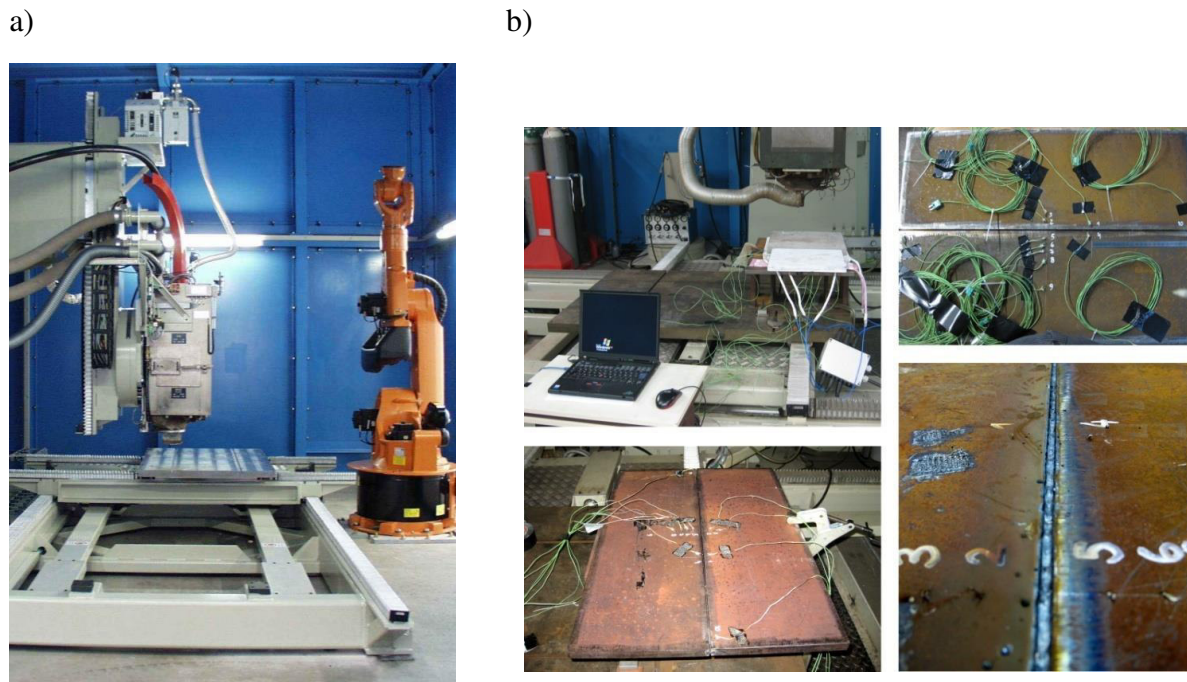


Abb. 3-4. a) Anlage zum Elektronenstrahlschweißen Typ NVEBW 25-175 TU der Firma PTR-Präzisionstechnik GmbH mit Verfahrenseinheit und Röntgeneinhausung am Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover  
 b) Durchführung der Schweißversuche (von links oben nach rechts unten.): Vorwärmen der Probe auf etwa 200 °C im Schweißstand, Thermoelemente; geschweißte Probe im Schweißstand; NVEBW-Naht

Im Gegensatz zu den Schweißversuchen, die beim Turmhersteller durchgeführt wurden, wurden die weiteren Proben unter Laborbedingungen und automatisiert bei den jeweiligen Forschungspartnern gefertigt. Für die Serien 3 bis 7 wurden die Proben mit dem Elektronenstrahl an der Atmosphäre in der Schweißanlage des Projektpartners, dargestellt in Abb. 3-4 a), geschweißt. Die maximale Strahlleistung dieser Anlage beträgt  $P = 25 \text{ kW}$  bei einer Beschleunigungsspannung von  $U_b = 175 \text{ kV}$  und einem maximalen Strahlstrom von  $I = 140 \text{ mA}$ . Bei konstanter Beschleunigungsspannung von  $U_b = 175 \text{ kV}$  wurde der Strahlstrom für die Versuche zwischen  $I = 105$  bzw.  $110 \text{ mA}$  bei Proben der Blechdicke  $t = 20 \text{ mm}$  (Serie 3) und  $I = 135 \text{ mA}$  für Proben der Blechdicke  $t = 30 \text{ mm}$  (Serien 4 bis 7) variiert. Tab. 3-6 fasst die jeweiligen Vorwärmtemperaturen und Streckenenergien der Serien 3 bis 7 zusammen.

Tab. 3-6: Serien 3 bis 7: Vorwärmtemperatur und resultierende Streckenenergie

	Vorwärmtemperatur $T_V$ [°C]		Streckenenergie $E_{UP}$	Streckenenergie $E_{NVEBW}$	Streckenenergie $E_{ges}$
	UP	NVEBW	[kJ/mm]	[kJ/mm]	[kJ/mm]
S355J2+N, t = 20 mm	-	200	4,5	1,1-1,2	5,6
S690Q, S700M, S460M, t = 30 mm	-	200	4,5	4,1	8,6

Aus den Erfahrungen der Serie 3, bei denen große Bereiche des Nahtquerschnitts geschädigt waren, wurde bei den Schweißungen der Serien 4 bis 7 ein Zusatzwerkstoff gemäß Tab. 3-3 als Kaltdraht zugeführt. Dieser hat im Wesentlichen zwei Funktionen, er füllt fehlendes Material auf, und er bietet die Möglichkeit, durch ein gezieltes Legieren des Schmelzbades die Eigenschaften der Schweißverbindung positiv zu beeinflussen und Schweißdefekte zu vermeiden. Die Verfahrensentwicklung ist in der Dissertation von Konya (2015) und dem Forschungsbericht von Bach et al. (2017) dargestellt. Auch die veränderte Schweißfolge konnte zu einer Vermeidung der Schweißdefekte aus Serie 3 beitragen. Bei diesen Proben wurde die erste Lage mit dem Elektronenstrahl geschweißt. Die Naht wurde durch einlagig UP-geschweißte Decklagen abgeschlossen. Für das Schweißen mit dem Elektronenstrahl wurden alle Proben auf eine Temperatur von  $T_V = 200$  °C vorgewärmt.

Für die Proben der Serien 8 und 9 mit Anwendung des MSG-Laser-Hybridschweißens wurde eine Festkörperlaserstrahlquelle mit einer maximalen Ausgangsleistung von  $P_L = 6$  kW und für das MSG-Schweißen eine Stromquelle mit maximalem Schweißstrom von  $I = 550$  A eingesetzt. Als Schutzgas wurde ein Mischgas bestehend aus 18 % Kohlenstoffdioxid und 82 % Argon verwendet.

Als verfahrenstechnische Besonderheit wurde der Schweißprozess induktiv unterstützt. Die grundsätzliche Idee des Bearbeitungskopfes, der schematisch in Abb. 3-5 dargestellt ist, besteht darin, Vorwärmen und Fügen in einem Prozess zu vereinen. Dies bedeutet, dass im Vorlauf zum eigentlichen Fügeprozess das Werkstück vorgewärmt wird. Dies kann zum einen zu einer Steigerung der Schweißgeschwindigkeit und zum anderen zur Vermeidung von Schweißdefekten genutzt werden.

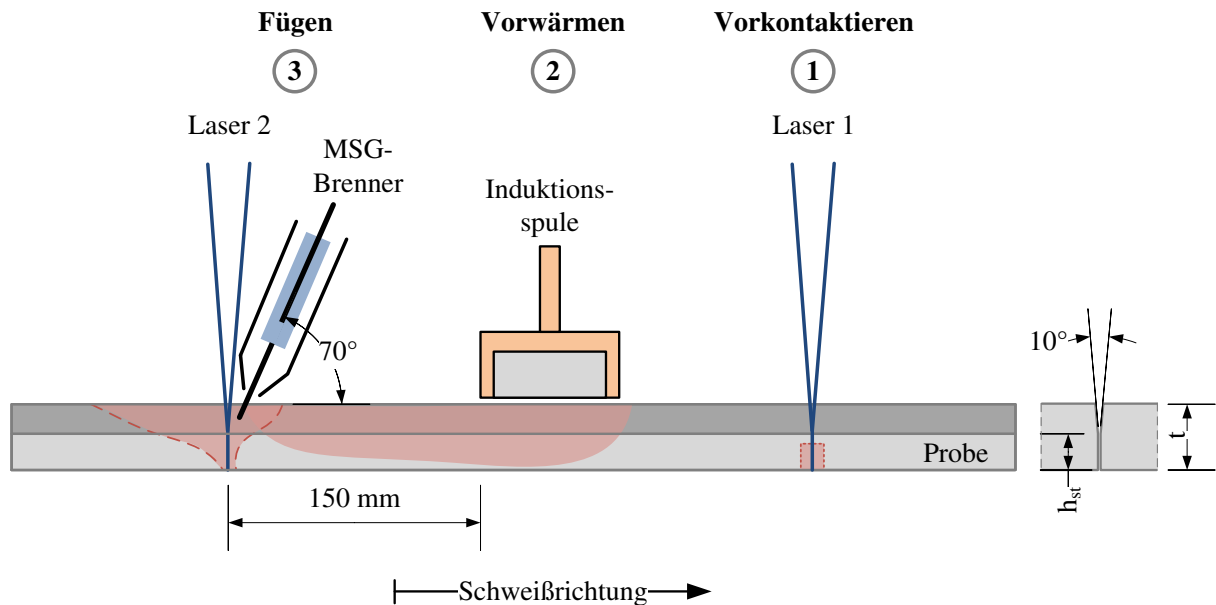


Abb. 3-5. Schematische Darstellung des Bearbeitungskopfes

Um einen gleichmäßigen Stromfluss für die Induktion herzustellen, ist ein vorlaufender Fügeprozess notwendig, um eine stoffschlüssige Verbindung geringer Abmessung zwischen beiden Fügepartnern herzustellen. Dieser kleine Nahtquerschnitt wird durch den nachfolgenden eigentlichen Fügeprozess komplett aufgeschmolzen. Für die Schweißprozessentwicklung wurde dieser als Vorkontaktieren bezeichnete Prozess unabhängig durchgeführt. Weitere Informationen zur induktiven Unterstützung und zur Auslegung des Induktors können u. a. den Dissertationen von Mach (2012) und Neumeyer (2013) entnommen werden.

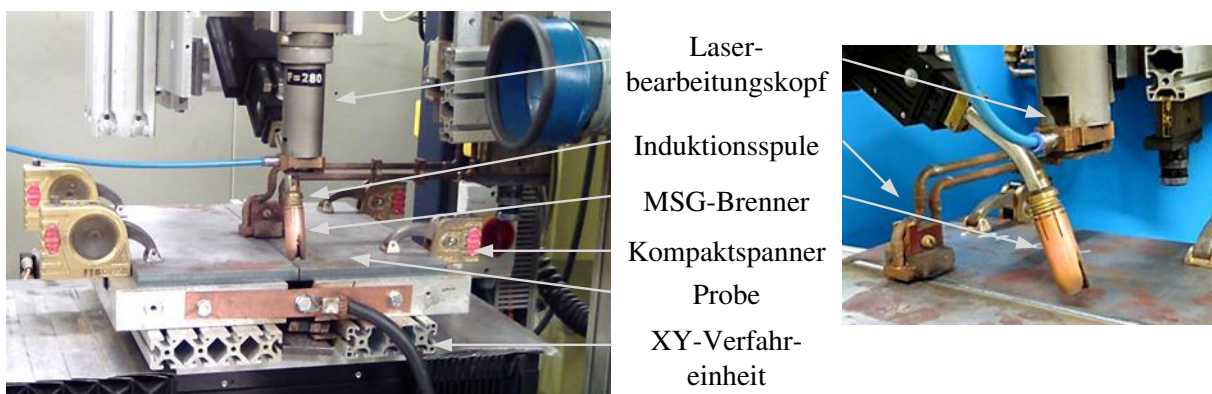


Abb. 3-6. Schweißstand mit Versuchsaufbau zum induktiv unterstützten MSG-Laser-Hybridschweißen im Laser Zentrum Hannover

Der angewendete Induktionsgenerator verfügte über eine maximale Induktionsleistung von  $P_{Ind} = 40$  kW bei einer Induktionsfrequenz von  $f_{Ind} = 20$  kHz. Die eingesetzte Spule des Linieninduktors war senkrecht zur Naht positioniert und hatte eine rechteckige Fläche mit einem aktiven Bereich von 40 mm x 30 mm. Abb. 3-6 zeigt den Versuchsaufbau mit den Komponenten.

Durch Veränderung der induktiven Leistung  $P_{Ind}$  und in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit kann die Vorwärmtemperatur variiert werden. Die Schwingproben der Serien 8 und 10 wurden mit Schweißparametern und Vorwärmtemperaturen gemäß Tab. 3-7 gefügt. Für die Proben aus S690 mit einer Blechdicke von  $t = 20$  mm wurde die Schwingfestigkeit nicht untersucht, sie werden jedoch zum Verfahrensvergleich in Abschnitt 3.3 herangezogen.

Tab. 3-7: Serien 8 und 10: Schweißparameter und Vorwärmtemperatur

	Laserleistung $P_L$ [kW]	Schweißgeschwindigkeit $v_s$ [cm/min]	Schweißstrom $I_s$ [A]	Schweißspannung $U_s$ [V]	Streckenenergie $E_{ges}$ [kJ/mm]	Vorwärmtemperatur [°C] bei induktiver Leistung $P_{Ind}$ [kW]			
						10	20	30	40
X70, $t = 13,2$ mm	6	187,5-200,0	333	23,6	0,43-0,45	80	130	190	230
S690, $t = 15,0$ mm	6	150,0	350	26,6	0,61	-	140	-	250
S690, $t = 20,0$ mm <sup>a</sup>	6	75,0	430-450	32,2-34,0	1,66	110	190	270	330

### 3.1.7 Zuschnitt der Prüfkörper sowie eine mögliche Nachbehandlung

#### Serie 1 bis 3

Mechanisches Richten der UP-geschweißten Proben wurde notwendig, da es trotz einer vorgegebenen Überhöhung vor dem Schweißen der ersten Lage zu deutlichen Schweißverzügen gekommen war. Durch den ausgeführten Sägeschnitt zur Prüfkörperherstellung, bei dem sich Eigenspannungen aus dem Schweißprozess in Verformungen lösten, nahmen diese Verzüge weiter zu. Der resultierende Winkelversatz betrug 1,1 bis 1,8°. Dies bedeutete eine Überhöhung in Probenmitte von 5 bis 8 mm. Für die Durchführung der Schwingversuche waren diese Verzüge mit Blick auf eine axiale Lasteinleitung nicht tolerierbar. Die Proben wurden in einer hydraulischen Presse gerichtet, die hierfür die Probe plastisch kaltverformte. Zum Abbau dieser plastischen Spannungsanteile, die in Überlagerung mit den Last- und Schweißbeigenspannungen die Versuche negativ und



nicht reproduzierbar beeinflussen könnten, wurden die Proben spannungsarmgeglüht. Beim Spannungsarmglühen wurden die Proben auf eine Temperatur von 550 - 650°C erwärmt. Die Temperatur bleibt damit unterhalb des ersten Umwandlungspunktes Ac1, der bei etwa 723°C liegt. Gefügeumwandlungen finden nicht statt und wesentliche Eigenschaften des Materials bleiben unverändert. Wichtig sind bei dieser Wärmebehandlung ein langsames Aufheizen und Abkühlen, um die Entstehung neuer Eigenspannungen zu vermeiden. Durch das Spannungsarmglühen werden Spannungen aus vorherigen Bearbeitungsschritten, wie z. B. dem Schweißen, weitgehend - aber nicht vollständig - bis auf den Wert der Warmdehngrenze abgebaut, Seidel und Hahn (2010).

Folgende Arbeitsschritte waren zur Fertigung der Kleinproben notwendig:

- Auftrennen der Großproben in Streifen per Sägeschnitt (Serie 1 bis 3), per Wasserstrahl (Serie 4 bis 7) und per Laserschnitt (Serie 8 bis 10)
- Richten der Proben (Serie 1 bis 2)
- Spannungsarmglühen der Proben (Serie 1 bis 3)
- Fräsen der Probengeometrie gemäß Abb. 3-1
- Schweißnahtnachbehandlung mittels pneumatischen Hämmerns (PIT) (Serie 6)
- Spanabhebend Planfräsen der Oberfläche (Serie 9 und 10)

#### *Serie 4, 5 und 7*

Diese Proben verblieben ohne weitere Bearbeitung im Schweißzustand.

#### *Serie 6*

Wie schon in Kapitel 2.1.3 kurz erläutert, wurde im Rahmen vielfältiger Forschungsaktivitäten in den letzten beiden Jahrzehnten die positive Wirkung höherfrequenter Hämmerverfahren wie HiFIT, UIT oder PIT auf die Ermüdungsfestigkeit gezeigt. Werden höherfeste Feinkornbaustähle eingesetzt, ist dieses Potential von besonderem Interesse. Denn die erreichte Verbesserung nimmt mit zunehmender Stahlfestigkeit ebenfalls zu. Erhöhte Streckgrenzen wirken sich damit auch bei ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen positiv aus.

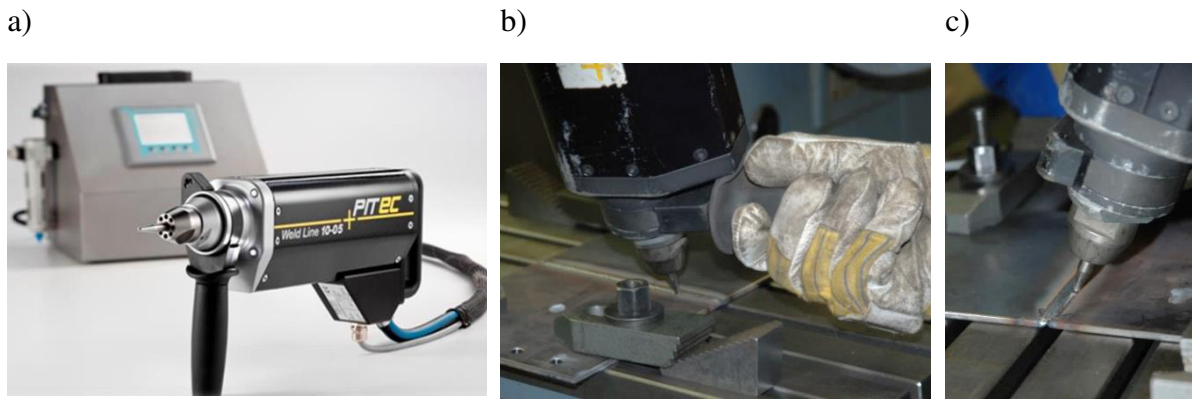


Abb. 3-7. *Pneumatisches, hochfrequentes Hämmern (PIT); a) PIT-System mit Handgerät (Quelle: PITEC GmbH), b) und c) Handhabung des Gerätes bei der Nachbehandlung einer Stumpfnaht*

Die hier durchgeführten Schwingversuche wurden daher durch eine Stichprobe nachbehandelter Proben ergänzt, um mögliche positive Effekte aufzuzeigen. Als Nachbehandlungsverfahren wurde PIT als pneumatisches, hochfrequentes Hämmerverfahren gewählt. Wie in Abb. 3-7 gezeigt, wird das Handgerät durch den Anwender manuell entlang des Nahtüberganges geführt. Die nachbehandelten Nahtübergänge der Probe UP+NVWEB-S700-30.100-2 sind exemplarisch auch im Kapitel 5.3.4 in Abb. 5-15 dargestellt.

#### *Serie 9 und 10*

Bei den Proben der Serie 9 wurden Nahtüberhöhung und Wurzeldurchhang spanhebend plan gefräst. Um auch Winkel- und Kantenversatz auszugleichen, verblieb ein Prüfquerschnitt von  $A_{quer} = 11 \times 25$  mm. Dieser zusätzliche Bearbeitungsschritt wurde gewählt, um die aus dem Nahtquerschnitt resultierende Kerbwirkung zu eliminieren und allein die metallurgische Kerbwirkung infolge des Schweißprozesses und unterschiedlicher Vorwärmtemperaturen zu untersuchen. Außerdem wurde der Probenquerschnitt im Bereich der Schweißnaht verjüngt, um eine Rissinitiierung in diesem Bereich herbeizuführen. Diese Verjüngung führt zu einer Spannungserhöhung, die im Rahmen einer linear-elastischen FE-Analyse mit der Kerbformzahl  $K_t = 1,4$  quantifiziert werden konnte, vgl. Abb. 3-8. Gemäß EC 3-1-9 wurde dieser in der Folge zur Korrektur der Nennspannung angesetzt. Für eine bessere Vergleichbarkeit wurde in gleicher Weise mit den Grundmaterialproben der Serie 10 verfahren.



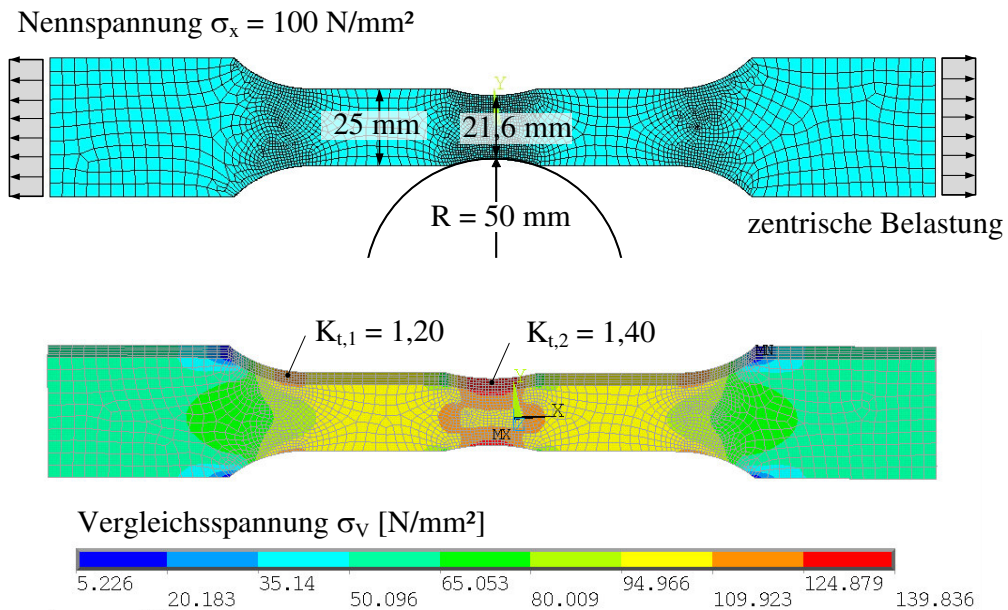


Abb. 3-8. Bestimmung der Kerbformzahl  $K_t$  zur Korrektur der Nennspannung

Bei kerbbaren Proben beeinflusst neben der metallurgischen Kerbe besonders die Oberflächenbeschaffenheit die Ermüdungsfestigkeit einer Verbindung. Daher wurden stichprobenartig Rauheitsmessungen mittels Tastschnittverfahren durchgeführt, um den Oberflächenzustand der Proben zu charakterisieren. Mit dem Tastschnittverfahren wird das Profil einer Oberfläche zweidimensional erfasst. Im technischen Bereich häufig genannte Oberflächenkenngrößen sind der arithmetische Mittenrauwert  $Ra$  und die gemittelte Rautiefe  $Rz$ .

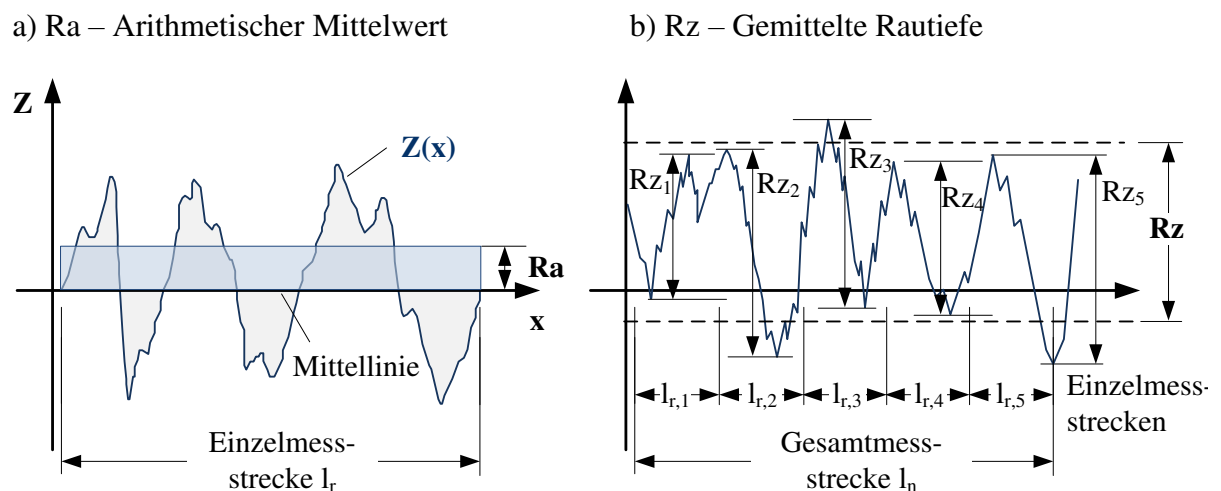


Abb. 3-9. Oberflächenkenngrößen nach DIN EN ISO 4287

Gemäß den geometrischen Vorgaben an die Messstrecke in Abb. 3-9 werden diese Oberflächenkenngrößen bestimmt. Der Mittenrauwert  $R_a$  ist das arithmetische Mittel der Ordinatenwerte  $Z(x)$  innerhalb der Einzelmessstrecke  $l_r$ . Er reagiert unempfindlich gegenüber Spitzenwerten und tieferen Riefen, denn diese Werte werden über den Mittelwert verschmiert. Zur Bestimmung der gemittelten Rautiefe  $R_z$  wird die Gesamtmessstrecke in fünf Einzelmessstrecken zerlegt, deren maximale Rautiefe  $R_{zi}$  jeweils erfasst und gemittelt wird.

Abb. 3-10 zeigt exemplarisch die mikroskopische Aufnahme der Oberfläche eines Prüfkörpers der Serie 9 links im gefrästen und rechts im unbehandelten Walzzustand (Walzhaut). Die durch das Fräsen gerichtete Bearbeitung wird im Vergleich der beiden Aufnahmen deutlich. Auch dass die Bearbeitung die Oberflächenrauheit vermindert, ist augenscheinlich erkennbar.

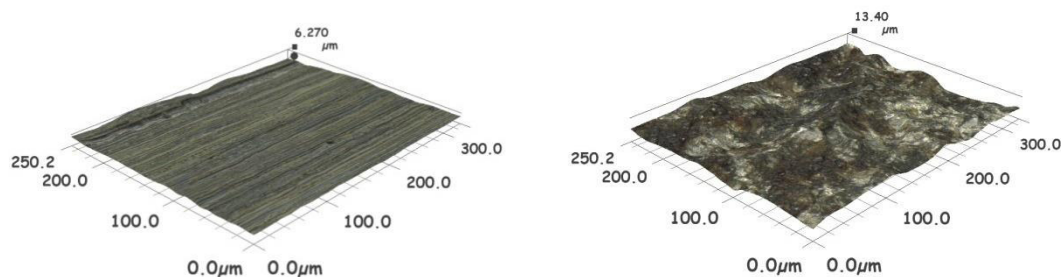


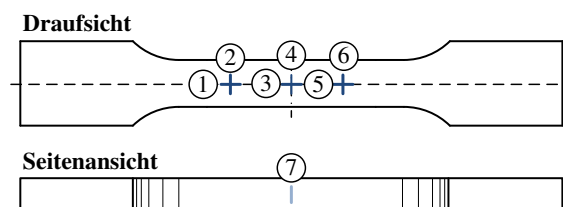
Abb. 3-10. *Oberflächenaufnahme einer bearbeiteten Probe (links) und einer nicht behandelten Oberfläche im Walzzustand (rechts) bei 1000-facher Vergrößerung (Aufnahme mit dem Videomikroskop Keyence VHX-1000)*

Für die Rauheitsmessung ist zu vermuten, dass sich die Oberflächenkennwerte für eine Messung in Fräsrichtung und quer hierzu deutlicher unterscheiden. Werden Messungen in Fräsrichtung betrachtet, werden geringere Werte erwartet als quer hierzu. Für Messungen an Proben im Walzzustand sollten sich die Oberflächenkenngrößen der beiden Messrichtungen nur gering unterscheiden. An einer Auswahl von fünf Proben wurden die Rauheiten an drei Messstellen auf der Probe sowohl in Längs- als auch in Querrichtung entlang der Messspuren 1 bis 6 erfasst. Für die Messspur 7 wurde die Rauheit der Schnittkante quer zur Bearbeitungsrichtung gemessen. Vergleichend wurden auch Messungen an der Walzhaut unbearbeiteter Proben mit den gleichen Materialeigenschaften einbezogen.

In Tab. 3-8 sind die Oberflächenkennwerte zusammengefasst. Die Ergebnisse entsprechen den oben beschriebenen Erwartungen. Die Oberflächenkennwerte repräsentieren eine feingeschlichtete Oberfläche, bei der Bearbeitungsspuren mit bloßem Auge nicht mehr sichtbar sein dürfen.<sup>91</sup> Erwartungsgemäß sind die Rauheiten quer zur Bearbeitungsrichtung etwas höher. Deutlich höhere Rauheiten können für Vergleichsmessungen auf Walzhaut festgestellt werden. Sie unterscheiden sich hierdurch deutlich von den gefrästen Oberflächen und bestätigen die gute Oberflächenqualität. Da die Proben in Bearbeitungsrichtung belastet werden, kann angenommen werden, dass sich die in dieser Richtung geringeren Rauheiten begünstigend auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken.

Tab. 3-8: Gemessene Oberflächenkenngrößen Ra und Rz mit Darstellung der Messspuren

Messlinie	bearbeitet			unbehandelt	
	1, 3, 5	2, 4, 6	7	1, 5	2, 6
Ra [µm]	0,29	0,66	1,32	1,88	2,17
Rz [µm]	1,45	4,43	7,37	11,91	14,50



## 3.2 Beurteilung der Nahtqualität

### 3.2.1 Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten bei Schmelzschweißverbindungen

Wie bereits in Kapitel 2.1.6 beschrieben werden in Abhängigkeit vorhandener Unregelmäßigkeiten oder Fehler werden Schweißnähte einheitlich nach Norm klassifiziert: Von Bewertungsgruppe B für sehr hohe Qualität über Bewertungsgruppe C für mittlere bis hin zu Bewertungsgruppe D für Verbindungen geringerer Qualität. Dabei werden äußere, innere und geometrische Unregelmäßigkeiten unterschieden. Für schwingend beanspruchte Stumpfnähte, die nach DIN EN 1993-1-9 der Kerbfallklasse 90 zuzuordnen sind, bedeutet dies, dass sie bis auf wenige Ausnahmen der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 genügen müssen. Besagte Ausnahmen gelten bei der Beurteilung von Einbrandkerben, Einzelporen sowie metallischen Einschlüssen außer Kupfer, die auch nach Vorgaben der Bewertungsgruppe B zulässig sind.

<sup>91</sup> Oberflächenangaben nach DIN 3141 für feingeschlichtete Oberfläche: Rz 16, 6.3, 4, 2.5 Ra 1.6, 0.8, 0.4, 0.2

Grundlage einer Bewertung sind hierbei die Normen DIN EN ISO 5817 für Schmelzschweißverfahren ohne Strahlschweißen, DIN EN ISO 13919 für Laser- und Elektronenstrahlverbindungen und DIN EN ISO 12932 speziell für Laser-MSG-Hybridnähte. Zur Beurteilung der ausgeführten Nähte wurde als Oberflächenprüfverfahren eine Sichtprüfung und als Volumenprüfverfahren eine Durchstrahlungs- oder Ultraschallprüfung der Verbindungen durchgeführt. Die Schweißergebnisse wurden daher für eine Optimierung während der Prozessentwicklung sowohl zerstörungsfrei als auch zerstörend geprüft. Im Folgenden werden die Prüfungen und die Ergebnisse für die ausgeführten Schweißproben kurz vorgestellt.

### **3.2.2 Zerstörungsfreie Prüfung (ZfP)**

Im Rahmen der Qualitätssicherung nimmt die Prüfung der Schweißverbindungen mit zerstörungsfreien Verfahren einen erheblichen Teil des Prüfaufwandes ein. Sie sind parallel zur Fertigung durchzuführen und zu dokumentieren. Die Maßnahmen, mit denen die Proben für die Schwingprüfung untersucht wurden, werden im Folgenden kurz vorgestellt.

#### *Sichtprüfung (VT)*

Zunächst wird das Nahtaussehen der Verbindung in einer Sichtprüfung gemäß DIN EN ISO 17637 beurteilt. Hiermit können äußerliche Unregelmäßigkeiten wie übermäßige Spritzerbildung, Nahtüberhöhung, Wurzeldurchhang, Einbrandkerben, Kantenversatz visuell und mit kleineren Hilfsmitteln wie Lupe oder verschiedenen Messlehren erfasst und beurteilt werden. Durch die Vermessung des Nahtquerschnitts und die anschließende Regressionsanalyse war eine Überprüfung der geometrischen Nahtparameter detailliert möglich (siehe auch Kapitel 5.4). Die geometrischen Merkmale der Verbindungen waren dabei überwiegend der Bewertungsgruppe B zuzuordnen. Auffälligkeiten wie sehr tiefe Einbrandkerben wurden gesondert vermerkt.

#### *Ultraschallprüfung (UT)*

Gerade für große Strukturen ist die Ultraschallprüfung der Schweißverbindungen nach DIN EN ISO 17640 ein wichtiger Bestandteil der Qualitätssicherungsmaßnahmen. Sie ist die gängigste Methode der zerstörungsfreien Prüfung von Volumen. Dabei sendet ein Prüfkopf Ultraschallimpulse aus. Dieses Signal wird von Grenzflächen wie Rissen, Bindefehlern oder Poren reflektiert und führt damit zu einer Abweichung bei der Rücklaufzeit des Echos. Voraussetzung für eine gute Detektierbarkeit dieser Fehler ist, dass diese möglichst senkrecht angeschallt werden. Gerade für die Detektion von senkrecht in der

Naht befindlichen Mittelrippendefekten ist diese Prüfmethode daher unzureichend. Auch die Anwendung von Prüfköpfen mit variierender Einschallrichtung schafft hier keine Abhilfe. Gemäß dem üblichen Vorgehen in der Turmfertigung wurden die UP-geschweißten Referenzproben zu 100 % mittels Ultraschall geprüft. Die Prüfung zeigte keinen Befund.

#### *Durchstrahlungsprüfung (RT)*

Die Durchstrahlungstechnik wird ebenfalls eingesetzt, um Fehler wie Lunker, Dopplungen oder Risse im Innern der Bauteile zu detektieren und hat daher besondere Bedeutung bei der Prüfung von Schweißnähten erlangt. Die Anwendung ist allerdings bei dickwandigen, großvolumigen Bauteilen sehr aufwändig und wird daher nur noch in Sonderfällen eingesetzt. Da aber gerade bei den hier untersuchten Schweißverfahren die Entstehung sogenannter Mittelrippendefekte zu vermuten war und diese nur schwer durch die Ultraschallprüfung nachweisbar sind, wurden die Proben der Serien 3 bis 8 und 9 zusätzlich einer Durchstrahlungsprüfung unterzogen. Diese Untersuchung zeigte besonders für die Serien 3 bis 8 Unregelmäßigkeiten. Eine Unterscheidung, welche Art Defekt vorliegt, ist auf Grundlage der Röntgenaufnahmen nur schwer möglich. Risse sind dabei in jedem Fall unzulässig.

### **3.2.3 Zerstörende Prüfung**

Neben der augenscheinlichen Schweißnahtqualität sind die Tragfähigkeit, die Zähigkeit sowie die Ermüdungsfestigkeit wichtige Kriterien zur Beurteilung einer Schweißverbindung und damit auch eines Schweißverfahrens. Die Qualitäts- und Eigenschaftsanforderungen, die in der Normung, wie z. B. in der DIN EN ISO 15607 „Anforderungen und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe“, für herkömmliche Schweißnähte festgelegt sind, sollen bestenfalls auch durch die alternativ angewendeten Verfahren MSG-Laser-Hybridschweißen und die Kombination aus Unterpulver- und Elektronenstrahlschweißen erfüllt werden. Schliffe und Härtemessungen geben Aufschlüsse zur Gefügezusammensetzung und weisen auf eine möglicherweise kritische Versprödung der WEZ hin.

#### *Makroschliffe und Härtemessung*

Anhand von Makroschliffen werden die Geometrie und das primäre Gefüge der Naht beurteilt. Die Kontur der Schweißnaht wird sichtbar und die Schmelzbadfläche, die Nahtbreite und die Ausdehnung der Wärmeeinflusszone sind bestimmbar. Auffälligkeiten wie Poren, Mikrolunker oder Bindefehler können ebenfalls dokumentiert werden.

Die Schlibfbilder der einzelnen Verbindungen werden nach Bedarf und thematischer Zuordnung gezeigt. Außerdem können sie den jeweiligen Abschlussberichten zu den Projekten entnommen werden.

An einigen präparierten Makroschliffen wurden außerdem Härtereihen nach Vickers bestimmt. Dieses Verfahren gehört zu den statischen Eindringverfahren, bei dem eine Diamantpyramide (quadratische Grundfläche, Spitzenwinkel von  $136^\circ$ ) senkrecht mit einer Prüfkraft  $F$  in die Oberfläche des Prüfkörpers eingedrückt wird. Dieses Verfahren ist in der DIN EN ISO 6507 geregelt. Die Härte der WEZ und des Schweißgutes kann als Merkmal der Fertigungsqualität schnell und einfach bestimmt werden. Ein Rückschluss auf Zähigkeit oder Duktilität ist nicht und auf Festigkeitseigenschaften begrenzt möglich. Die untersuchten Schweißverbindungen der Serien 8 und 10 wiesen sehr kleine Nahtquerschnitte und damit auch Wärmeeinflusszonen auf, sodass die Härteprüfung mit kleinen Prüflasten durchgeführt wurde, um kleine Eindrücke und geringe Prüfabstände zu ermöglichen. Die Durchführung der Härtemessung bei Schweißverbindungen ist in DIN EN ISO 15614 geregelt. Für normalisierte und thermomechanisch gewalzte Stähle darf der Härtewert 380 HV und für vergütete Stähle 450 HV nicht überschreiten.<sup>92</sup>

Tab. 3-9 fasst die gemessenen Härtewerte zusammen. Für diese Aufstellung wurden im Querschliff jeweils an Nahtoberseite und -unterseite die mit 2 bis 3 mm Abstand parallel zur Oberfläche gemessenen Härtereihen berücksichtigt. Für den Bereich der Wärmeeinflusszone wurde neben dem Mittelwert der Wärmeeinflusszone links und rechts auch der Maximalwert angegeben. Die höhere Stahlfestigkeit spiegelt sich in einer Zunahme der Härtewerte wider. Aufgrund des höheren Kohlenstoffgehalts des verwendeten wasservergüteten, höherfesten Feinkornbaustahls S690Q zeigte sich für Proben der Serien 4 und 10 die Tendenz zur Aufhärtung. Die thermomechanisch gewalzten Feinkornbaustähle X70 und S700M waren in dieser Hinsicht gutmütiger. Sie zeigten auch beim Schweißen mit geringer Streckenenergie, wie im Falle des MSG-Laser-Hybridschweißens, einen nur geringen Anstieg der Härte. Für den Härteverlauf des S700M konnte sogar eine geringe Härtesackbildung im Bereich der WEZ beobachtet werden. Die durchschnittliche Härte liegt mit 282 HV 2 unterhalb der des Grundwerkstoffs von 293 HV 2. Gerade für Schweißverfahren mit hoher Streckenenergie wie dem Unterpulverschweißen kann der hohe Wärmeeintrag den Festigkeitsgewinn aus dem gezielten thermomechanischen Walzen bei der Herstellung wieder zerstören und die lokale Festigkeit im Schweißnahtbereich verringern. Der gleiche Effekt wurde von

---

<sup>92</sup> DIN EN ISO 15614-1, S. 20, Tabelle 3

Schaumann et al. (2014) beim Schweißen eines S700M mittels MSG-Laser-Hybridverfahren bei sehr hohen Vorwärmtemperaturen beobachtet. Die statische Festigkeit und auch das Verformungsvermögen der Verbindungen wurden deutlich reduziert. Im statischen Zugversuch trat ein verformungsarmes Versagen im Bereich der Wärmeeinflusszone auf.

Tab. 3-9: Zusammenfassung der Härtemessungen

Se- rien- Nr.	Mat ID	Stahl- sorte	Blech- dicke t [mm]	Schweiß- verfahren	Vor- wärmen	Härte nach Vickers							Prüf- bedingung
						Oberseite			Unterseite			GM	
						WEZ		SG	WEZ		SG		
						Ø	MAX		Ø	MAX			
1	1	S355J2+N	20	Mehrlagen-UP	RT	199	218	186	193	204	187	170	HV2
3	3	S355J2+N	20	NVEBW+UP	RT	267	330	220	277	321	220	167	HV2
4	6	S690Q	30	NVEBW+UP	RT	356	399	237	368	412	239	282	HV2
5	7	S700M	30	NVEBW+UP	RT	283	292	228	282	290	226	293	HV2
8	8	X70	13,2	MSG-Laser	RT	237	253	270	226	230	230	175	HV1
					130	221	236	246	219	223	222		
					230	210	233	239	195	203	203		
9	5	S690QL	15	MSG-Laser	RT	428	442	430	438	442	430	270	HV0,2
					250	427	442	350	413	430	380		

*Querzugversuch*

Zur Ermittlung der maximalen Tragfähigkeit der Verbindungen wurden statische Querzugversuche durchgeführt. Die wesentliche Aussage hieraus ist, ob der Bruch in der Schweißnaht bzw. der WEZ oder im Grundmaterial erfolgt und ob die normativ geforderte Festigkeit des Grundwerkstoffs erreicht wird. Anders als bei einer Prüfung am Grundmaterial dehnt sich der Versuchskörper bei einer Zugprüfung von Schweißproben nicht gleichmäßig aus, da die Schweißnaht die Verformungen behindert. Die im Versuch ermittelten Werte für Bruchdehnung und -einschnürung entsprechen damit nicht den Werten, die am Grundmaterial ermittelt werden, und dienen lediglich zum Vergleich der Versuche untereinander. Die Durchführung der Zugversuche erfolgte im Säulen-Prüfstand des Instituts für Stahlbau mit der servohydraulischen Prüfmaschine HUS 600 in Anlehnung an DIN EN ISO 4136 als Ergänzung zur DIN EN ISO 6892-1. Die Querzugversuche der Serien 1 bis 3 und 7 bis 10 waren unauffällig und zeigten ein Versagen

der Proben im Grundmaterial. Dies galt selbst für die stark defektbehafteten Proben der Serie 3. Die Rissebene in Nahtmitte öffnete sich zwar, die Festigkeit des Grundmaterials war dennoch für das Versagen maßgebend. Die Einzelergebnisse können den entsprechenden Abschlussberichten entnommen werden. Die Proben der Serien 4 bis 6 versagten abweichend von den anderen untersuchten Serien im Schweißgut bzw. in der Wärmeinflusszone. Abb. 3-11 zeigt die aufgezeichneten Prüfgrößen im Spannungs-Dehnungs-Diagramm für die Serien 4 bis 7. Die Versagensorte sind in der Übersicht der Abb. 3-12 a) dokumentiert. Nach DIN EN 10025-6 sind für wasservergütete Feinkornbaustähle S690 maximale Zugfestigkeiten von 770 bis 940 N/mm<sup>2</sup> gefordert. Diese wurden im Zugversuch erreicht, so dass die Schweißnaht die Anforderungen des Grundmaterials erfüllt. Aufgrund des leichten Festigkeits-Undermatchings des Zusatzwerkstoffes im Verhältnis zum Grundmaterial wird jedoch die Schweißnaht für das Versagen maßgebend.

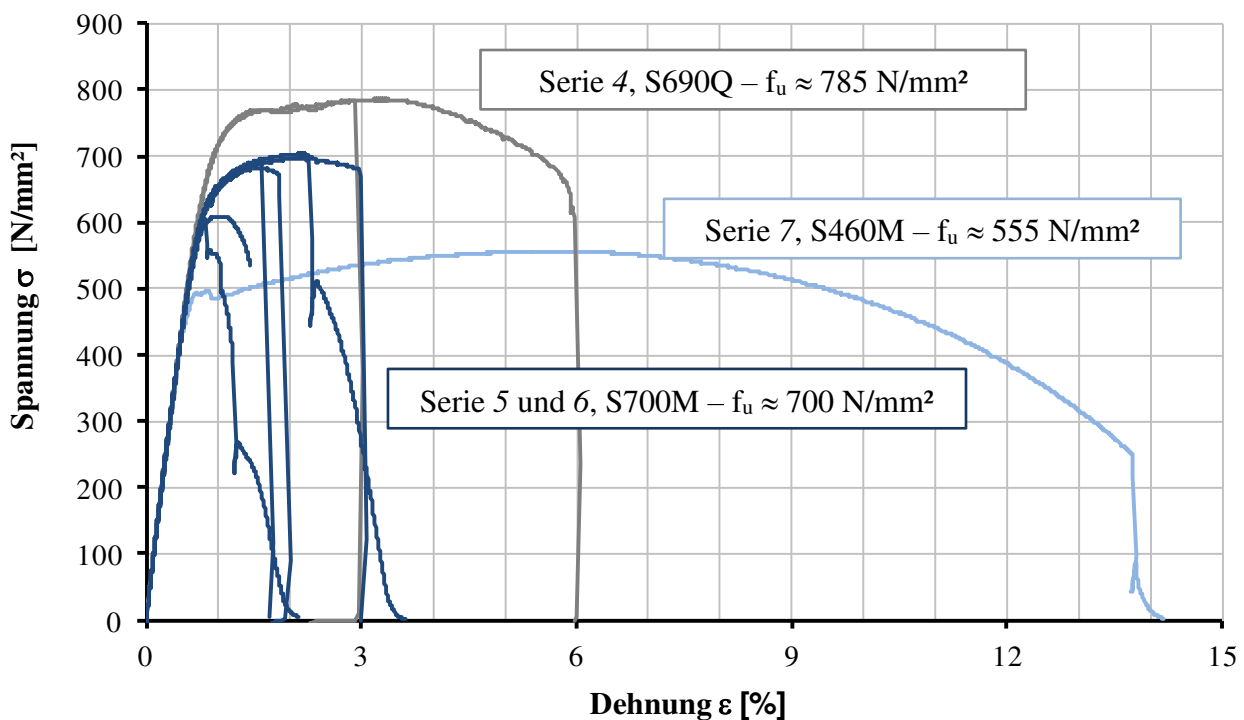


Abb. 3-11. Spannungs-Dehnungs-Diagramme der Querzugversuche der Serien 4 bis 7

Die Maximaltragfähigkeit der Verbindungen aus thermomechanisch gewalzten Feinkornbaustahl S700M blieb zum Teil deutlich unterhalb der Mindeststreckgrenze des Grundmaterials von 700 N/mm<sup>2</sup>. Auch hier wirkte sich das Festigkeits-Undermatching



aus, sodass die Schweißnaht für das Versagen maßgebend wurde. Die in Tab. 3-9 dokumentierten Härtewerte, die für das Schweißgut der Verbindungen aus S700M geringere Werte als für das Schweißgut der Verbindungen aus Stahl S690Q lieferten, erklären die gegenüber den Proben der Serie 4 geringeren erreichten Maximalspannungen. Zum anderen wiesen die Bruchflächen der Proben NVEBW+UP - S700 - 30.100 bis 103 großflächige Unregelmäßigkeiten auf. Deutlich sind in Abb. 3-12 b) Einschlüsse, Poren und Risse erkennbar. Diese Schwächung des Querschnitts beeinträchtigte die Verformungsfähigkeit und reduziert zusätzlich die Tragfähigkeit der Verbindung. Diese Schweißdefekte sind für wechselnd beanspruchte Konstruktionen in jedem Fall auszuschließen. Um den Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit zu untersuchen, wurden auch diese Proben einer Schwingprüfung unterzogen.

a) Versagensorte



b) Bruchflächen

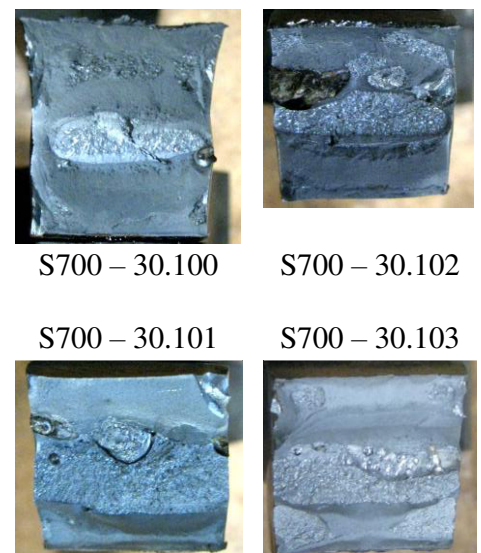


Abb. 3-12. Versuchskörper nach dem Zugversuch  
a) Versagensorte und b) Bruchflächen

### Kerbschlagbiegeversuch

Der Kerbschlagbiegeversuch gibt Aufschluss über die Zähigkeit von metallischen Werkstoffen. Die Versuchsanordnung nach Charpy und die zugehörigen Proben sind in der DIN EN ISO 148 genormt. Die Kerbschlagarbeit der reinen Grundmaterialproben lag für sämtliche Serien über dem von der DIN EN 1993-1-10 geforderten Mindestwert. Besonders für die Serien 8 und 9 wurden Kerbschlagbiegeversuche in großer Zahl auch im Bereich der Schweißnaht durchgeführt. Angemerkt sei an dieser Stelle, dass die Positionierung der Kerbe besonders bei geringen Schweißnahtquerschnitten wie bei der

hier untersuchten Hybridnaht herausfordernd ist und die Bruchlage bei der Versuchsauswertung zu berücksichtigen ist. Für die Kerbschlagarbeit mit Kerbe im Schweißgut zeigten sämtliche Proben der Serie 8 (X70, MSG-Laser) hervorragende Zähigkeitseigenschaften. Die nicht vorgewärmten Proben wiesen eine gemittelte Kerbschlagarbeit von 221 J bei einer Prüftemperatur von  $-20^{\circ}\text{C}$  und 162 J bei einer maximalen Vorwärmtemperatur  $T_v$  von  $200^{\circ}\text{C}$ . Die Ergebnisse werden an dieser Stelle nicht im Einzelnen aufgeführt. Für weitere Informationen wird auf die jeweiligen Abschlussberichte verwiesen.<sup>93,94,95</sup>

### **3.3 Zusammenfassender Verfahrensvergleich aus schweißtechnischer Sicht**

Den Abschluss dieses Kapitels bildet der Vergleich der Schweißverfahren hinsichtlich ihrer maßgebenden Verfahrensparameter. Unabhängig von der Beurteilung der erreichten Nahtqualität werden im Folgenden die verfahrenstechnischen Unterschiede für die untersuchten Schweißverfahren zusammengestellt. Abb. 3-13 fasst für eine Blechdicke von  $t = 20$  mm bzw.  $t = 30$  mm die Unterschiede bei benötigter Streckenenergie, erforderlicher Lagenanzahl und zu füllendem Nahtquerschnitt zusammen.

Erwartungsgemäß sind die Werte für das energiereiche Unterpulverschweißen für Lagenanzahl, Streckenenergie und Nahtquerschnitt mit deutlichem Abstand am höchsten und verdeutlichen das technische und auch wirtschaftliche Potential alternativer Fügeverfahren. Allerdings ist anzumerken, dass die Anforderungen an die Toleranzen der alternativen Verfahren deutlich höher sind. Sind mit dem UP-Verfahren Spalte von maximal 1,5 mm überbrückbar, sind die tolerierbaren Spaltmaße bis maximal 0,5 mm für das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre sowie bis maximal 0,4 mm für das Hybridverfahren deutlich geringer. Auch wechselnde Spaltmaße sind durch das Unterpulverschweißen in größerem Umfang tolerierbarer. Werden die unterpulvergeschweißten Proben unter Maßgabe des sogenannten „freien Schrumpfens“ gefertigt, erfordern die alternativen Verfahren eine Einspannung, um große Verformungen und damit veränderliche Spaltweiten beim Schweißen langer Nähte zu vermeiden. Wirtschaftliche Vorteile können durch diese erhöhten Anforderungen an Bauteileinspannung und Nahtvorbereitung wieder aufgezehrt werden.

---

<sup>93</sup> Schaumann et al. (2013)

<sup>94</sup> Bach et al. (2017)

<sup>95</sup> Lahdo et al. (2015)

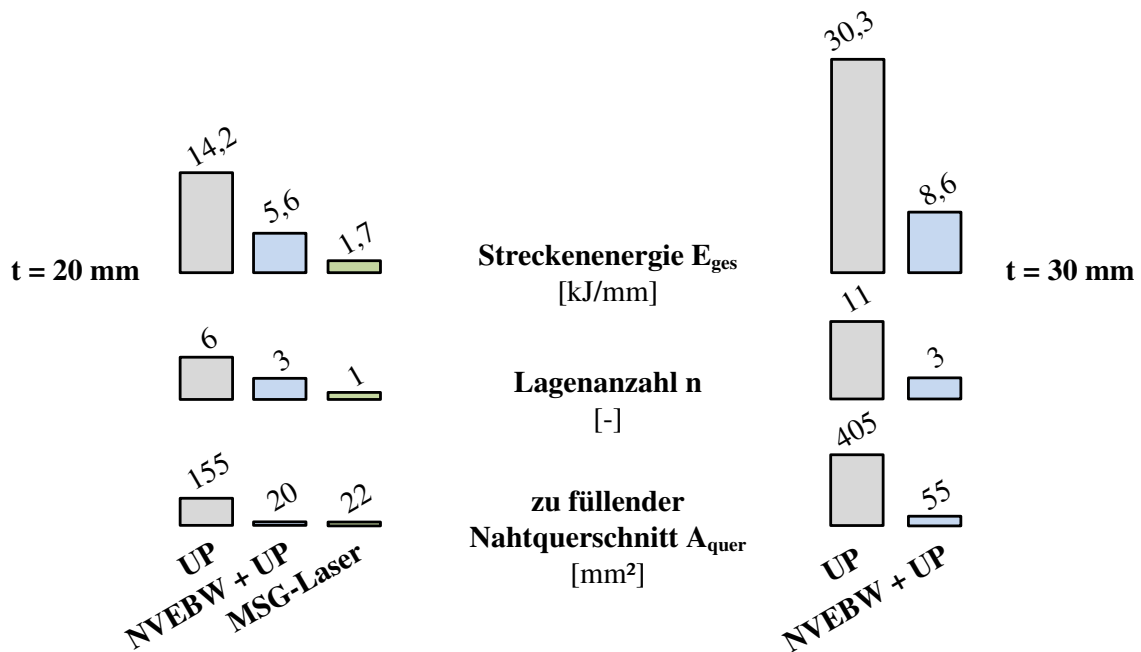


Abb. 3-13. Vergleich der Verfahrensparameter für die untersuchten Schweißverfahren

Die Vorteile des Unterpulverschweißens sind hinlänglich bekannt und dargestellt. Die Herstellung der Schweißproben hat einmal mehr gezeigt, wie robust das Verfahren ist und wie tolerant es gegenüber wechselnden Randbedingungen im schweren Stahlbau eingesetzt werden kann. Die konventionell UP-geschweißten Proben sind im Vergleich zu den alternativ geschweißten Proben der Bewertungsgruppe B zuzuordnen. Wird das Unterpulverschweißen in Kombination mit anderen Hochleistungsschweißverfahren, wie hier dem Elektronenschweißen an der Atmosphäre, angewendet, kann es Schweißunregelmäßigkeiten nur bedingt ausgleichen. Fehler im Nahtinnern treten vornehmlich in der mit Elektronenstrahl geschweißten Lage auf und sind durch nachfolgende UP-Decklagen nicht mehr zu verbessern. Weiterhin beeinflussen Unregelmäßigkeiten durch Wurzelfdurchfall bzw. Nahteinfall der NVEBW-Lage die ansonsten positiven Eigenschaften der Nahtoberfläche der nachfolgend geschweißten UP-Lagen. Eine Beurteilung nach Bewertungsgruppe B ist für diese Proben oftmals nicht möglich.

Strahlschweißverfahren werden erst dann zu einer tatsächlichen Alternative, wenn ihre Anwendung verfahrenssicher gewährleistet werden kann. Besonders im Falle wechselnd beanspruchter Konstruktionen, sind fehlerfreie Nähte Grundvoraussetzung für eine tragsichere und dauerhafte Verbindung. Im folgenden Kapitel zeigen die Schwingfestigkeitsuntersuchungen an den hergestellten Schweißproben, wie innere Defekte das Ermüdungsverhalten beeinflussen und die Lebensdauer deutlich reduzieren.



## 4 Experimentelle Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit

### 4.1 Allgemeines zur statistischen Auswertung von Schwingversuchen

Typischerweise streuen die Bruchschwingspielzahlen von Ermüdungsversuchen auch bei als technisch gleich geltenden Prüfkörpern und Randbedingungen erheblich. Bei Schweißverbindungen trifft dies in besonderem Maße zu, da schon die Verbindungsart als inhomogen aufzufassen ist. Dies erhöht die auftretenden Streuungen weiter. Durch die geringe Probenanzahl ist die Anwendung statistischer Methoden sowohl für die Versuchsplanung als auch für die anschließende -auswertung notwendig.

Die Versuchsergebnisse werden in Wöhlerdiagrammen dargestellt. Hierzu werden die erreichten Lastwechselzahlen bei der jeweils gewählten Schwingbeanspruchung im doppeltlogarithmischen Maßstab aufgetragen. Die allgemeine Gleichung der Wöhlerlinie lautet dann

$$N = a - \Delta\sigma^m \quad (4.1)$$

$$\log N = \log a - m \cdot \log \Delta\sigma \quad (4.2)$$

Die Neigung  $m$  und der Achsenabschnitt  $a$  der 50%-Wöhlerlinie wird über die Minimierung der Abstandskvadratrate in einer linearen Regression über alle Versuchspunkte ermittelt. Die Minimierung wird in Schwingspielzahlrichtung vorgenommen, da dies die von der Beanspruchungsamplitude abhängige Größe ist. Für die Bemessung sind jedoch nicht die Mittelwertkurven von Interesse, sondern es werden Wöhlerlinien mit einer bestimmten Ausfallwahrscheinlichkeit benötigt.

Für eine statistische Belegung des Zeitfestigkeitsbereichs erfolgt die Versuchsdurchführung entweder nach dem Perlschnur- oder dem Horizontenverfahren. Diese Verfahren sind in nationaler und internationaler Literatur beschrieben und u. a. in Haibach (2006)<sup>96</sup>, Naubereit und Weihert (1999)<sup>97</sup> und Lee et al. (2005)<sup>98</sup> zusammengefasst. Beim Horizontenverfahren werden auf gewählten Spannungshorizonten mehrere Proben geprüft. Nach Mauch (1999) werden im Minimum jeweils fünf Proben auf zwei Prüfhorizonten vorgeschlagen, um eine statistische Auswertung der Wöhlerlinie vorzunehmen.<sup>99</sup> Ein Vorteil dieser Versuchsführung ist die Möglichkeit, die Streuung auf

---

<sup>96</sup> Haibach (2006), S. 30ff

<sup>97</sup> Naubereit und Weihert (1999), S. 38ff

<sup>98</sup> Lee et al. (2005), S. 107ff

<sup>99</sup> Mauch (1999), S. 13

jedem Beanspruchungshorizont auszuwerten. Wenn mehr als vier Versuche auf dem entsprechenden Horizont vorliegen, kann die Streuung für jeden Horizont ausgewertet werden. Es wird häufig beobachtet, dass mit zunehmender Beanspruchung die Streuung abnimmt und im Übergangsbereich von Zeit- zu Dauerfestigkeit zunimmt. Beim Perlenschnurverfahren wird entlang der Zeitfestigkeitsgerade für verschiedene Beanspruchungsniveaus die Lebensdauer bestimmt. Die Versuchsergebnisse reihen sich wie auf einer Perlenschnur aufgefädelt aneinander. Die Parameter der Wöhlerliniengeraden, die Neigung  $m$  und der y-Achsenabschnitt  $a$ , werden mittels linearer Regression bestimmt. Die Anwendung des Verfahrens setzt den Verlauf der Wöhlerlinie als Gerade im doppeltlogarithmischen Maßstab und eine vom Spannungsniveau unabhängige Streuung voraus. Zur Untersuchung des Dauerfestigkeitsbereichs nach dem sogenannten Treppenstufenverfahren sind gemäß Hück (1981) mindestens 15 Versuche notwendig. Weitere Anmerkungen zur Versuchsplanung und der Zuverlässigkeit der Bestimmung von Wöhlerlinien und deren Streuungen aus experimentellen Daten können Martin et al. (2011\_1) und Martin et al. (2011\_2) entnommen werden. Im Rahmen von Monte-Carlo-Simulationen werden Versuchspunkte entsprechend der Versuchsführung nach dem Perlschnur- bzw. dem Horizontenverfahren in großer Zahl erzeugt und statistisch mit unterschiedlichen Methoden ausgewertet. Die Autoren empfehlen für eine gute Abschätzung der Mittelwertlinie die Versuchsführung nach dem Horizontenverfahren. Die Wahl der Prüfhorizonten sollte so erfolgen, dass sie möglichst entfernt vom Schwerpunkt der Zeitfestigkeitsgeraden liegen. Eine Regression der Versuchsdaten ist in Richtung der Schwingspielzahl und Durchläufer sind nicht in der Auswertung zu berücksichtigen. Martin et al. stellen außerdem heraus, dass die Streuung für geringe Versuchsumfänge ( $n < 30$ ) in der Regel unterschätzt wird. Aufgrund ihrer großen Bedeutung für die Bestimmung der Bemessungskurven mit einer bestimmten Ausfallwahrscheinlichkeit wird empfohlen, auf Erfahrungswerte aus der Literatur zurückzugreifen.

Um einen Vergleich untereinander und eine Einordnung der Versuchsergebnisse in den normativen Hintergrund, beispielsweise gemäß EC3-1-9, zu ermöglichen, ist zunächst eine statistische Auswertung der Schwingversuchsdaten erforderlich. Üblicherweise wird für einen Vergleich der Wöhlerlinien die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  bei 2 Mio. Lastzyklen angegeben. Die Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  erfolgt gemäß dem Hintergrundbericht EC 3 (2003) bei einer einseitigen Abgrenzung nach unten für eine Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{ii} = 95 \%$ . Für geringe Stichprobenumfänge wird empfohlen, die Versuche mit konstanter Steigung auszuwerten. Es

wird angenommen, dass sich die Häufigkeitsverteilung für die Anzahl von  $n \leq 30$  Versuchen wie die T-Verteilung nach Student für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % mit  $n - 1$  Freiheitsgraden bei fester Neigung  $m = 3$  und mit  $n - 2$  Freiheitsgraden bei variabel angenommener Steigung verhält.<sup>100</sup> Die Bemessungswöhlerlinien des EC3-1-9<sup>101</sup> wurden ebenfalls für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % bei einem Konfidenzniveau von 75 % bestimmt.<sup>102</sup> Aufgrund der leicht veränderten Annahmen liegen die berechneten charakteristischen Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$  geringfügig unterhalb der Berechnungen auf Grundlage des Hintergrundberichtes.

Das Streuband der Wöhlerlinie wird über die Streuspanne  $T_N$  als das Verhältnis der Bruchschwingspielzahlen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit  $P_{\bar{u}}$  von 10 % und 90 % gemäß Gl. (4.3) charakterisiert.

$$T_N = \frac{1}{N_{0,1}/N_{0,9}} \quad (4.3)$$

Bei üblicher Annahme einer logarithmischen Gauß-Normalverteilung werden die Streuungen der einzelnen Versuchsergebnisse um die ermittelte 50 %- bzw. Mittelwert-Wöhlerlinie durch die Standardabweichung  $s$  charakterisiert. Die untere und obere Streugrenze  $N_{0,1}$  bzw.  $N_{0,9}$  liegt dabei jeweils in einem Abstand von  $1,28 \cdot s$  unter- bzw. oberhalb des Mittelwertes. Zur Auswertung der mittleren Streuung werden die Bruchschwingspielzahlen unter Verwendung der Wöhlerliniengleichung auf einen gewählten, mittleren Spannungshorizont  $\Delta\sigma_{trans}$  nach Gl. (4.4) transformiert.<sup>103</sup> Dies entspricht der Versuchsauswertung gemäß dem Perlschnurverfahren.

$$N_{trans\ 0,5} = N_{0,5} \cdot (\Delta\sigma_{trans}/\Delta\sigma)^m \quad (4.4)$$

## 4.2 Auswertung von Versuchsdaten aus der Literatur

### 4.2.1 Beschreibung der Datenbasis

Als Grundlage für eine Bewertung und Einordnung der in Kapitel 4.3 beschriebenen durchgeführten Schwingversuche werden in diesem Abschnitt Versuchsdaten mit einstufiger, axialer Beanspruchung aus der Literatur zusammengeführt und gemeinsam ausgewertet. Die Auswertung fokussiert sich besonders auf Ermüdungsversuche an

<sup>100</sup> aufgefasst als einseitiges Prognoseintervall nach Euler und Kuhlmann (2014)

<sup>101</sup> DIN EN 1993-1-9, S. 19, Anmerkung 1

<sup>102</sup> aufgefasst als einseitiges Toleranzintervall nach Euler und Kuhlmann (2014)

<sup>103</sup> Mauch (1999), S. 160

dickwandigen, querbelasteten Stumpfstößen mit einer Blechdicke  $t \geq 16$  mm, wie sie für Rundnähte von Stahlrohrtürmen und Monopiles typisch sind. Die zusammengestellten Versuchsergebnisse eröffnen die Möglichkeit, Effekte aus der Herstellung, der Probengeometrie und der Versuchsführung in der Auswertung zu berücksichtigen. Die Einordnung der eigenen Versuche wird vereinfacht.

In jüngerer Vergangenheit stellen beispielsweise Dürr (2007) und Berg (2016) Versuchsdaten aus der Literatur zusammen und werten die Versuchspunkte nochmals einheitlich statistisch aus, um Fragestellungen für ihre eigenen Untersuchungen abzuleiten und eine Bewertungsgrundlage zu schaffen. Dürr konzentriert sich dabei auf das Detail der Quersteife, Berg bezieht zusätzlich die Kerbdetails der Längssteife, der Lamelle und des Stumpfstoßes mit ein. Die Auswertung der beiden Autoren ist in erster Linie durch die Frage motiviert, wie sich eine Schweißnahtnachbehandlung durch Hämmern der Nahtübergänge auf die Ermüdungsfestigkeit auswirkt. Sie fokussierten sich daher auf höherfeste Feinkornbaustähle.

Tab. 4-1: Verteilung der Versuchspunkte an axial, querbeanspruchten Stumpfstößen

	Blechdicke									
	5 - 15 mm	16 - 19 mm	20 - 29 mm	30 - 39 mm	40 - 49 mm	50 - 59 mm	60 - 69 mm	70 - 79 mm	80 - 89 mm	160 mm
Versuchspunkte insgesamt	230	301	508	89	141	98	66	22	48	4
Proben im Schweißzustand, Versagen am Nahtübergang	206	78	347	62	101	89	47	22	36	3
Proben im Schweißzustand, Versagen am Nahtübergang, $R \geq 0.0$	148	62	314	62	87	89	43	22	36	3

Berg wertet querbelastete Stumpfstöße bis zu einer Blechdicke von  $t = 16$  mm aus. Die hier dargestellte Sammlung konzentriert sich auf Versuche an Blechdicken größer als 16 mm. Dabei wird einmal mehr deutlich, dass die Datenbasis gerade im Dickblechbereich gering ist. 58 Versuchsreihen bzw. 510 Versuchspunkte stammen aus dem Wöhlerlinienkatalog von Olivier und Ritter (1979). Zusätzlich stehen mit der Dissertation von Ólafsson (2016) sieben Versuchsreihen mit 179 Einzelversuchen mit Blechdicken von 20, 30 und 40 mm zur Verfügung. Weitere Versuchsreihen sind aus Otha et al. (1984), Noordhoek et al. (1987), El Dine (2007), Ummenhofer et al. (2007),



Weich (2009), von Selle et al. (2011), Wetzler et al. (2014) und Eichler (2018) entnommen. Aufgrund der geringen Datenbasis sind auch Versuchsergebnisse an einseitig ausgeführten Verbindungen aus dem Wöhlerlinienkatalog von Olivier und Ritter (1979) sowie aus den Forschungsarbeiten von Zwick (1982), Kim et al. (2009), Pelzer et al. (2013), Moraitis (2014)<sup>104</sup> und Kang (2016) in die Auswertung einbezogen worden. Jedoch nur die Ergebnisse mit einem Ermüdungsversagen ausgehend am Nahtübergang der Decklage. Die Datensammlung an Proben mit  $t > 16$  mm besteht damit aus insgesamt 109 Versuchsreihen mit 1 277 Versuchspunkten. Werden allein Versuchspunkte von Proben im Schweißzustand und mit einem Rissbeginn am Nahtübergang einbezogen, reduziert sich die Anzahl auf insgesamt 793 Einzeltests. Werden außerdem Versuche mit einer Wechselbeanspruchung, also einem Spannungsverhältnis  $R$  kleiner als 0,0, sowie Versuche mit einer Lebensdauer  $N < 10\,000$  Lastzyklen ausgeschlossen, verbleiben noch 718 Versuchspunkte für eine weiterführende Auswertung. Vergleichend werden außerdem Versuche an Stumpfstößen mit einer Blechdicke von  $t < 16$  mm berücksichtigt. Insgesamt 21 Versuchsreihen mit 232 Einzeltests sind den Untersuchungen von Nitschke-Pagel (1995), Demofonti et al. (2001), Lachmann (2003), Lixing et al. (2004), Pijpers (2011), Leitner et al. (2014) und Leitner (2017) entnommen. Werden auch hier Versuche mit einem Spannungsverhältnis  $R \geq 0$  und einer erreichten Lebensdauer von  $N > 10\,000$  Lastzyklen berücksichtigt, liegen 148 Einzelversuche vor. Tab. 4-1 fasst die zahlenmäßige Verteilung der Versuchsdaten auf die jeweiligen Blechdickenbereiche zusammen.

Abb. 4-1 stellt zunächst alle Versuchspunkte in einem Wöhlerdiagramm dar. Die Einzelpunkte sind entsprechend ihrer Zugehörigkeit zum Blechdickenbereich  $t < 16$  mm,  $16 \text{ mm} \leq t < 25$  mm bzw.  $t > 25$  mm eingefärbt. In der Tendenz zeigt sich durchaus eine leichte Abnahme der Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Blechdicke, wobei unterschiedlichste Einflüsse aus der Herstellung, dem Spannungsverhältnis und der Probengeometrie gemeinschaftlich betrachtet werden.

---

<sup>104</sup> Moraitis (2014), Ermüdungsversuche aus einem Joint Development Programme II mit Beteiligung des Germanischen Lloyd, eines Stahlherstellers und verschiedener Werften

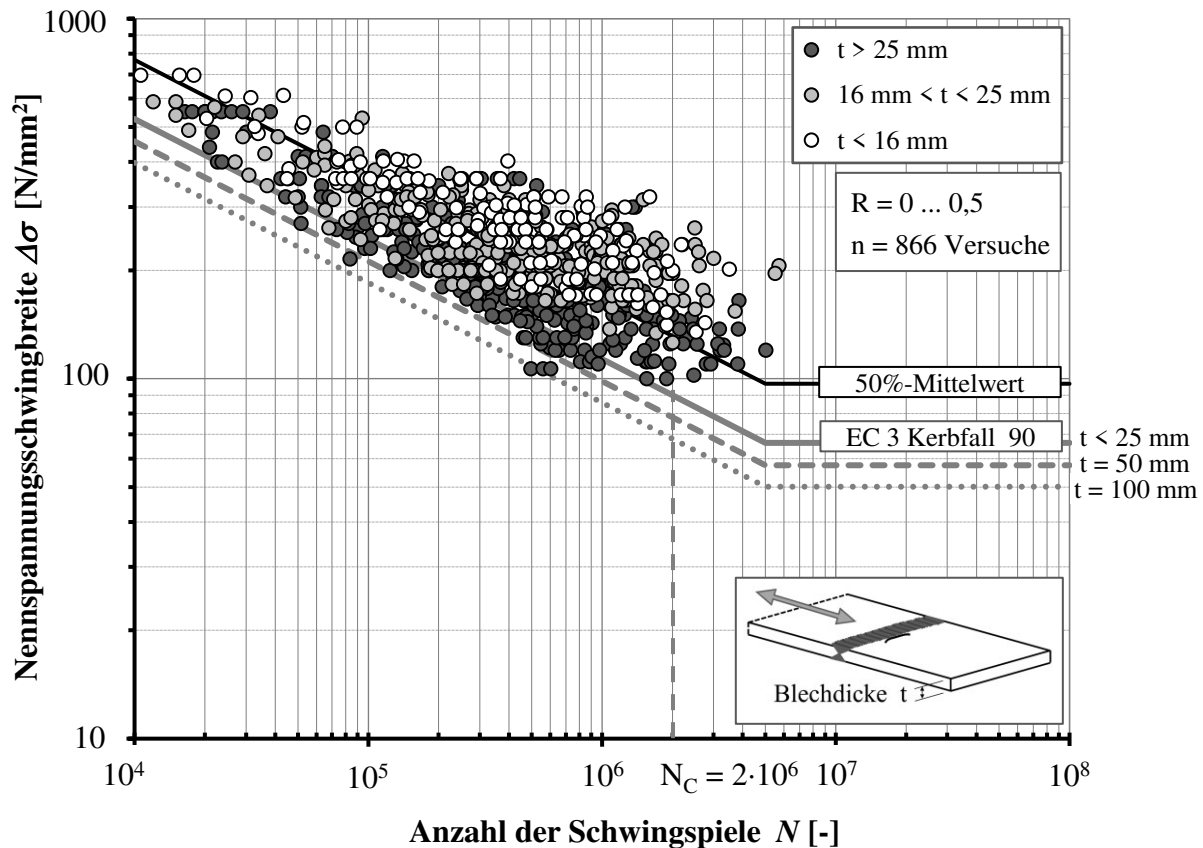


Abb. 4-1. Schwingfestigkeit der Versuchsdaten aus der Literatur über alle Blechdicken

Für die weiteren Untersuchungen werden die Versuchsdaten nochmals aufbereitet, und jede Versuchsreihe wird zunächst separat ausgewertet. Liegen auf einem Lashorizont mindestens vier Einzelergebnisse vor, werden mögliche Ausreißer identifiziert und gegebenenfalls für die folgenden Auswertungen ausgeschlossen. Die Wöhlerlinienparameter  $m$  und  $\log a$  gemäß Gl. (4.2) werden im Rahmen einer linearen Regression bestimmt und auch der Bemessungswert statistisch ausgewertet. Dabei wird die Neigung sowohl konstant mit  $m = 3$  als auch variabel angenommen. Bei der Auswertung von Versuchsreihen, die nicht aus einer Grundgesamtheit stammen, empfiehlt die IIW-Richtlinie (2016) die Verteilung des Parameters  $\log a$  auf ihre Homogenität hin zu überprüfen.<sup>105</sup> Dies erfolgt zunächst für Versuchsreihen an Proben mit einer Blechdicke  $t \leq 25$  mm. Werden für diese Versuchsdaten die Parameter  $\log a$  für eine Neigung mit  $m = 3$  ausgewertet und in ein Wahrscheinlichkeitsnetz eingetragen, kann gemäß

<sup>105</sup> IIW-Richtlinie (2016), Abschnitt 3.7.3, S. 77 f.

Abb. 4-2 links eine homogene Normalverteilung bestätigt werden. Der Test auf Normalverteilung nach Anderson-Darling ist ebenfalls positiv. Wird der Parameter  $\log a$  bei variabler Neigung betrachtet, sind die zwar Streuungen deutlich größer und die Gerade in Abb. 4-2 rechts ist flacher geneigt, jedoch kann auch für diese Daten gemäß des Tests nach Anderson-Darling eine Normalverteilung unterstellt werden.

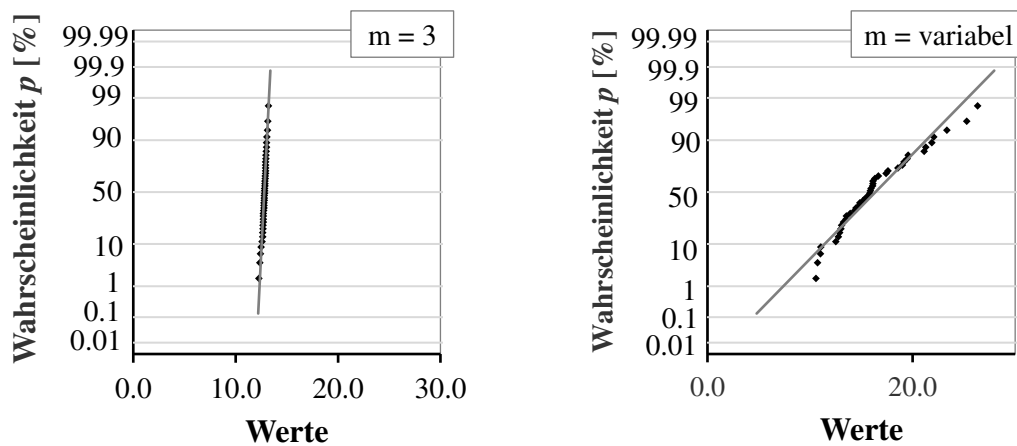


Abb. 4-2. Prüfung des Wöhlerlinienparameters  $\log a$  auf Normalverteilung im Wahrscheinlichkeitsnetz für Versuche an Proben mit einer Blechdicke von  $t \leq 25$  mm; links:  $\log a$  bei konstanter Neigung  $m = 3$ ; rechts bei variabler Neigung

Aufgrund des zusätzlichen Freiheitsgrades einer variablen Neigung bei der linearen Regression kann diese Zunahme der Streuung erwartet werden. Die Vorgabe einer konstanten Neigung egalisiert bei einem Vergleich mehrerer Versuchsreihen das Ergebnis der statistischen Auswertung. Da Versuchspunkte in den meist schwächer belegten Randbereichen, d. h. im Bereich der Kurzzeitfestigkeit und somit auf hohem Lastniveau und im Bereich der Langzeitfestigkeit und somit auf geringerem Lastniveaus die Wöhlerlinienneigung in besonderem Maße beeinflussen, ist die Auswertung mit konstanter Neigung zu bevorzugen. Nach den Vorgaben der IIW-Richtlinie sind im Vorfeld mögliche Ausreißer der Versuchsreihen auszuschließen, um die Gesamtstreuungen zu reduzieren und Aussagen ableiten zu können. Zur Identifikation von Ausreißern stehen verschiedene statistische Methoden zur Verfügung. Mit dem hier angewendeten Ausreißertest nach Grubbs werden die Extremwerte einer normalverteilten Stichprobe geprüft. Weiterhin werden Versuchsreihen ausgeschlossen, deren Parameter  $\log a$  au-

ßerhalb des Bereichs des Mittelwertes  $\pm 2 \cdot$  Standardabweichung liegen. Zur Auswertung der Ermüdungsergebnisse aus der Literatur werden die Parameter der Versuchsserien, z. B. eines bestimmten Blechdickenbereichs, wie folgt aufbereitet:

- Überprüfen der Werte auf Normalverteilung durch Eintragen im Wahrscheinlichkeitsnetz und statistischem Test nach Anderson-Darling
- Identifikation von Ausreißern durch den Ausreißertest nach Grubbs sowie Ausschließen von Werten außerhalb des Bereichs Mittelwertes  $\pm 2 \cdot$  Standardabweichung

#### 4.2.2 Mittelspannungsempfindlichkeit

Wie im Abschnitt 2.3.4 beschrieben, wird der Bemessungswert der Schwingfestigkeit unabhängig vom Spannungsverhältnis der äußeren Belastung definiert. Dieser Ansatz wird durch die hohen schweißbedingten Zugeigenstressungen, die konservativ in Höhe der Streckgrenze angenommen werden, erklärt. Die Oberspannung der Beanspruchung ist durch die Streckgrenze bestimmt und führt beim Nachweis der Ermüdungssicherheit zu einer von der Mittelspannung unabhängigen Betrachtung.

Die Grundlage der Bemessungswöhlerlinien sind jedoch Versuche an bauteilähnlichen Proben, deren Eigenspannungszustand kaum mit dem eines Bauteils vergleichbar ist. Eine Mittelspannungsempfindlichkeit für Proben mit einer Blechdicke von  $t < 25$  mm darf erwartet werden. In der IIW-Richtlinie wird daher vorgeschlagen, entweder Versuche an kleinen Proben mit hoher Mittelspannung durchzuführen, d. h.  $R = 0,5$ , oder den resultierenden Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei  $N_C = 2 \cdot 10^6$  Lastzyklen abzumindern. Beispielsweise für Versuche bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0$  um 20 %.<sup>106</sup> Tab. 4-2 fasst die erneute statistische Auswertung der Versuchsdaten zusammen und bestätigt den oben genannten Zusammenhang. Wird die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C = 118$  N/mm<sup>2</sup> bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0$  wie empfohlen um 20 % abgemindert, ergibt sich eine Ermüdungsfestigkeit von  $\Delta\sigma_C = 94$  N/mm<sup>2</sup> bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$ . Dieser Wert trifft genau die ermittelte Festigkeit. Für die betrachtete Datenbasis nimmt die Ermüdungsfestigkeit mit abnehmendem Spannungsverhältnis zu. Einzige Ausnahme stellen die Versuche bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,2$  dar. Für diese Versuche ist die Ermüdungsfestigkeit geringer.

---

<sup>106</sup> IIW-Richtlinie (2016), S. 77

Tab. 4-2: Statistische Auswertung der Literaturdaten für Proben mit einer Blechdicke  $t < 25 \text{ mm}$  in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses

	n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$
	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
R = -1,0	28	3	190	148	2,83	184	140
R = 0,0	99	3	159	118	3,78	175	140
R = 0,1	75	3	149	113	3,40	160	127
R = 0,2	46	3	113	83	4,42	136	117
R = 0,5	67	3	133	94	3,35	139	103

Die zuvor genannte Abminderung ist in etwa gleichbedeutend mit den Vorgaben der IIW-Richtlinie für die Berücksichtigung des Mittelspannungseinflusses auf die Ermüdungsfestigkeit für ungeschweißte Proben mit nur geringen Eigenspannungen, d. h.  $\sigma_{res} < 0,2 \cdot f_y$ .<sup>107</sup>

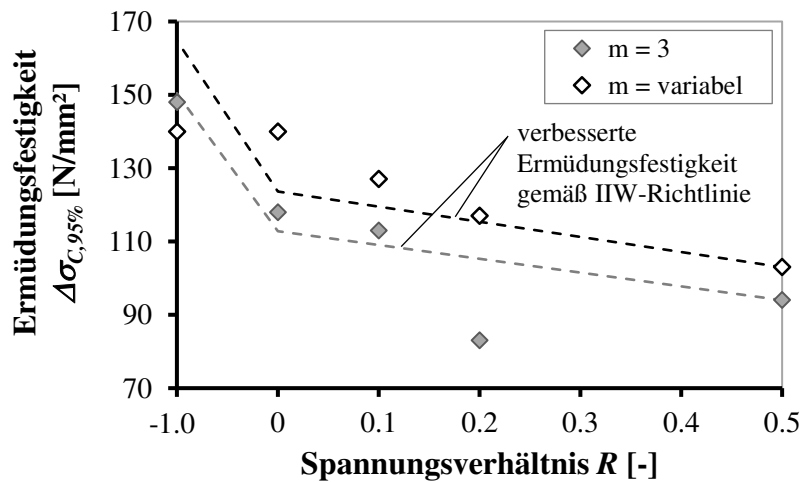


Abb. 4-3. Darstellung des Bemessungswertes der Ermüdungsfestigkeit über das Spannungsverhältnis für Proben mit einer Blechdicke von  $t < 25 \text{ mm}$

Abb. 4-3 zeigt daher zusätzlich zur Abhängigkeit der ermittelten Ermüdungsfestigkeit vom experimentellen Spannungsverhältnis auch die zuvor beschriebene Vorgabe der IIW-Richtlinie. Insbesondere die mit konstanter Neigung analysierten Ermüdungsfestigkeitskurven spiegeln den in der IIW-Richtlinie benannten Zusammenhang nahezu treffend

<sup>107</sup> IIW-Richtlinie (2016), S. 63, case I

wider. Als Ausgangswert für die Verbesserung nach IIW-Richtlinie wird dabei die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C = 94 \text{ N/mm}^2$  bei einem Spannungsverhältnis  $R = 0,5$  angenommen.

Die statistische Auswertung wird in gleicher Weise für die Versuchspunkte der Proben mit einer Blechdicke  $t > 25 \text{ mm}$  durchgeführt. Tab. 4-3 gibt einen Überblick über die ermittelten mittleren Ermüdungsfestigkeiten und ihre Bemessungswerte. Der Vergleich zeigt sowohl für die Analyse mit konstanter als auch mit variabler Amplitude, dass der Einfluss des Spannungsverhältnisses auf die Ermüdungsfestigkeit der Verbindungen mit einer Blechdicke  $t > 25 \text{ mm}$  deutlich geringer ist als noch für die zuvor beschriebenen dünnwandigen Proben. Die ermittelten Festigkeiten sind bei einer Zugschwellbelastung, d. h. für  $R > 0$  nahezu konstant. Der Ansatz der Normen und Richtlinien, die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Mittelspannung und damit des Spannungsverhältnisses zu bewerten, wird damit bestätigt.

Tab. 4-3: Statistische Auswertung der Literaturdaten für Proben mit einer Blechdicke  $t > 25 \text{ mm}$  in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses

	n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$
	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
R = -1,0	9	3	223	182	2,60	213	169
R = 0,0	74	3	116	91	2,99	115	91
R = 0,1	150	3	117	89	3,25	121	94
R = 0,5	64	3	109	90	3,46	116	99

Eine Ausnahme stellen die Versuche mit Vorgabe einer Wechsellast dar. Bei einem Spannungsverhältnis von  $R = -1$  liegt die halbe Spannungsschwingweite im günstigen Druckbereich, was sich wiederum positiv in einer deutlich höheren Ermüdungsfestigkeit zeigt. Angemerkt werden muss allerdings, dass die Versuchsanzahl für diesen Parameter mit  $n = 9$  sehr gering ist und zur Absicherung weitere Untersuchungen erforderlich sind. Für Proben mit größerer Blechdicke darf erwartet werden, dass die komplexe Eigenspannungsverteilung nach dem Schweißen auch über die Probenvorbereitung und den -zuschnitt hinaus in der Probe konserviert ist. Diese Auswertung bestätigt, wie in Abschnitt 2.3.4 beschrieben, dass für dickwandige Schweißverbindungen, bei denen sich ein komplexer Eigenspannungszustand einstellt, die Ermüdungsfestigkeit unabhängig vom Spannungsverhältnis  $R$  zu beurteilen ist.

### 4.2.3 Blechdickenabhängigkeit

Im nächsten Abschnitt wird eine Blechdickenabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit näher untersucht. Als Datenbasis wird jede Versuchsserie separat ausgewertet und daraufhin gemäß dem Vorgehen, beschrieben in Abschnitt 4.2, beurteilt.

Für diese statistisch aufbereiteten Datengrundlage wird in Abb. 4-4 die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  bei einer Schwingspielzahl von  $N = 2$  Mio. über die jeweilige Blechdicke  $t$  aufgetragen. Dabei werden sowohl der Mittelwert als auch die charakteristische Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt. Gemäß den hier gewählten Vorgaben des Eurocode 3 wird die Ermüdungsfestigkeit für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % bei einer Vertrauenswahrscheinlichkeit von 75 % bestimmt. Das Verhältnis der charakteristischen Festigkeit zum Mittelwert wird wesentlich durch die Streuung der jeweiligen Versuchsserie und die Anzahl der Versuchspunkte beeinflusst. Unterschieden wird außerdem zwischen einer Näherungslösung bei einer mit  $m = 3$  konstant vorgegebenen und einer variablen Neigung. Wie zuvor bereits festgestellt werden konnte, ist die Streuung der Einzelergebnisse aufgrund des zusätzlichen Freiheitsgrades bei einer Näherungslösung mit variabel angenommener Neigung größer. Tendenziell kann für beide Varianten eine Abnahme der Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Blechdicke beobachtet werden. Für die Mittelwerte ist dieser Trend etwas ausgeprägter als für die charakteristischen Festigkeiten. Vergleichend ist in Abb. 4-4 für den Kerbfall 90 die normativ geforderte Abminderung der Ermüdungsfestigkeit grafisch dargestellt. Sie ist für Blechdicken  $t > 25$  mm anzuwenden. Für die auf Grundlage der Versuchsdaten ermittelten charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten liefert der Ansatz des normativen Abminderungsfaktors  $f(t)$  eine konservative Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit.<sup>108</sup>

---

<sup>108</sup> siehe auch Abschnitt 2.3.5,  $f(t) = (t_{\text{ref}}/t_{\text{eff}})^{0,2}$

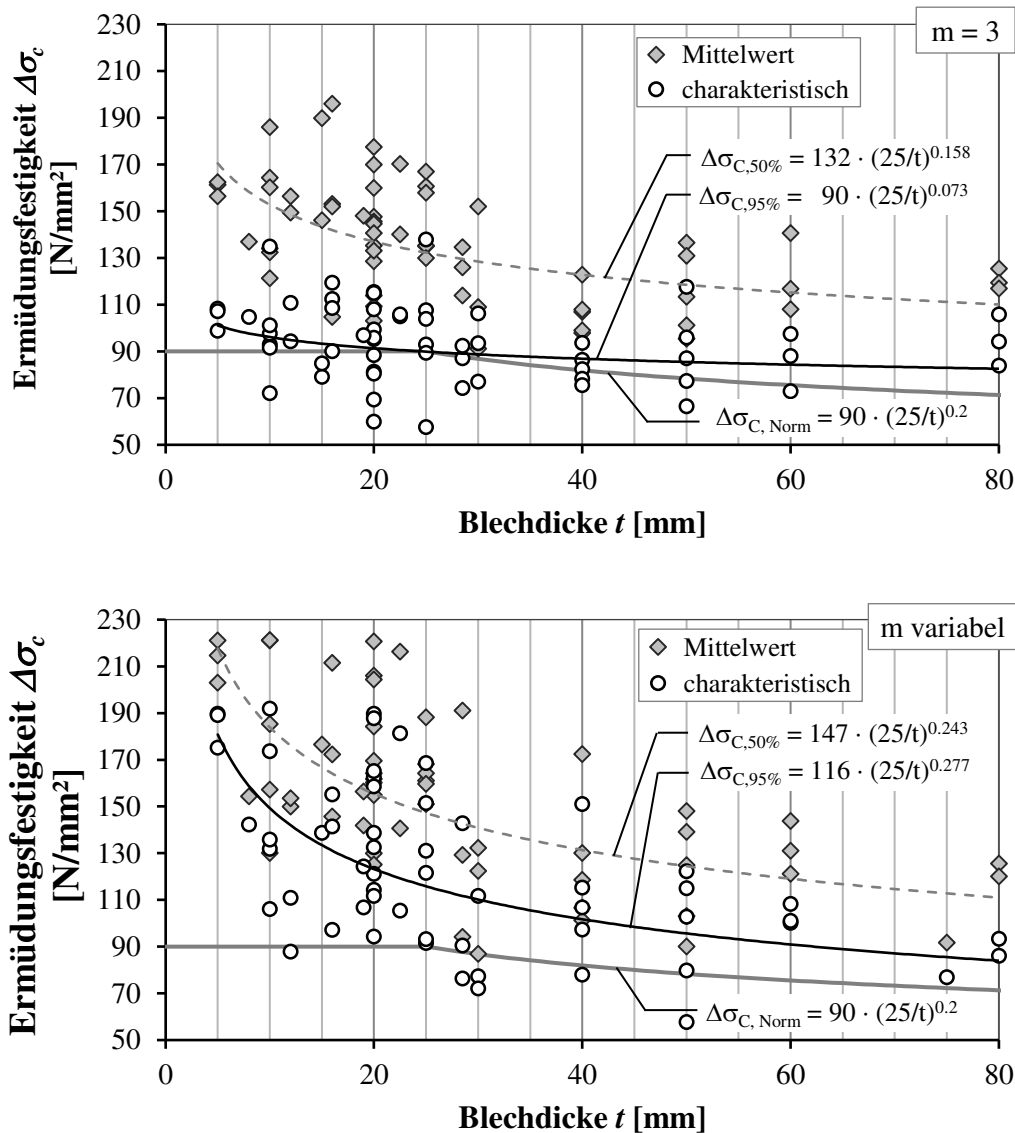


Abb. 4-4. Auswertung der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  über alle Versuchsserien mit Vorgabe einer konstanten Neigung von  $m = 3$  (oben) und mit variabler Neigung (unten) in Abhängigkeit der Blechdicke

Werden die Normvorgaben für eine blechdickenabhängige Abminderung der Festigkeit mit der Ausgleichskurve auf Basis der Versuchsdaten verglichen, ist festzustellen, dass im Falle einer konstant vorgegebenen Neigung die Vorgabe des Exponenten mit  $n = 0,2$  zu konservativ erscheint. Beide Ausgleichskurven liegen oberhalb der Normvorgabe. Auf Basis des Mittelwertes wird  $n = 0,16$  und für die charakteristische Festigkeit  $n = 0,07$  ermittelt, wobei für die Bemessung allein der letztgenannte Wert maßgebend ist. Die Lage der Kurve in Ordinatenrichtung wird dabei durch die Basis der Gleichung



bestimmt. Sie entspricht in diesem Fall der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit der Normvorgabe. Bei der Bewertung dieser Ergebnisse ist jedoch zu berücksichtigen, dass die Streuung der Ergebnisse um diese Ausgleichskurve sehr groß ist. Erfolgt ein Vergleich mit den Versuchen bei variabel angenommener Neigung zeigt sich ein anderes Bild. Durch die höhere Basis liegen die Ausgleichskurven grundsätzlich höher als noch bei einer linearen Regression mit konstant vorgegebener Neigung. Die Abminderung ist jedoch im Verhältnis größer, da die Exponenten mit  $n = 0,24$  bzw.  $0,28$  größer sind als die Vorgabe nach Norm.

Auch um die Streuung der Ergebnisse besser beurteilen zu können, werden alternativ die Literaturdaten nicht auf Basis der einzelnen Serie, sondern auf Basis der Summe der Versuchspunkte für die in Tab. 4-4 jeweils aufgeführten Blechdickenbereiche ausgewertet.

Tab. 4-4: Statistische Auswertung der Literaturdaten bezogen auf die einzelnen Versuchspunkte der jeweiligen Blechdickenbereiche

Blechdicke t	n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	$\Delta\sigma_{C,red}^*$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	$\Delta\sigma_{C,red}^*$
	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
5 ... 10 mm	92	3	157	119	95	3,05	159	121	97
11 ... 20 mm	156	3	155	119	102	3,13	158	122	104
21 ... 25 mm	97	3	142	108	90	3,71	158	129	107
<b>5 ... 25 mm</b>	<b>335</b>	<b>3</b>	<b>152</b>	<b>115</b>	<b>99</b>	<b>3,15</b>	<b>156</b>	<b>120</b>	<b>103</b>
26 ... 30 mm	45	3	126	103	90	3,21	134	112	112
31 ... 40 mm	70	3	111	86	86	3,60	121	101	101
41 ... 50 mm	56	3	110	85	85	3,23	114	90	90
51 ... 60 mm	32	3	113	83	83	3,60	122	96	96
71 ... 80 mm	32	3	110	88	88	3,05	111	89	89
t = 160 mm	3	3	87	69	69	2,75	84	50	50

\*Abminderung zur Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit für Blechdicken  $t < 25$  mm

Die Auswertung erfolgt analog zum bisherigen Vorgehen. Zunächst werden für die zusammengeführte Datenbasis Lasthorizonte identifiziert. Die Versuchsergebnisse auf diesem Horizont werden mit dem Test nach Anderson-Darling auf Normalverteilung geprüft und wenn notwendig Ausreißer ausgeschlossen. Daraufhin erfolgt die statistische Auswertung der mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeit sowohl bei

einer angenommenen Neigung von  $m = 3$  als auch bei einer variablen Neigung. Die Ergebnisse sind in Tab. 4-4 zusammengefasst.

Die mittleren sowie charakteristischen Festigkeiten  $\Delta\sigma_C$ , ermittelt im Rahmen einer linearen Regression mit konstant angenommener Neigung, fallen für Blechdicken  $t > 25$  mm nahezu sprunghaft ab. Nach diesem Abfall und für Blechdicken mit  $t > 30$  mm variiert die Festigkeit auch für größere Blechdicken nur wenig. Bei einer Regressionsberechnung mit variabel angenommener Neigung kann ebenfalls eine kontinuierliche Abnahme der Festigkeit für zunehmende Blechdicken beobachtet werden.

Wird berücksichtigt, dass für geringere Blechdicken gemäß Kapitel 4.2.2 eine Mittelspannungsempfindlichkeit der Ermüdungsfestigkeit beobachtet werden kann, sind diese höheren Ermüdungsfestigkeiten für  $t < 25$  mm zu erklären. Das durchschnittliche Spannungsverhältnis dieser Versuche variierte zwischen  $R = 0$  und  $0,2$ . Nach den Empfehlungen der IIW-Richtlinie (2016) sind die ermittelten Festigkeiten im Vergleich zu Proben mit hohen Eigenspannungen und damit keiner Mittelspannungsempfindlichkeit zu günstig. Die ursprünglich ermittelte Ermüdungsfestigkeit wird daher entsprechend der Vorgabe der Richtlinie und abhängig vom mittleren Spannungsverhältnis  $R$  um 14 bis 20 % abgemindert. Die reduzierte Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,red}$  ist in Tab. 4-4 zusätzlich aufgeführt.

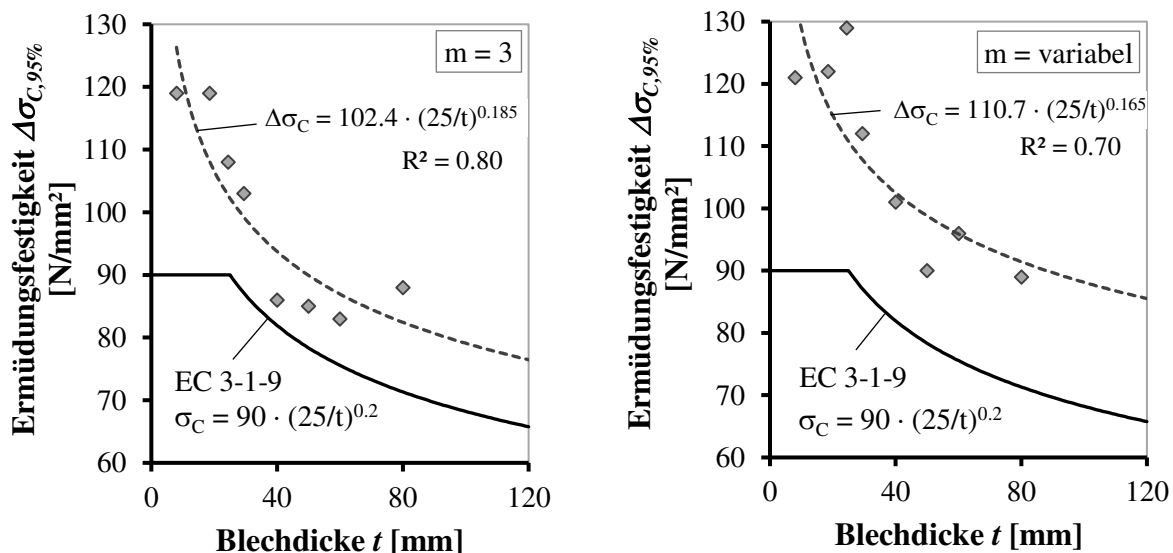


Abb. 4-5. Blechdickenbedingte Abminderung der Ermüdungsfestigkeit nach Norm im Vergleich zu der Auswertung der Literatur

Abb. 4-5 stellt die blechdickenbedingte Abnahme der Ermüdungsfestigkeit links bei einer Auswertung mit fest angenommener und rechts bei variabler Neigung grafisch dar. Die Ausgleichskurve weist im Vergleich zur Norm eine höhere Ausgangsfestigkeit von  $\Delta\sigma_C = 102 \text{ N/mm}^2$  und mit  $n = 0,185$  einen geringeren Exponenten als die Normkurve auf, wobei nur die Punkte für Blechdicken  $t > 25 \text{ mm}$  berücksichtigt werden. Die auf dieser Grundlage ermittelten charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten sind damit im Vergleich zur Vorgabe der Norm größer. Für die Festigkeiten, die mit einer linearen Regressionsanalyse bei variabler Neigung ermittelt werden, wird die Trendkurve deutlich oberhalb der Normkurve ermittelt. Anzumerken ist, dass die Trendkurve nicht alle Werte auf der sicheren Seite abbildet. Eine Verschiebung in Richtung der Abszisse ist durch eine geringere Ausgangsfestigkeit leicht möglich.

Ein verändertes Bild ergibt sich, wenn im nächsten Schritt die entsprechend der Mittelspannungsempfindlichkeit abgeminderten Festigkeitswerte betrachtet werden. Eine blechdickenbedingte Reduktion der Ermüdungsfestigkeit kann in Abb. 4-6 auch für die abgeminderten Festigkeiten beobachtet werden, ist jedoch weniger ausgeprägt und die Exponenten sind mit  $n = 0,066$  bzw.  $0,046$  deutlich geringer als der Normwert von  $0,2$ . Die blechdickenbedingte Abminderung nach Norm scheint damit zu konservativ.

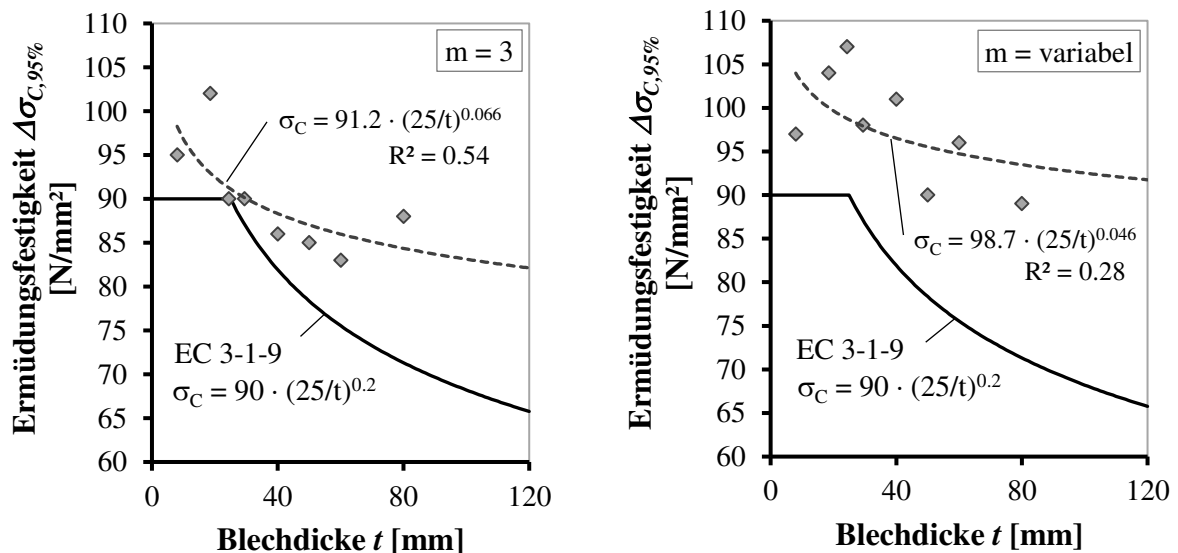


Abb. 4-6. Blechdickenbedingte Abminderung der Ermüdungsfestigkeit nach Norm im Vergleich zu der Auswertung der Literatur mit einer Berücksichtigung der Mittelspannungsempfindlichkeit

Um diese abschließend zu bewerten, sind die Streuung und die geringe Datenbasis kritisch zu betrachten. Nach Durchsicht und statistischer Überprüfung verbleiben für eine statistische Auswertung lediglich 306 Versuchspunkte im Blechdickenbereich  $t > 25$  mm. Damit ist die Anzahl der Versuche, nach Unterteilung auf die jeweiligen Blechdickenbereiche, zu gering, um statistisch verlässliche Aussagen treffen zu können. Die Streuungen sind recht groß, z. B. für die Versuche an Proben im Blechdickenbereich von  $t = 26$  bis 30 mm. Außerdem ist zu berücksichtigen, dass die Versuchsserien häufig durch eine bestimmte Fragestellung motiviert sind, z. B. wie sich veränderte Schweißbedingungen oder alternative Schweißverfahren auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken. Die Frage nach einer möglichen Blechdickenabhängigkeit steht bei vielen Untersuchungen nicht vornehmlich im Vordergrund. Zusätzlich sind die Randbedingungen der Probenfertigung und deren Qualität häufig nur unzureichend dokumentiert. Ob die Proben tatsächlich der erforderlichen Qualität für wechselnd beanspruchte Konstruktionen, beispielsweise entsprechend Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817, genügen, kann kaum nachvollzogen werden.

Ähnlich wie auch Pedersen et al. (2012) darstellen, veranlasst diese Auswertung dazu, die Vorgabe der Standards und Normen für eine blechdickenbedingte Abminderung der Ermüdungsfestigkeit zu hinterfragen. Ein Blechdickeneffekt ist feststellbar, jedoch erscheint die Vorgabe eines Exponenten von  $n = 0,2$  zunächst als zu konservativ. Daher schlagen Pedersen et al. (2012) basierend auf ihrer Auswertung  $n = 0,05$  vor. Wird die Ausgleichskurve der charakteristischen Festigkeiten gemäß Abb. 4-4 betrachtet, könnte mit  $n = 0,073$  ebenfalls ein deutlich geringerer Exponent vorgeschlagen werden. Die Festigkeitswerte der Serien um diese Ausgleichskurve herum streuen jedoch sehr stark. Die Darstellung und Auswertung gemäß Abb. 4-5 ist daher besser geeignet, die Normvorgabe zu bewerten. Mit  $n = 0,185$  ist der Wert zwar etwas geringer, trifft aber dennoch recht gut die Vorgaben der Richtlinien. Wird eine Mittelspannungsempfindlichkeit für Proben mit einer Blechdicke von  $t < 25$  mm angenommen und die experimentellen Festigkeitswerte entsprechend abgemindert, zeigt Abb. 4-6, dass die Exponenten mit  $n = 0,066$  bzw.  $0,046$  für diesen Fall deutlich geringer sind. Mit diesem Wissen besteht perspektivisch durchaus die Möglichkeit, die Normvorgabe abzumindern und die Bemessungsergebnisse wirtschaftlicher zu gestalten.

#### **4.2.4 Abhängigkeit von der Grundmaterialfestigkeit**

Allgemein wissenschaftlich und technisch anerkannt ist die Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Streckgrenze des Grundmaterials. Aufgrund der höheren

Kerbsensitivität höherfester Stähle ist eine erhöhte Grundmaterialfestigkeit nicht gleichbedeutend mit einer verbesserten Ermüdungsfestigkeit. Die erneute Auswertung der Versuchsdaten bestätigt diese Aussage. Die Datenbasis berücksichtigt alle Serien mit einem Spannungsverhältnis von  $R \geq 0$  über alle Blechdicken.

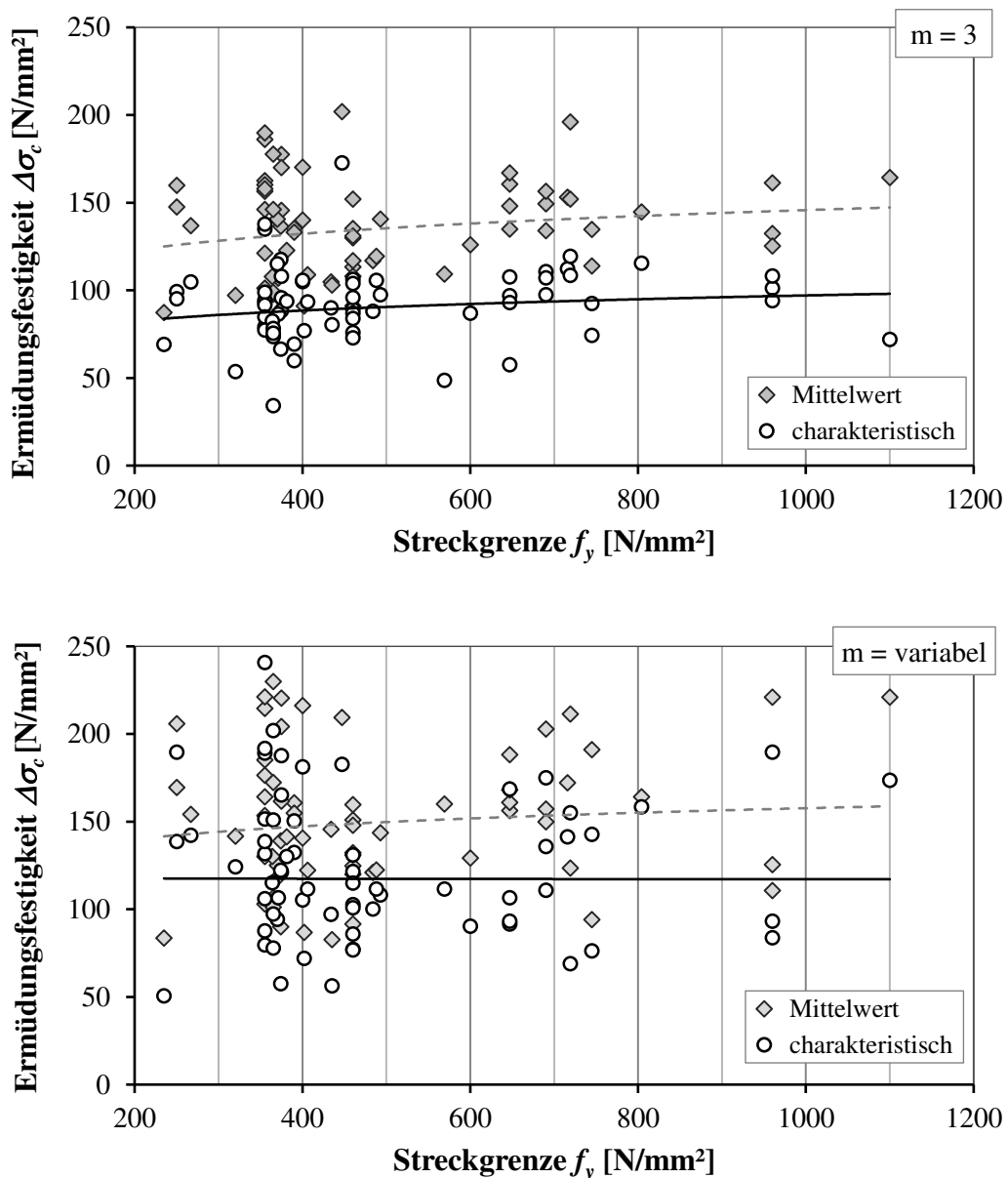


Abb. 4-7. Auswertung der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  über alle Versuchsserien mit Vorgabe einer konstanten Neigung von  $m = 3$  (oben) und mit variabler Neigung (unten) in Abhängigkeit der Streckgrenze des Grundmaterials

Abb. 4-7 veranschaulicht diesen Zusammenhang in einer Darstellung der Ermüdungsfestigkeit über die Streckgrenze  $f_y$  des Grundmaterials. Die Trendlinien sind ebenfalls eingezeichnet und verlaufen nahezu horizontal. Die Unabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeit von der Streckgrenze ist damit erneut bestätigt. Auch wenn eine Tendenz zu erkennen wäre, sind die Streuungen um die Trendlinien erneut groß und erlauben keine Aussage.

#### 4.2.5 Schweißtechnologische Einflüsse

Abschließend wird betrachtet, ob aus der Anwendung von modernen Hochleistungsfügeverfahren eine verbesserte Ermüdungsfestigkeit resultiert. Die Proben der betrachteten Versuchsserien wurden überwiegend mit herkömmlichen Verfahren, wie z. B. dem Metall-Schutzgasschweißen oder dem Unterpulverschweißen, gefügt. Diese Verfahren repräsentieren für das Schweißen dickwandiger Konstruktionen den jeweils zum Zeitpunkt der Untersuchung maßgebenden Stand der Technik und werden überwiegend mehrlagig ausgeführt. In jüngerer Vergangenheit wird auch die Ermüdungsfestigkeit von Verbindungen, die mit alternativen Verfahren geschweißt wurden, untersucht. Wetzel et al. (2014) und Ólafsson (2016) beziehen vergleichend zu konventionellen Verfahren auch das Laser-Hybridschweißen in ihre Versuchsmatrix mit ein. Im Projekt „FOG – Optimierte Fertigungsstrategien und Fertigungsprozesse für Offshore-Gründungsstrukturen im Hinblick auf eine erforderliche Serienfertigung“ von Pelzer et al. (2013) findet außerdem das Elektronenstrahlschweißen Anwendung.

Bei den bisherigen Auswertungen fiel auf, dass die mit alternativen Verfahren gefertigten Serien stets im oberen Randbereich der Festigkeiten zu finden sind. Werden die Versuchsserien mit Blechdicken von  $t \geq 25$  mm und einem Spannungsverhältnis von  $R \geq 0$  auf Basis von mit der Versuchsanzahl gewichteten Mittelwerten in Tab. 4-5 verglichen, wird dieser Eindruck bestätigt. Die ausgewerteten Ermüdungsfestigkeiten sind sowohl im Mittel als auch für die Bemessung bei Anwendung alternativer und moderner Hochleistungsverfahren höher. Mögliche Ursachen sind u. a. ein deutlich geringerer Wärmeintrag in die Verbindung, da mit vergleichsweise geringerer Streckenenergie und Lagenanzahl gefügt werden kann. Weiterhin sind die Anforderungen an die Schweißnahtvorbereitung aufgrund einer geringeren Spaltüberbrückbarkeit bei Strahl- und auch Hybridverfahren deutlich höher. Beides resultiert in einer höheren Nahtqualität bezüglich der geometrischen Toleranzen. Bewertet nach dem Nennspannungskon-

zept ist die Ermüdungsfestigkeit dieser Verbindungen aufgrund der geringeren Imperfektionen verbessert. Es ist jedoch stets zu beachten, dass die Anzahl der Einzelversuche sehr gering ist. Die Auswertung erlaubt lediglich Trendaussagen.

Tab. 4-5: Mit der Anzahl der Versuchspunkte gewichtete Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit

	n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$
	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
alternative Verfahren	34	3	174	130	5,22	189	168
konventionelle Verfahren	400	3	116	87	3,62	127	102

Weiterhin werden die Versuchsergebnisse von Serien unter Anwendung von Lichtbogenschweißverfahren und mit Blechdicken  $t \geq 25$  mm aus der Zeit vor 1990 mit denjenigen jüngerer Vergangenheit verglichen. Es könnte erwartet werden, dass die Entwicklungen in der Fertigungstechnologie dazu führen, dass verbesserte technische Randbedingungen zu einer höheren Ermüdungsfestigkeit führen.

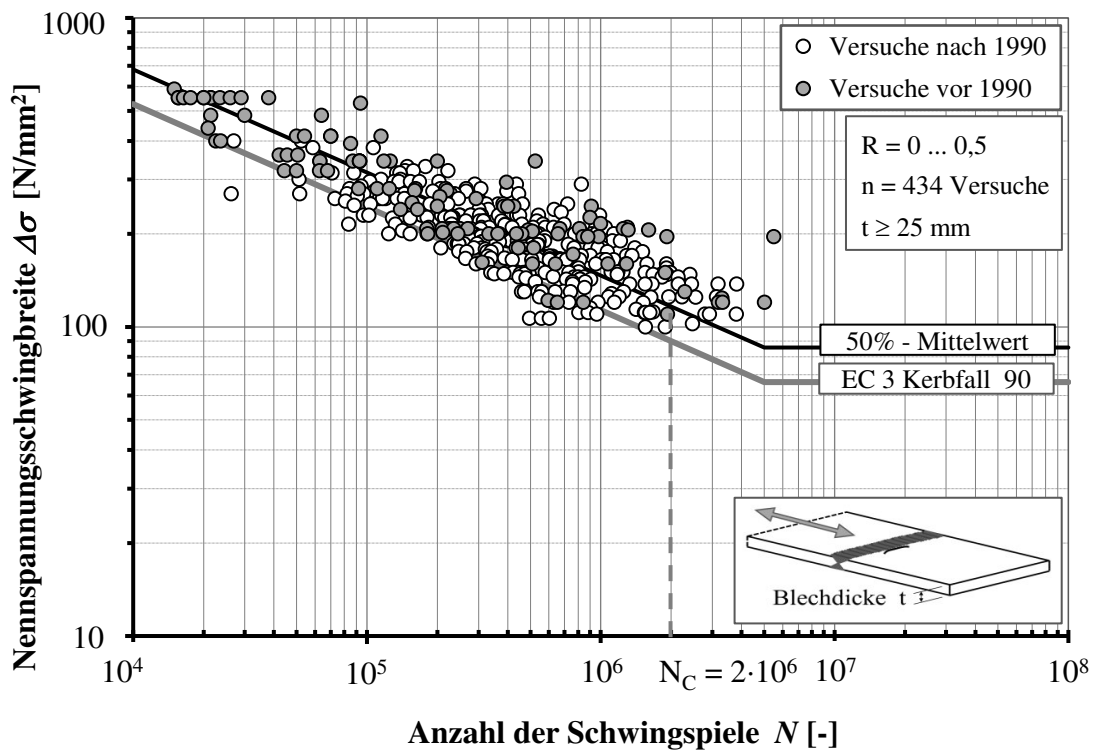


Abb. 4-8. Darstellung der Versuchspunkte für Blechdicken  $t \geq 25$  mm in einem Wöhlerdiagramm

Abb. 4-8 stellt die Versuchspunkte eingefärbt in Abhängigkeit des Versuchszeitpunktes im Wöhlerdiagramm dar. Ein signifikanter Unterschied zwischen den beiden Probenumfängen ist nicht auszumachen. Beide Serien liegen in einem Streuband. Die statistische Auswertung mit einer konstant angenommener Wöhlerlinienneigung von  $m = 3$  liefert für Serien im Zeitraum vor 1990 einen Bemessungswert von  $\Delta\sigma_C = 97 \text{ N/mm}^2$ . Für Serien im Zeitraum nach 1990 ergibt sich der Bemessungswert der Ermüdungsfestigkeit zu  $\Delta\sigma_C = 100 \text{ N/mm}^2$ . Sie sind damit nahezu identisch. Zu berücksichtigen ist, dass die Probenumfänge gering und auch ungleich verteilt sind. Versuchsserien, die vor 1990 durchgeführt wurden, sind mit  $n = 108$  Tests in der Minderheit. Die Streuungen sind für beide Serien gleichermaßen groß. Eine grundlegende Aussage zum Einfluss einer verbesserten Schweißtechnologie auf die Ermüdungsfestigkeit ist daher nicht möglich.

#### 4.2.6 Schweißnahtnachbehandlung

Der Einfluss des Spannungsarmglühens auf die Schwingfestigkeit wurde in der Vergangenheit an mehreren Stellen untersucht. Hänsch und Krebs (2006) fassen den Stand der Untersuchungen zusammen.<sup>109</sup> Die Autoren stellen heraus, dass Versuchsergebnisse durchaus widersprüchliche Ergebnisse liefern. Eine differenzierte Auseinandersetzung erfordert einen hohen messtechnischen Aufwand mit einer Charakterisierung und Dokumentation des Eigenspannungszustandes sowohl nach dem Schweißen als auch nach dem Spannungsarmglühen. Nur dann kann festgestellt werden, ob günstig wirkende Schweißeigenspannungen im Druckbereich vorliegen, die durch eine Wärmenachbehandlung abgebaut werden. Im Schwingversuch ist die Ermüdungsfestigkeit für diese Proben geringer als im Schweißzustand.

Der möglicherweise positive Einfluss einer Wärmenachbehandlung ist außerdem abhängig von der Schweißnahtform, der Bauteilgröße sowie -komplexität und den schweißtechnischen Randbedingungen. Wenn Spannungsarmglühen allein als Maßnahme dient, eine höhere Ermüdungsfestigkeit zu erzielen, empfehlen Hänsch und Krebs diese Nachbehandlung nur für komplexe, dickwandige Bauteile mit einer mehraxialen Beanspruchung.<sup>110</sup> Im Falle der hier betrachteten Stumpfstoße unter rein axialer Beanspruchung halten die Autoren diese Nachbehandlung für unnötig.

---

<sup>109</sup> Hänsch und Krebs (2006), S. 114

<sup>110</sup> Hänsch und Krebs (2006), S. 131



In den untersuchten Versuchsdaten sind lediglich drei Serien spannungsarmgeglühter Proben mit einer Blechdicke von  $t = 16$  bzw.  $19$  mm enthalten.<sup>111</sup> Die Versuche wurden mit einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,0$  bzw.  $0,3$  durchgeführt. Die berücksichtigte Versuchsanzahl ist mit  $n = 25$  gering. In Tab. 4-6 ist erkennbar, dass die Versuche mit einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,3$  geringere Festigkeiten liefern. Vermutet werden könnte eine gewisse Mittelspannungsempfindlichkeit. Die mangelnde Dokumentation der Versuche lässt jedoch eine differenzierte Bewertung der Ergebnisse nicht zu. Werden nun alle drei Serien gemeinsam ausgewertet, resultieren aus den großen Festigkeitsunterschieden auch große Streuungen. Die Wöhlerlinienneigung ist mit  $m > 4$  vergleichsweise flach. Die Serie mit  $R = 0,3$  belegt in erster Linie den Randbereich der Kurzzeitfestigkeit und führt durch im Vergleich geringe erreichte Schwingspielzahlen zu einer flacheren Wöhlerlinienneigung. Beim Blick auf die Serie mit  $R = 0,0$  zeigt sich, dass diese Versuche ähnliche Ergebnisse liefern wie die Versuche an Proben ohne eine Wärmenachbehandlung. Signifikante Unterschiede sind nicht zu erkennen.

Tab. 4-6: Vergleich der Versuchsergebnisse von spannungsarmgeglühten Proben und Proben im Schweißzustand für Blechdicken von  $t = 11 \dots 20$  mm

	n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$
	[-]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[N/mm <sup>2</sup> ]
spannungsarmgeglühte Proben, $R = 0,0$	20	3	143	104	3,32	149	113
spannungsarmgeglühte Proben, $R = 0,3$	5	3	89	55	3,82	118	99
spannungsarmgeglühte Proben, alle	25	3	131	82	4,30	153	112
Proben ohne Nachbehandlung	156	3	155	119	3,13	158	122

#### 4.2.7 Fazit aus der Auswertung von Literaturdaten

Versuchsdaten aus der Literatur wurden für stumpfgeschweißte Querstöße zusammengeführt und nochmals gemeinschaftlich statistisch ausgewertet, um die Ergebnisse der nachfolgenden Schwingfestigkeitsuntersuchungen einordnen und bewerten zu können. Die Datensammlung umfasste insgesamt 131 Versuchsreihen mit insgesamt 1509 Versuchspunkten. Es wurden lediglich die Ergebnisse von Proben im Schweißzustand mit einem Anriss am Nahtübergang betrachtet. Die Anzahl reduzierte sich daher auf 991 Versuchspunkte. Im Detail wurden die Einflüsse einer zunehmenden Blechdicke,

<sup>111</sup> Olivier und Ritter (1979), S. 163, S. 165, S. 203

des Spannungsverhältnisses, der Grundmaterialfestigkeit und der schweißtechnologischen Entwicklungen auf die Ermüdungsfestigkeit untersucht.

Die bisher erarbeiteten Vorgaben der Normen und Richtlinien konnten im Grundsatz bestätigt werden. Die Ermüdungsfestigkeit nimmt mit zunehmender Blechdicke ab, wenn auch die Normvorgabe den Bemessungswert konservativ vorgibt. Die Auswertung zeigte mit  $\Delta\sigma_c = 102 \text{ N/mm}^2$  einen leicht höheren Ausgangswert der Ermüdungsfestigkeit. Der ermittelte Exponent  $n = 0,189$  trifft nahezu die Vorgabe nach Norm mit  $n = 0,2$ . Für dünnwandige Proben kann weiterhin eine Abhängigkeit von der Mittelspannung festgestellt werden, die bei der Beurteilung von Versuchsdaten zu berücksichtigen sind. Es kann vermutet werden, dass für dickwandige Proben mit einer Blechdicke von  $t > 25 \text{ mm}$  der Eigenspannungszustand mehraxial, komplexer und beständiger wird. Ein Einfluss der Mittelspannung auf die Ermüdungsfestigkeit ist für diese Proben unter reiner Zugschwellbeanspruchung nicht feststellbar. Wird eine Mittelspannungsabhängigkeit für dünnwandige Proben berücksichtigt, ist die blechdickenbedingte Abminderung der Ermüdungsfestigkeit deutlich geringer zu bewerten als durch Normen und Richtlinien vorgeben. Weitere Schwingversuche an dickwandigen Proben sind notwendig, um den Abminderungsfaktor zu beurteilen. Wie zu erwarten und in zahlreichen Studien belegt, ist die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Grundmaterialfestigkeit. Die Wirkung moderner Hochleistungsfügeverfahren, wie beispielsweise des Elektronenstrahlschweißens oder des Hybridschweißens zeigt sich eindeutig in einer erhöhten Ermüdungsfestigkeit. Beim Vergleich von Versuchsserien jüngerer und älteren Datums zeigen sich dagegen keine signifikanten Unterschiede. Aussagen zu einer möglichen Weiterentwicklung von Fertigungsrandbedingungen sind wegen der großen Streuungen nicht möglich. Wobei darauf hingewiesen wird, dass die Dokumentation innerhalb der Datenbasis oftmals wenig differenziert ist.

Die statistische Auswertung von Schwingversuchen erfordert eine weitere Bearbeitung und auch Interpretation der Daten. Die Erfahrungen hieraus werden abschließend nochmals zusammengefasst. Werden die Ergebnisse bewertet, sind diese Randbedingungen stets zu berücksichtigen.

**Datenumfang und Streuungen.** Der Datenumfang und die Zahl der Versuchspunkte scheinen auf den ersten Blick groß, heruntergebrochen auf die einzelnen untersuchten Eigenschaften sind sie weiterhin gering. Die Motivation der jeweiligen Schwinguntersuchungen ist dabei vielfältig und nur bedingt deckungsgleich mit den jeweils dargestellten Aspekten.

**Dokumentation.** Die Dokumentation der Probeneigenschaften und Versuchsdurchführung ist teilweise lückenhaft und erfordert eine gewisse Interpretation. In einigen Fällen sind die Versuchsergebnisse nicht tabellarisch mit Wert dokumentiert, sodass die Ergebnisse aus dem Wöhlerliniendiagramm abgelesen und digitalisiert wurden. Qualität und Größe der Abbildung bestimmen dabei die Genauigkeit der abgelesenen Werte.

**Auswertung.** Bei geringer Versuchsanzahl pro Serie sind die Streuungen groß. Die statistische Auswertung erfordert daher feste Vorgaben, um verlässliche und vergleichbare Bemessungswerte der Ermüdungsfestigkeit zu ermitteln. Das Streben nach einheitlichen Vorgaben ist so alt, wie die Schwingfestigkeitsuntersuchung selbst. Trotz weiterführender Diskussionen und Untersuchungen, dokumentiert z. B. durch Euler und Kuhlmann (2014) oder auch in der Neuauflage der DIN 50100 vom Dezember 2016, bestehen immer noch Interpretationsspielräume bei der statistischen Beurteilung von Schwingfestigkeiten. Wird neben der Lage der Wöhlerlinie auch die Wöhlerlinienneigung beurteilt, spielen die Übergänge, d. h. der Übergang von der Kurzzeit- zur Zeitfestigkeit und der Übergang von der Zeit- zur Dauerfestigkeit eine besondere Rolle. Diese Randbereiche sind zwar häufig schwächer belegt, das Einzelergebnis besitzt jedoch aufgrund seiner Entfernung zum Schwerpunkt der Stichprobe einen großen Einfluss auf die Neigung der Wöhlerlinie. Eine Auswertung mit konstanter Wöhlerlinienneigung steuert diesem Einfluss entgegen. Sind allerdings die Abweichungen von einer gewählten konstanten Neigung, z. B. häufig von  $m = 3$ , groß, werden Bemessungswerte konservativ bestimmt und Informationen zur Beurteilung der Ergebnisse gehen verloren. Werden allerdings Schwingversuche an Schweißverbindungen betrachtet, ist die Vorgabe einer Neigung von  $m = 3$  in der Regel zielführend.

### 4.3 Auswertung der durchgeführten Schwingversuche

#### 4.3.1 Zur Durchführung der Schwingversuche

Die Schwingprüfung erfolgte für die Serien 1 bis 7 im großen Prüfraumen des Instituts für Stahlbau mit einem servohydraulischen Prüfzylinder der Fa. MTS Systems GmbH, dargestellt in Abb. 4-9 a). Die maximale Prüfkraft dieses Zylinders beträgt  $F_{max,dyn} = 1,0$  MN. Die Versuchsanordnung und das Lastniveau ermöglichten eine Prüffrequenz von  $f = 10$  Hz. Die Proben mit einer maximalen Blechdicke von  $t = 13,2$  mm bis 15,0 mm der Serien 8 bis 10 wurden im servohydraulischen Säulen-Prüfstand HUS 600 des Instituts dargestellt in Abb. 4-9 b) getestet. Die maximale dynamische Prüfkraft dieses Zylinders ist  $F_{max,dyn} = 450$  kN. Auch diese Versuche wurden

mit einer Prüffrequenz  $f = 10$  Hz gefahren. Alle Versuche wurden kraft geregelt mit konstanter Amplitude unter Vorgabe einer sinusförmigen Beanspruchungs-Zeit-Funktion durchgeführt. Um im Vergleich zur realen Bauteilsituation ungünstige Zugeigenspannungen zu simulieren, wird empfohlen mit erhöhten Spannungsverhältnissen  $R > 0$  zu prüfen. Alle Versuche wurden daher bei einem Verhältnis von Unter- zu Oberspannung von  $R = 0,1$  geprüft.

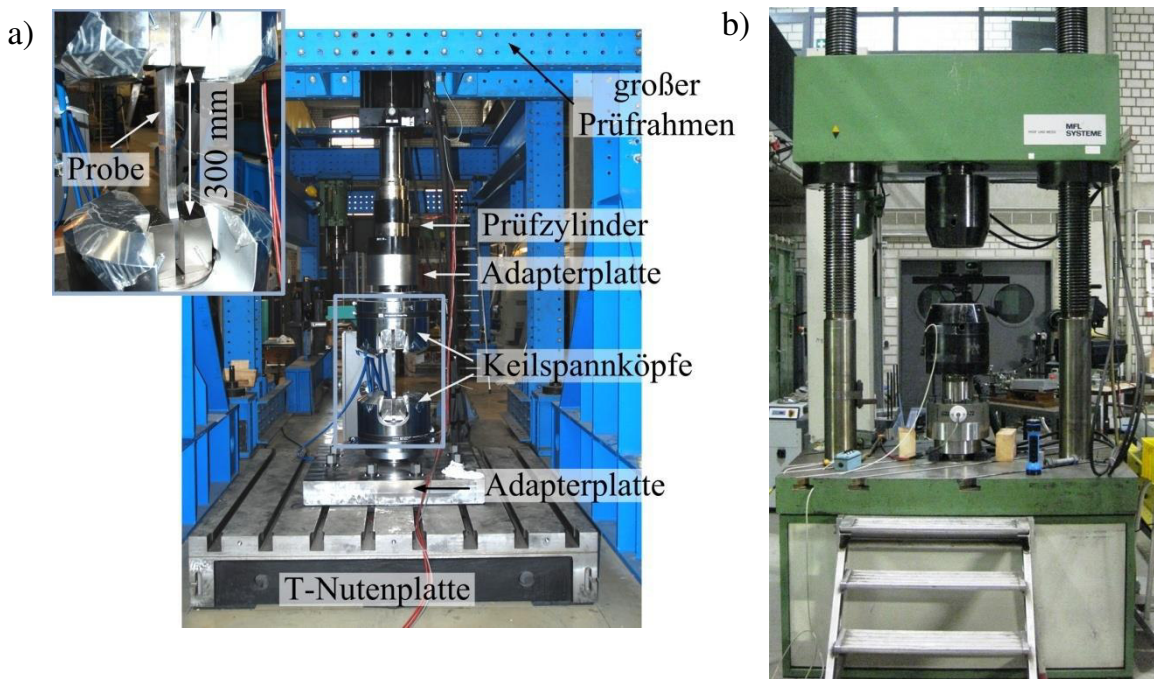


Abb. 4-9. Prüfaufbau mit hydraulischen Prüfmaschinen zur Durchführung der Schwingprüfungen  
 a) Prüfrahmen mit einem servohydraulischen Prüfzylinder der Fa. MTS Systems GmbH; b) Säulenprüfstand der Fa. HUS

Eine reproduzierbare Einspannung der Proben wird über hydraulische Keilspannköpfe realisiert. Die Schwingprüfung erfolgte bis zum endgültigen Bruch der Probe. Aufgrund der begrenzten Prüfzeit und des limitierten Probenumfangs wurde der Fokus auf eine Untersuchung des Zeitfestigkeitsbereichs gelegt. Die Grenzwahrschwingzahl wurde für die Serien 1 bis 3 bei  $N_{lim} = 2\,000\,000$  Schwingspielen und bei  $5\,000\,000$  Schwingspielen für die verbleibenden Serien definiert. Erreichten Proben diese Grenzwahrschwingzahl und war kein Anriss detektierbar, wurden diese sog. Durchläufer ein Lastniveau höher erneut geprüft. Bei einem Bruch auf dieser Laststufe wurde die erreichte Schwahrschwingzahl in die statistische Auswertung einbezogen. Auf eine gleichmäßige Verteilung

der Prüfkörper, entnommen aus der jeweiligen Schweißprobe, auf die einzelnen Prüfhorizonte wurde geachtet. Abgestrebt war eine Mindestanzahl von drei Proben je Horizont bei einer Wahl von zwei bis drei Prüfhorizonten.

#### 4.3.2 UP-S355-20 und UP-S355-30 als Referenz (Serien 1 und 2)

Zunächst wurden die mittels konventionellem Mehrlagen-UP gefügten Proben der Serien 1 und 2 ausgewertet, denn diese dienen gleichzeitig als Referenz für die nachfolgenden Versuchsserien. Da sich die Streubänder der beiden Versuchsreihen deutlich überlappten, die Unterschiede also als statistisch nicht signifikant zu bezeichnen sind, wurden sie gemeinsam ausgewertet. Eine einfache Varianzanalyse, durchgeführt gemäß der Erläuterungen in Mauch (1999), bestätigte dieses Vorgehen.<sup>112</sup> In die statistische Auswertung wurden nur Versuche mit einer Bruchschwingungszahl  $N_{Bruch} > 50\,000$  Lastzyklen einbezogen. Ein Versuch wurde als Ausreißer bewertet und bei zwei Proben fand ein Versagen im Grundmaterial an einer Schlagzahl statt, sodass letztendlich 25 Versuchsergebnisse für eine Auswertung zur Verfügung standen. Abb. 4-10 zeigt das Wöhlerdiagramm mit einer Darstellung sowohl der 50 %-Wöhlerlinie als auch der Bemessungswöhlerlinie für eine gemeinsame Auswertung der Serien 1 und 2. Um die Testergebnisse auch in den normativen Hintergrund einzuordnen, wurde das untersuchte Kerbdetail einer beidseitig geschweißten, querbeanspruchten Stumpfnah in den Kerbfall 90 eingestuft.<sup>113</sup> Auf eine Reduktion des Kerbfalls infolge des Größeneinflusses ab einer Blechdicke von  $t = 25$  mm wurde verzichtet. Die Versuchsergebnisse liegen mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c = 143$  N/mm<sup>2</sup> deutlich oberhalb der Wöhlerlinie der Norm. Die Wöhlerlinie verläuft dabei mit  $m = 3,8$  flacher als die der Norm mit  $m = 3$ .

<sup>112</sup> Mauch (1999), S. 138ff. und S. 164ff.

<sup>113</sup> DIN EN 1993-1-9, S. 26, Tabelle 8.3

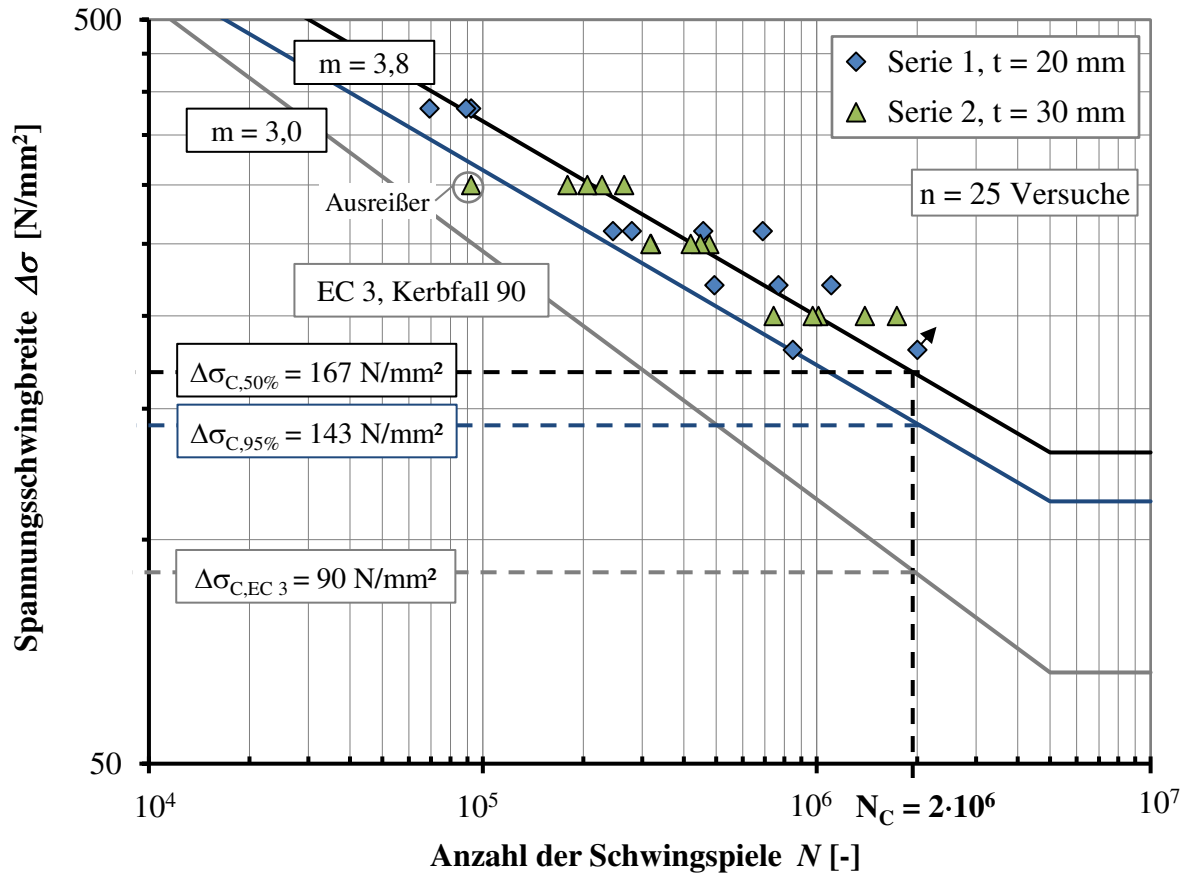


Abb. 4-10. Auswertung der Versuchsergebnisse der Mehrlagen-UP, S355, Blechdicke  $t = 20$  und  $30$  mm, spannungsarmgeglüht,  $R = 0,1$ , Referenz

Tab. 4-7: Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit gemäß DIN EN 1993-1-9 (EC 3) und dem Hintergrundbericht EC 3 (2003)

Serien-Nr. [-]	Anzahl n [-]	Steigung m [-]	Ermüdungsfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]			$T_N$ [-]
			$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,EC 3}$	$\Delta\sigma_{C,Doc.9.01}$	
1	11	3,0	145	102	107	1 : 2,79
		3,6	161	123	127	1 : 2,58
2	14	3,0	151	116	120	1 : 2,17
		4,1	172	149	151	1 : 1,84
1 und 2	25	3,0	149	116	119	1 : 2,43
		3,8	167	141	143	1 : 2,16

Die mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten sind sowohl für die Wöhlerlinie mit fester Neigung  $m = 3$  als auch bei variabler Neigung in Tab. 4-7 zusammengefasst. Bei geringem Stichprobenumfang spielt die Wahl der Beanspruchungshorizonte eine entscheidende Rolle. Geringfügige Unterschiede sind daher für eine getrennte Auswertung der beiden Versuchsreihen erkennbar, die sich allerdings bei Annahme einer konstanten Neigung von  $m = 3$  egalisieren und damit einem konservativen Ansatz folgen.

Tab. 4-8: Auswertung der Streuung auf den Beanspruchungshorizonten – Serien 1 und 2

Spannungshorizont $\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	Anzahl n [-]	$N_{0,5}$ [-]	$N_{0,1}$ [-]	$N_{0,9}$ [-]	s [-]	$T_N$ [-]
200	5	1.120.582	1.712.966	733.059	0,14	1 : 2,3
250	5	390.286	499.348	305.044	0,08	1 : 1,6
260	4	383.002	702.849	208.709	0,21	1 : 3,4
300	4	217.012	268.206	175.589	0,07	1 : 1,5

In der Literatur, beispielsweise in Haibach (2006), werden Erfahrungswerte über Streuspannen und Standardabweichungen auf Grundlage bereits durchgeführter Versuche zusammengefasst. Für fachgerechte Schweißverbindungen aus Baustahl, ausgeführt unter einheitlichen Bedingungen werden in Haibach (2006) Neigungen von 3 bis 3,5, eine Streuspanne bis zu  $T_N = 1 : 2,5$  bzw.  $1 : 3,0$  und Standardabweichungen von bis zu 0,186 genannt.<sup>114</sup> Die mittlere Streuspanne  $T_N$  variiert gemäß Tab. 4-7 von  $T_N = 1 : 1,8$  bis  $T_N = 1 : 2,8$  und liegt im erwarteten Bereich. Auch bei Betrachtung der einzelnen Horizonte in Tab. 4-8 bewegen sich die Streuungen mit Ausnahme des Prüfhorizontes  $\Delta\sigma = 260$  N/mm<sup>2</sup> der Serie 1 im erwarteten Bereich. Die Ergebnisse der Serie 1 streuen stärker. Im Vorgriff auf die Auswertung der Nahtgeometrie in Abschnitt 5.3.6 zeigt sich, dass auch die elastischen Kerbformzahlen stärker streuen und die Standardabweichung für diese Proben höher ist.

<sup>114</sup> Haibach (2006), S. 205 und S. 527

### 4.3.3 NVEBW+UP-S355-20 (Serie 3)

Die stark vorgeschädigten Proben der Serie 3 wurden im Folgenden betrachtet, um die Auswirkung der Schweißdefekte auf die Ermüdungsfestigkeit zu untersuchen. Für die Schwingprüfung standen 13 Proben zur Verfügung. Die Prüfhorizonte wurden angelehnt an die definierten Horizonte zur Prüfung der Proben UP-S355-30 gewählt. Auf dem mit einer Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$  höchsten Horizont zeigte sich gegenüber den UP-Versuchsreihen eine deutlich verringerte Lebensdauer, sodass auf diesem Horizont lediglich zwei Proben geprüft wurden. Zusätzlich wurde ein unteres Lastniveau mit einer Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$  ergänzt.

Anders als bei den Versuchen der Referenz, bei denen eine Rissinitiierung am Nahtübergang stattfand, erfolgte der Schädigungsfortschritt mit Ausnahme von zwei Proben im Nahtinnern, ausgehend von massiven Schweißdefekten. Wie auch das Wöhlerdiagramm in Abb. 4-11 ist die Ermüdungsfestigkeit dieser Serie gegenüber der Referenz deutlich reduziert. Bei einer Auswertung mit Annahme einer konstanten Neigung von  $m = 3$  ist die charakteristische Ermüdungsfestigkeit etwa 57 % geringer als für die Referenz-Proben. Die Streuspanne  $T_N$  ist mit 1 : 4,9 gegenüber 1 : 2,4 deutlich größer. Die Proben, die am Nahtübergang versagten, liegen im Streuband der mehrlagig UP-geschweißten Versuchsreihe.

Abb. 4-11 fasst die Einzelversuchsergebnisse und die ermittelten Ermüdungsfestigkeitskurven im Wöhlerdiagramm zusammen. Tab. 4-9 vervollständigt sie durch Angabe der Zahlenwerte. Nach den Empfehlungen des IIW ist als ungünstigste Ermüdungsfestigkeitskurve für eine nicht durchgeschweißte, querbeanspruchte Stumpfnah aus Stahl der Kerbfall 36 anzusetzen. Zur Einordnung und Beurteilung des Ergebnisses ist diese Kurve zusätzlich angegeben. Angemerkt wird, dass rissartige Defekte grundsätzlich für zyklisch beanspruchte Bauteile zu vermeiden und besser mit dem Rissfortschrittskonzept nachzuweisen sind.<sup>115</sup> Wenn auch im Sinne einer optimierten Bemessung nicht erstrebenswert, stellt die Annahme des Kerbfalles 36 als „Worst-Case-Szenario“ eine konservative Annahme dar.

---

<sup>115</sup> IIW-Richtlinie (2016), S. 45, Detail Nr. 217, der Steg einer DY-Verbindung wird als nicht verschweißt angenommen



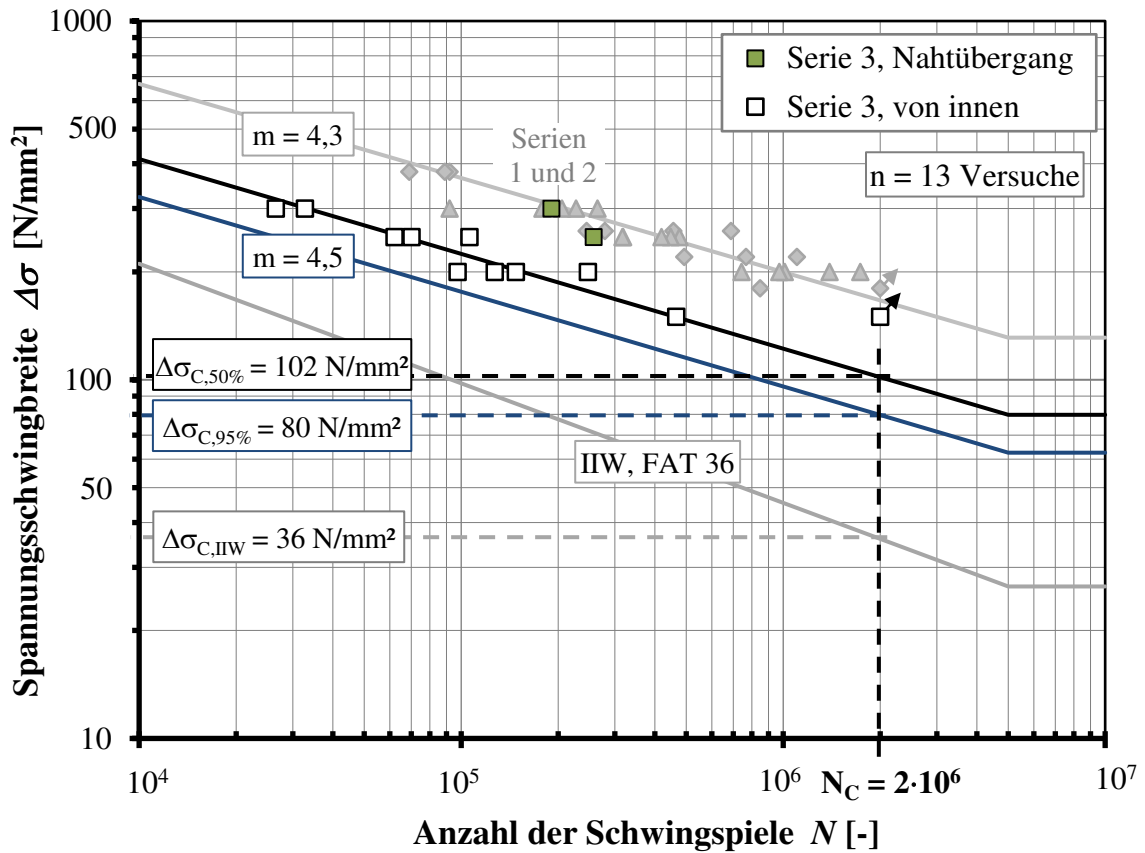


Abb. 4-11. Auswertung der Versuchsergebnisse der NVEBW+UP, S355, Blechdicke  $t = 20 \text{ mm}$ , spannungsarmgeglüht,  $R = 0,1$

Tab. 4-9: Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit gemäß EC 3 und dem Hintergrundbericht EC 3 (2003)

Serien-Nr. [-]	Anzahl n [-]	Neigung m [-]	Ermüdungsfestigkeit [N/mm²]			T <sub>N</sub> [-]
			$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,EC 3}$	$\Delta\sigma_{C,Doc.9.01}$	
3	13	3,0	90	47	51	1 : 4,9
		4,5	122	89	92	1 : 3,8
3 Innen	11	3,0	83	54	56	1 : 5,0
		3,8	102	78	80	1 : 3,3
Referenz 1 und 2	25	3,0	149	116	119	1 : 2,4
		3,8	167	141	143	1 : 2,2

#### 4.3.4 NVEBW+UP-S690-30 und NVEBW+UP-S700-30 (Serien 4 und 5)

Ähnlich zum Vorgehen bei der Auswertung der Serien 1 und 2 wurden auch die folgenden Versuchsreihen 4 und 5 in Abb. 4-12 gemeinsam ausgewertet, da bei ähnlicher Konstellation keine statistisch signifikanten Unterschiede zwischen den Versuchsreihen bestanden. Die Serien variieren zwar in der Stahlsorte, aber die Festigkeit und auch die Fertigungsrandbedingungen sind annähernd gleich. Wie schon für die Versuche der Referenz wurden beide Versuchsreihen gemeinsam ausgewertet. Von den insgesamt 20 durchgeführten Versuchen – acht Versuche S690Q und zwölf Versuche S700M – trat bei elf Versuchen der Rissbeginn am Schweißnahtübergang auf. Bei den noch verbleibenden acht Proben fand, wie schon bei der zuvor unter 4.3.3 ausgewerteten Serie, ein Versagen ausgehend von inneren Schweißdefekten statt. Eine Probe erreichte die Grenzschwingspielzahl und wurde einen Lasthorizont höher nochmals getestet. Auch diese Probe versagte an einem inneren Defekt.

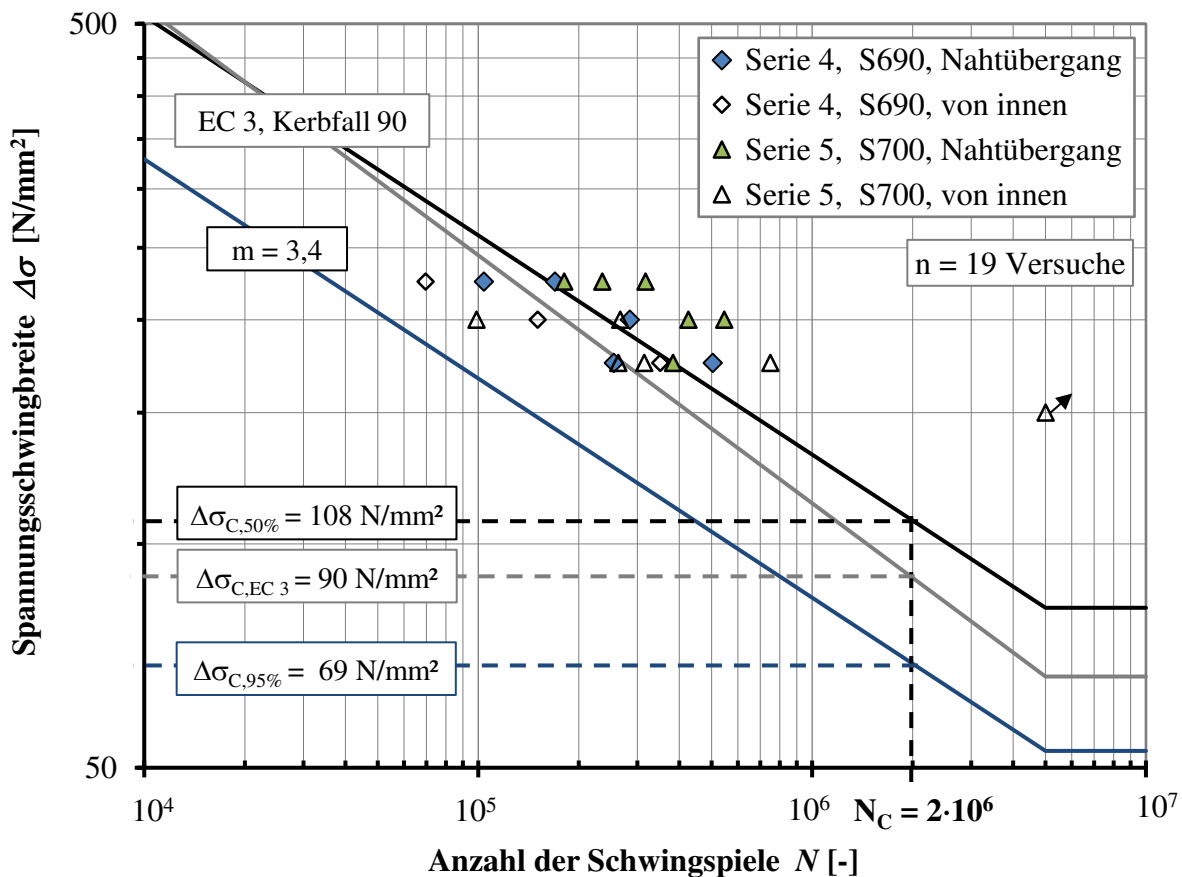


Abb. 4-12. Auswertung der Versuchsergebnisse der NVEBW+UP, S690Q und S700M, Blechdicke  $t = 30 \text{ mm}$ ,  $R = 0,1$ ; alle Ergebnisse statistisch berücksichtigt

Werden alle Prüfergebnisse der beiden Serien unabhängig vom Versagensmechanismus berücksichtigt, sind die Streuungen erheblich. Aufgrund schwerwiegender, innerer Defekte trifft dies besonders auf die Proben der Serie 5 aus S700M zu. Die ermittelte Wöhlerlinie dieser Serie verläuft mit einer Neigung von  $m = 2$  außergewöhnlich steil. In Kombination mit dem sehr breiten Streuband führt dies zu sehr geringen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten. Wird dieser Versuch mit einer konstanten Neigung von  $m = 3$  ausgewertet, sind die Ermüdungsfestigkeiten zu günstig und daher in Tab. 4-10 grau hinterlegt. Eine Auswertung der 50 %-Wöhlerlinie für die Proben der Serie 4 aus S690Q, ebenfalls im Schweißzustand, weist eine deutlich flachere Neigung von  $m = 4,8$  auf und die mittlere Ermüdungsfestigkeit beträgt  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 122 \text{ N/mm}^2$ . Aufgrund der geringen Versuchsanzahl ist ein Vergleich der Ermüdungsfestigkeit von Verbindungen mit einem wasservergüteten Feinkornbaustahl S690Q im Vergleich zu einem thermo-mechanisch gewalzten Feinkornbaustahl S700M nicht möglich. Auch aufgrund von Variationen der Nahtgeometrie zwischen den Schweißungen der Proben 94, 95, 96, 97 und 101, 103 könnte ein solcher Vergleich zu den falschen Schlüssen führen. Werden diese Unterschiede nun in die Beurteilung einbezogen, kann die experimentell ermittelte Wöhlerlinie besser beurteilt werden. Weiterführende Informationen sind daher Kapitel 5.3 zu entnehmen.

Tab. 4-10: Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit gemäß EC 3 und dem Hintergrundbericht EC 3 (2003)

Serien-Nr. [-]	Anzahl n [-]	Neigung m [-]	Ermüdungsfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]			T <sub>N</sub> [-]
			$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,EC 3}$	$\Delta\sigma_{C,Doc.9.01}$	
4	8	3,0	92	41	46	1 : 2,8
		4,8	122	88	92	1 : 2,4
5	11	3,0 <sup>a</sup>	105	49	54	1 : 3,7
		2,0	78	16	19	1 : 3,6
4 und 5 alle	19	3,0	99	55	59	1 : 3,6
		3,4	108	66	69	1 : 3,6
4 und 5 Anriss NÜ	12	3,0	107	62	66	1 : 2,9
		3,4	115	72	76	1 : 2,8

<sup>a</sup>Die Auswertung mit einer Neigung von  $m = 3$  liefert hier zu günstige Ergebnisse.

#### 4.3.5 NVEBW+UP-S700-30 PIT und NVEBW+UP-S460-30 (Serien 6 und 7)

Die Schwingversuche der Serie 7 sind aufgrund der geringen Probenanzahl als Tastversuche zu verstehen, um mögliche Einflüsse aus der Werkstoffwahl zu untersuchen. Gleiches gilt für die Versuchsserie 6, die den positiven Effekt einer Nachbehandlung mittels pneumatischen Hämmerns (PIT) herausarbeiten sollte. Die Prüfungen erfolgten überwiegend auf einem Lasthorizont  $\Delta\sigma = 275 \text{ N/mm}^2$ . Eine statistische Auswertung war durch die geringe Anzahl der Versuchsergebnisse nicht möglich. Schnell zeigte sich außerdem, dass auch diese Ergebnisse schwerwiegend durch die Präsenz innerer Schweißdefekte beeinflusst wurden. Abb. 4-13 zeigt die Ergebnisse im Vergleich zu den Versuchsserien 4 und 5. Die Versuche der Serie 7 liegen dabei im Streuband der schon durchgeführten Versuche.

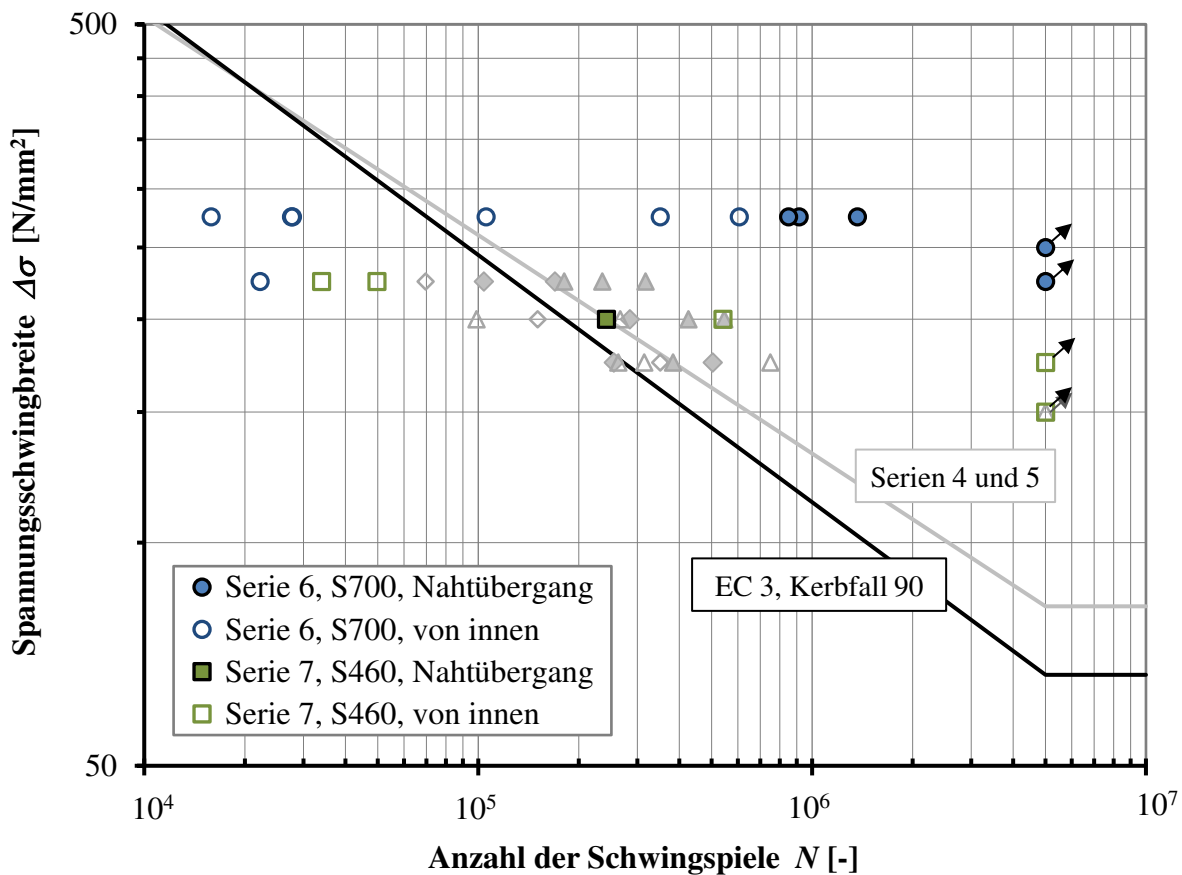


Abb. 4-13. Darstellung der Versuchsergebnisse der NVEBW+UP, S700 PIT und S460 im Vergleich zu den Ergebnissen der Serien 4 und 5; Blechdicke  $t = 30 \text{ mm}$ ,  $R = 0,1$

Für die Serie 6 kann für Proben mit einem Rissbeginn am Nahtübergang eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden. Durch pneumatisches Hämmern des Nahtüberganges werden Druckeigenspannungen induziert, die Oberfläche verfestigt und die Geometrie modifiziert. Diese positiven Auswirkungen des Hämmerns können damit bestätigt werden. Wenn durch die Nachbehandlung die Ermüdungsfestigkeit des Nahtüberganges verbessert wird, ist eine qualitativ hochwertig ausgeführte Naht besonders wichtig, da die Sensitivität gegenüber anderen auch inneren Defekten zunimmt. Bei den Versuchen der Serie 5 versagen von elf Proben sechs am Nahtübergang, bei der Serie 6 sind es von neun lediglich drei Proben.

#### 4.3.6 MSG-Laser-X70-13,2 (Serie 8)

Diese Serie und die des nachfolgenden Unterkapitels 4.3.7 hatten zum Ziel, einen möglichen Einfluss des Vorwärmens auf die Ermüdungsfestigkeit für das MSG-Laser-Hybridschweißen mit integrierter induktiver Vorwärmung zu identifizieren. Hierfür standen 21 Probekörper gemäß den Abmessungen der Prüfgeometrie C aus Abb. 3-1 zur Verfügung. Die Vorwärmtemperatur  $T_v$  variierte von 80 °C bei einer induktiven Leistung von  $P_{Ind} = 10$  kW, über 130 °C bei einer Leistung von  $P_{Ind} = 20$  kW bis zu 190 °C bei  $P_{Ind} = 30$  kW. Aufgrund der unterschiedlichen Schweißparameter bei geringer Probenanzahl wurde für die Schwingprüfung ein konstantes Beanspruchungsniveau von  $\Delta\sigma = 300$  N/mm<sup>2</sup> bei einem Verhältnis von Unter- zu Oberspannung von  $R = 0,1$  gewählt.

Tab. 4-11: Zusammenfassung der statistischen Parameter der Prüfserie 8

induktive Leistung	Vorwärmtemperatur	n Schwingproben aus n Schweißproben	Standardabweichung	Ermüdungsfestigkeit*				Streuspanne
$P_{Ind}$ [kW]	$T_v$ [°C]	[-]	$\sigma$ [-]	$\Delta\sigma_{C,EC 3}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$N_{0,5}$ [-]	$N_{0,1}$ [-]	$N_{0,9}$ [-]	$T_N$ [-]
0	RT	7 aus 2	0,097	88	106 227	141 306	79 857	1 : 1,8
10	80	4 aus 1	0,064	118	216 221	260 884	179 204	1 : 1,5
20	130	5 aus 2	0,073	95	122 321	151 948	98 471	1 : 1,5
30	190	7 aus 3	0,050	95	104 051	120 507	89 842	1 : 1,3

\*ausgewertet mit konstanter Neigung  $m = 3$  und Streuung

Auch bei der einseitig ausgeführten Hybridschweißnaht versagten alle Proben am Nahtübergang der vom MSG-Lichtbogen dominierten Oberseite. Innere Defekte beeinträchtigten den Schädigungsfortschritt unter zyklischer Belastung nicht. Nach Prüfung der Schwingergebnisse auf logarithmische Normalverteilung wurden in Tab. 4-11 die Mittelwerte sowie Streuspannen ausgewertet. Bei Annahme einer konstanten Neigung von  $m = 3$  und einer konstanten Streuung ist zusätzlich die charakteristische Ermüdungsfestigkeit nach Hintergrundbericht EC 3 (2003) aufgeführt.

Die mittlere Lebensdauer der mit einer induktiven Leistung von  $P_{Ind} = 10$  kW leicht vorgewärmten Proben ist im Vergleich zu nicht oder stärker vorgewärmten Proben signifikant erhöht und stellt ein Optimum dar. Gegenüber nicht vorgewärmten Proben kann eine Steigerung der Lebensdauer ausgemacht werden. Die Streuspanne nimmt ebenfalls leicht ab. Für den Pipelinestahl X70, der den TM-Stählen zuzuordnen ist, kann eine positive Wirkung des Vorwärmens auf die Ermüdungsfestigkeit erkannt werden. Das Vorwärmen beeinflusst dabei sowohl die Schweißmetallurgie als auch das Nahtaussehen. Welche Einflussfaktoren und in welcher Gewichtung diese für eine leichte Erhöhung der Lebensdauer sorgen, kann auf Grundlage dieser Versuchsreihe nicht differenziert werden.

#### **4.3.7 MSG-Laser-S690-15 und Grundmaterial S690QL (Serien 9 und 10)**

Von insgesamt 21 Schweißproben wurden bei gleicher Streckenenergie von  $E_{ges} = 0,61$  kJ/mm neun Proben nicht und 13 mit einer Vorwärmtemperatur von etwa  $T_v = 330^\circ\text{C}$  geschweißt. Die Abmessungen der Probekörper wurden entsprechend der Form D nach Abb. 3-1 gewählt. Neben den 21 Schweißproben wurden acht Proben des Grundmaterials, die in gleicher Weise bearbeitet waren, auf den unterschiedlichen Beanspruchungshorizonten verteilt eingestreut und geprüft.

Die erreichten Schwingspielzahlen dieser Serien sind deutlich größer als die der zuvor betrachteten Serien. Erwartungsgemäß wirkt sich die höhere Stahlfestigkeit bei kerbarmen Probekörpern direkt in einer signifikanten Steigerung der Lebensdauer aus. Wie bereits erläutert, werden durch Kombination aus geringer Kerbwirkung mit einer Formzahl  $K_t = 1,4$  und der hohen Oberflächengüte der Proben schon kleinere Unregelmäßigkeiten, die sich sowohl im Innern als auch auf der Oberfläche befinden können, zum Ausgangsort der Rissinitiierung. Bei neun Proben wurde der Riss an der Oberfläche eingeleitet, bei elf Proben waren Schweißdefekte oder innere Störungen Ursache für eine fortschreitende Schädigung, und bei einer Probe begann der Riss an einem oberflächennahen Ein-

schluss im Grundmaterial. Resultierend aus diesen unterschiedlichen Schädigungsmechanismen variieren auch die erreichten Schwingspielzahlen stark. Abb. 4-14 zeigt exemplarisch für den jeweiligen Schädigungsmechanismus die charakteristische Bruchfläche des jeweiligen Prüfkörpers der Serie 9.

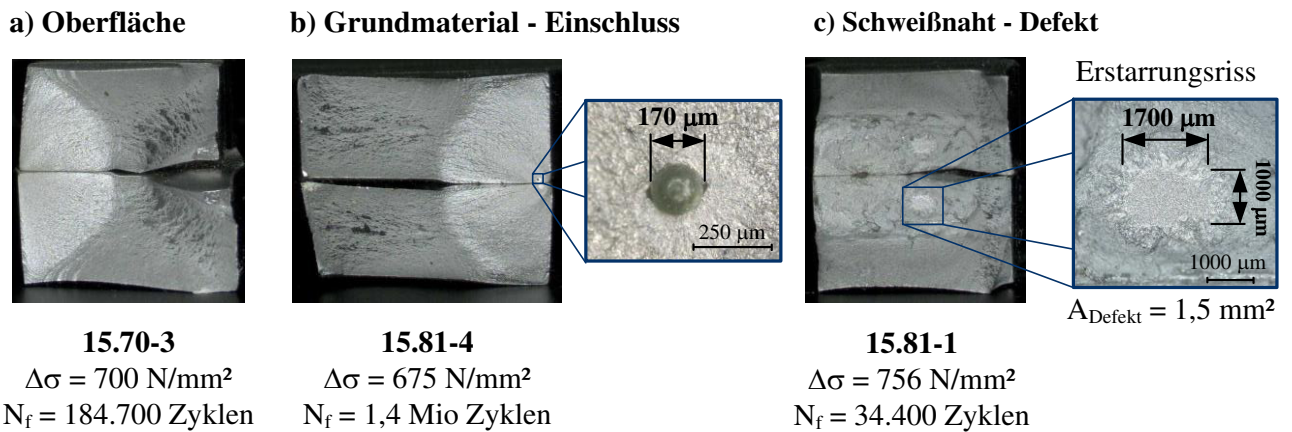


Abb. 4-14. Exemplarische Darstellung von Bruchflächen der Probekörper aus Serie 9

Zunächst wurden die Schwingergebnisse aller Schweißproben unabhängig von der Vorwärmtemperatur statistisch ausgewertet. Die resultierende Wöhlerlinie ist in Abb. 4-15 dargestellt und weist eine Neigung von  $m = 3,4$  auf. Da das Streuband breit ist, ist der Abstand zwischen Mittelwert- und 95 %-Fraktilkurve groß. Der Unterschied zwischen mittlerer Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 359 \text{ N/mm}^2$  und charakteristischer Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C = 99 \text{ N/mm}^2$  beträgt damit  $260 \text{ N/mm}^2$ .

Weiterhin wurden die Ergebnisse der Proben, die ohne bzw. mit Vorwärmen geschweißt wurden, getrennt voneinander ausgewertet. Die Parameter und die Streuspanne der resultierenden Ermüdungsfestigkeitskurven sind in Tab. 4-12 aufgeführt. Die beiden Mittelwert-Wöhlerlinien unterscheiden sich deutlich. Mit einer Neigung von  $m = 7,7$  ergibt sich für nicht vorgewärmte Proben eine deutlich flacher verlaufende Wöhlerlinie und die mittlere Ermüdungsfestigkeit ist mit  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 531 \text{ N/mm}^2$  im Vergleich zu  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 317 \text{ N/mm}^2$  für vorgewärmte Proben deutlich höher. Die Neigung der ermittelten Wöhlerlinie für diese Versuchsergebnisse ist mit  $m = 2,9$  deutlich steiler. Bei einem Blick auf die sehr hohen Streuspannen relativiert sich jedoch die Aussagekraft dieser Werte. Nach Durchführung einer einfachen Varianzanalyse müssen die ermittelten Unterschiede als statistisch nicht signifikant bezeichnet werden und ermöglichen lediglich Trendaussagen.

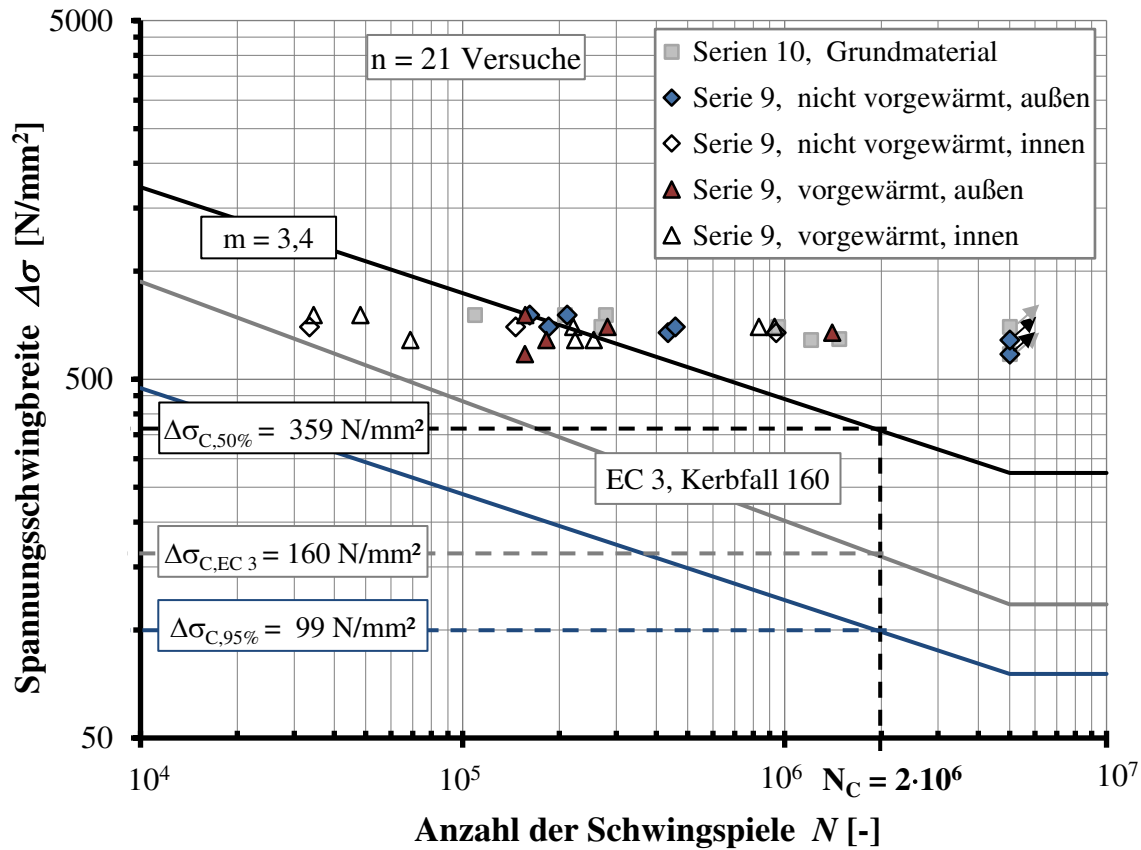


Abb. 4-15 Auswertung der Versuchsergebnisse MSG-Laser, S690QL, gefräst, Blechdicke  $t = 11 \text{ mm}$ ,  $R = 0,1$ ; 21 Versuche + 2 Durchläufer

Tab. 4-12: Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit gemäß EC 3 und dem Hintergrundbericht EC 3 (2003)

Serien-Nr. [-]	Anzahl n [-]	Neigung m [-]	Ermüdungsfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]			T <sub>N</sub> [-]
			$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,EC\ 3}$	$\Delta\sigma_{C,Doc.9.01}$	
9	21	3,0	330	57	69	1 : 13,5
		3,4	359	86	99	1 : 13,5
9 ohne Vorwärmen	8	5,0	455	90	112	1 : 11,2
		7,7	531	245	268	1 : 11,0
9 mit Vorwärmen	13	3,0	324	47	36	1 : 16,2
		2,9	317	37	28	1 : 16,2
10 Grundmaterial	8	5,0	521	270	295	1 : 6,2
		12,6	626	557	564	1 : 3,3



Da bei Proben mit starker Vorwärmung im Vergleich zu Proben ohne Vorwärmen eine leicht höhere Tendenz zu inneren Schweißdefekten beobachtet werden konnte, wechselte der Schädigungsfortschritt von außen ins Innere. Dies war verbunden mit deutlich geringeren Bruchschwingspielzahlen. Im Vergleich zu den Schweißproben zeigte die Auswertung der reinen Grundmaterialproben der Serie 10 erwartungsgemäß bei geringerer Streuung eine deutlich höhere charakteristische Ermüdungsfestigkeit.

#### 4.4 Zusammenfassung, Diskussion und Einordnung der Ergebnisse

Mit Durchführung umfangreicher Einstufen-Schwingversuche wurde die experimentelle Datenbasis für die nachfolgenden theoretischen Untersuchungen gelegt. Neben der Versuchsdurchführung und den Ergebnissen der Schwingprüfung wurde auch die Probenherstellung, die wesentlich die geometrische und metallurgische Kerbwirkung der Verbindung beeinflusst, beschrieben. Die Schwingversuche wurden in Anlehnung an das Horizontenverfahren durchgeführt und konzentrierten sich auf den Zeitfestigkeitsbereich. Um die Versuchsreihen vergleichen und in den normativen Hintergrund einordnen zu können, wurden die Resultate der Schwingprüfung statistisch ausgewertet. Die Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$  orientierte sich am Hintergrundbericht des EC3-1-9.

Üblicherweise versagen Schweißverbindungen, die im Schweißzustand belassen sind, ausgehend vom Nahtübergang – im besten Fall von der Oberseite, im ungünstigeren Fall von der häufig schlechter visuell prüfbarer Wurzel. Die geometrische Kerbwirkung durch den Nahtquerschnitt und die metallurgische Kerbwirkung der naturgemäßen Werkstoffinhomogenität einer Schweißnaht führen zu einer lokalen Spannungserhöhung und damit zur Rissinitiierung bei wechselnder Belastung. Weist die Schweißnaht innere Defekte wie beispielsweise Poren, Einschlüsse oder Bindefehler auf, kann sich der Ermüdungsriss auch ins Innere verlagern. Für den Prüfenden nicht erkennbar, verläuft die Schädigung mit einem Fortschreiten des Risses im Innern, bis das Bauteil scheinbar plötzlich versagt. Risse im Innern sind daher in jedem Fall für schwingend beanspruchte Bauteile zu vermeiden.

Wie schon in Kapitel 3.2 beschrieben, konnten für einige Proben der Serien 3 bis 7 rissartige Schweißdefekte in der Röntgenprüfung nachgewiesen werden. In welchem Ausmaß diese Defekte die Lebensdauer verringern, konnte durch die Schwingversuche eindrücklich gezeigt werden. Auf einem Beanspruchungshorizont versagten diese Proben

deutlich früher als Proben ohne Defekt. Die statistische Auswertung der Versuchsergebnisse wurde durch diese Zunahme der Streuungen deutlich erschwert, sodass Proben mit und ohne Defekt auch getrennt voneinander betrachtet wurden.

Bei 144 durchgeführten Versuchen wurde in 86 Fällen der Anriss am Nahtübergang oder an kleineren Oberflächendefekten eingeleitet. Bei 45 Prüfungen waren Schweißdefekte oder innere Störungen Ursache für eine beginnende Schädigung und bei zwei Tests ein oberflächennaher Einschluss im Grundmaterial. Bei den noch verbleibenden elf Versuchen handelte es sich um Proben, welche die Grenzwahrschwingzahl erreichten oder die an der Einspannung oder einer Markierung damit im Grundmaterial versagten.

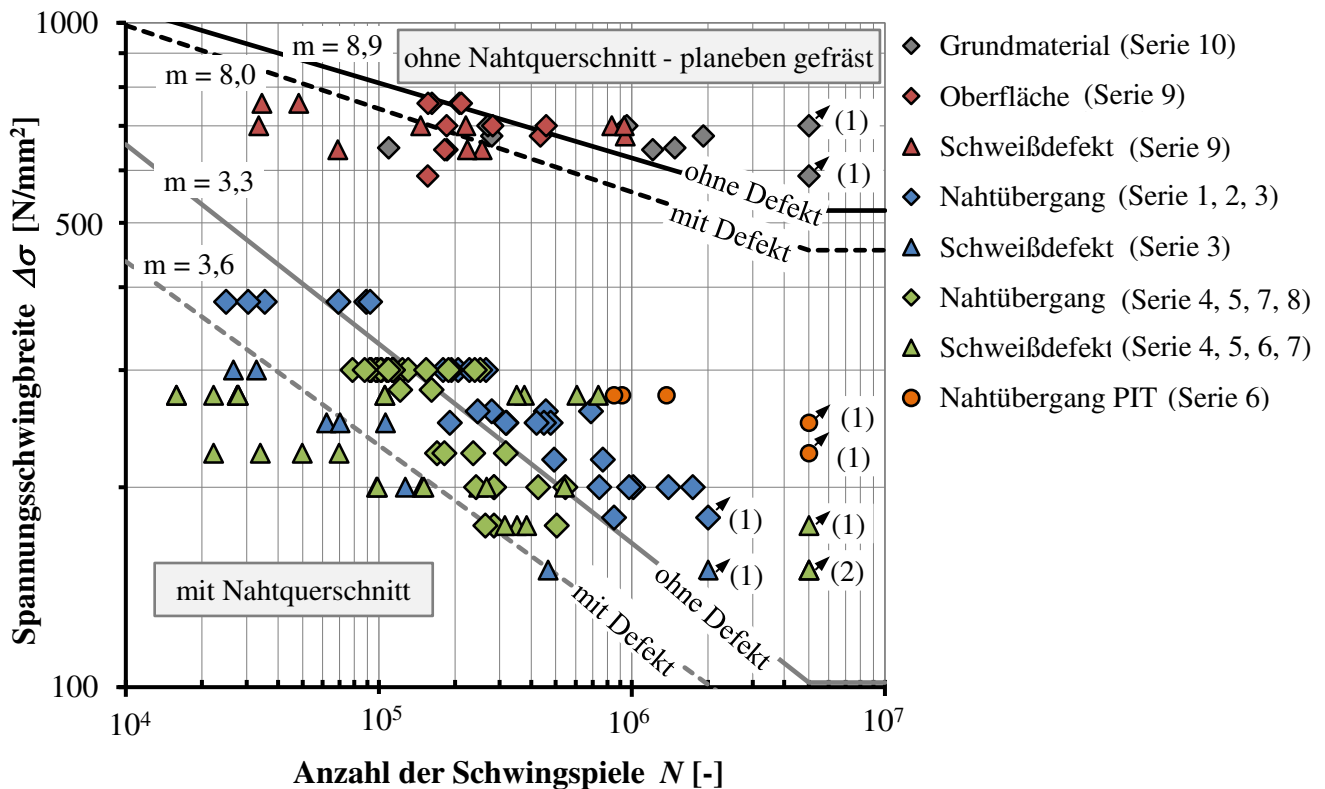


Abb. 4-16. Versuchsergebnisse aller Serien

Abschließend fasst Abb. 4-16 die Ergebnisse aller durchgeführten Versuche in einem Wöhlerliniendiagramm zusammen. Wurden in den vorangegangenen Kapiteln 4.3.1 bis 4.3.7 die Serien im Detail betrachtet, lässt das Diagramm in Abb. 4-16 durch eine Verdichtung der Daten in einem Wöhlerdiagramm allgemeinere Aussagen zu. Auf eine weitere statistische Auswertung wird aus Gründen der Übersichtlichkeit an dieser Stelle verzichtet. Als Ergebnis einer linearen Regressionsanalyse sind die Mittelwertkurven

jeweils für Proben mit Nahtquerschnitt (Serien 1 bis 8) und Proben mit planeben gefräster Oberfläche (Serien 9 und 10) angegeben.

Leicht ist erkennbar, dass sich die erreichten Schwingenspielzahlen der bearbeiteten Proben der Serie 10 als reine Grundmaterialproben des Stahls S690QL und der Serie 9 signifikant von den Proben mit Schweißnahtquerschnitt abheben. Die höhere Festigkeit dieser Proben schlägt sich deutlich in höheren Bruchschwingenspielzahlen nieder. Auch die Neigung der Mittelwertkurve stellt sich mit  $m = 8,9$  im Vergleich zu  $m = 3,3$  erheblich flacher ein. Zwischen Proben mit Versagen an einem inneren Defekt und ohne Auffälligkeiten wird durch Wahl unterschiedlicher Symbole unterschieden. Die Versuchsergebnisse der mittels PIT nachbehandelten Proben aus Serie 6 sind bei einem Versagen am Nahtübergang ebenfalls dargestellt. Bei einem Versagen an inneren Defekten wurden sie der Serie 4, 5 und 7 ebenfalls mit einem Versagen an einem Defekt zugeschlagen.

Für Schweißproben mit einem zu erwartenden Rissbeginn am Nahtübergang wird bestätigt, dass die Ermüdungsfestigkeit von der Grundmaterialfestigkeit unbeeinflusst ist. Im S-N Diagramm der Abb. 4-16 liegen die Ergebnisse in einem Streuband und spiegeln damit die vielfältigen Erfahrungen aus Forschung und Praxis, die auch in Kapitel 4.2.4 dargestellt sind, wider. Werden die beiden Serien etwas genauer betrachtet, liegen die Versuchspunkte aus normalfestem Baustahl S355J2+N, im Diagramm blau dargestellt, in der Tendenz etwas oberhalb der Versuchspunkte der härtesten Stähle, im Diagramm grün dargestellt. Außerdem verläuft ihr Streuband augenscheinlich flacher.

Werden die Versuche in den Kontext der Literaturdaten gemäß Abschnitt 4.2.3 eingeordnet, liegen sie im Streuband dieser Daten. Die Serien 1 und 2 befinden sich im oberen und die Serien 4 und 5 im unteren Randbereich des Streubandes bzw. leicht darunter, siehe Tab. 4-13.

Tab. 4-13: Vergleich der Versuchs- mit den Literaturdaten

Serien			n	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_C$
Serien 1 und 2	UP	S355J2+N	25	3	149	119	3,8	167	143
Serien 4 und 5	NWEBW+UP	S690QL/ S700M	12	3	107	66	3,4	115	76
21 ... 25 mm	variabel	variabel	97	3	142	108	3,7	158	129
26 ... 30 mm	variabel	variabel	45	3	126	103	3,2	134	112

Aus dem großen Unterschied der Bruchschwingspielzahlen zwischen den Prüfkörpern mit Nahtquerschnitt der Serien 1 bis 8 und ohne Nahtquerschnitt der Serien 9 und 10 lässt sich die geometrische Kerbwirkung als maßgebend für die Ermüdungsfestigkeit identifizieren. Sie dominiert gegenüber der metallurgischen Kerbwirkung aus dem Schweißprozess. Der geringe Unterschied zwischen den Serien 9 des Grundmaterials und Serie 10 der geschweißten Proben unterstreicht diese Aussage. Es ist außerdem zu berücksichtigen, dass für diese Verbindungen die metallurgische Kerbwirkung als erhöht bezeichnet werden kann. Der höherfeste, wasservergütete Feinkornbaustahl S690 stellt erhöhte Anforderungen an die Wärmeführung. Werden Strahl- oder Hybrid-schweißverfahren eingesetzt, ist die Wärmeinbringung konzentriert aber vergleichsweise gering. Die Verfahren sind durch geringe Abkühlzeiten gekennzeichnet. In der Wärmeeinflusszone kann sich dies in einer Aufhärtung und damit Versprödung zeigen. Die gemessenen Härtewerte in der WEZ von im Mittel 428 HV 0,2 gemäß Tab. 3-9 sprechen für eine Aufhärtung. Diese dadurch möglicherweise erhöhte metallurgische Kerbwirkung wirkt sich nicht in gleichem Maß auf die Ermüdungsfestigkeit aus.

Die Proben mit einem Versagen an einem inneren, durch das Schweißen verursachten Defekt weisen in der Regel eine merklich geringere Ermüdungsfestigkeit auf. Abhängig von der Defektgröße weitet sich das Streuband deutlich auf. Bei den kerbempfindlicheren, höherfesten Feinkornbaustählen wirken sich innere Defekte in der Tendenz stärker aus. Das Streuband der Versuchsergebnisse in Abb. 4-16 wird linksseitig überwiegend von Proben der Serien 4, 5, 6 und 7 begrenzt.

## **5 Berechnung von Kerbformzahlen auf Basis real gemessener Nahtprofile**

### **5.1 Messtechnische Erfassung der Nahtprofile**

#### **5.1.1 Kerbformzahlen als Eingangsparameter für lokale Ermüdungskonzepte**

Kerbformzahlen können als Überhöhungsfaktoren direkt durch elastizitätstheoretische Berechnungen auf Basis der Finite-Elemente-Methode bestimmt werden. Wie schon eingangs in den Kapiteln 2.5 bis 2.7 erläutert, beschreiben Kerbformzahlen die geometrische Kerbwirkung der Schweißnaht und sind wichtiger Eingangsparameter, um die Ermüdungsfestigkeit mit lokalen Konzepten zu bewerten. Der Kerbradius am Nahtübergang und der Nahtanstiegswinkel sind dabei von besonderem Interesse, da sie die Kerbformzahl von Stumpfstoßen maßgeblich beeinflussen. Im Folgenden werden auf Basis gemessener Nahtprofile sowohl Geometrieparameter als auch Kerbformzahlen für alle Verbindungen ermittelt. Die Nahtgeometrie der Proben, die im Schwingversuch geprüft wurden, sind hierfür im Vorfeld zunächst vermessen worden.

#### **5.1.2 Darstellung unterschiedlicher Messmethoden**

Um Aussagen über die Realgeometrie von Schweißverbindungen zu erhalten, sind in der Vergangenheit verschiedenste Methoden entwickelt worden. Eine recht grundlegende Vermessung der Nahtprofile sieht vor, einen Silikonkautschuk- oder Gipsabdruck der Nahtoberfläche anzufertigen. Dieser Abdruck wird dann über bildgebende Methoden, z. B. durch Vergrößerung auf einem Tageslichtprojektor, direkt vermessen, so auch dargestellt u. a. in Zwick (1982). Dürr (2007) geht ähnlich vor, hier wird der Abdruck zusätzlich durch Einscannen digitalisiert. Der Scan wird daraufhin durch digitale Bildbearbeitung ausgewertet. Eine Beurteilung der Genauigkeiten der beiden Messmethoden erfolgt nicht, wobei die erstgenannte Vermessung der Nahtprofile durch Zwick mit herkömmlichen, technisch zur Verfügung stehenden Hilfsmitteln und damals zeitgemäß ohne die Unterstützung digitaler Bildverarbeitung erfolgte. Die anschließende Auswertung der gemessenen Profile geschieht ohne die Anwendung eines Algorithmus, so dass sie stark von der subjektiven Wahrnehmung der Bearbeitenden abhängt. Auch El Dine (2007) wertet digitale Bildaufnahmen von stumpfgeschweißten Verbindungen aus. Hochauflösende Makroaufnahmen des Querschnitts werden in eine reine Schwarz-

Weiß-Darstellung überführt, um hieraus anschließend Oberflächenprofile zu digitalisieren. Die Genauigkeit der Methode hängt von der Auflösung und dem Kontrast der Fotos ab und beträgt bei den vom Verfasser gewählten Einstellungen und einer Auflösung etwa  $2\,500\text{ Pixel/mm}^2$  etwa  $50\text{ }\mu\text{m}$ . Zur einheitlichen Auswertung der geometrischen Nahtparameter wurde von El Dine (2007) ein Algorithmus implementiert, der auch bei Steppeler (2014) zur Anwendung kommt und im Folgenden auch für eigene Auswertungen herangezogen wurde.

Zur direkten Vermessung der Nahtprofile wählt Nitschke-Pagel (1995) einen Aufbau mit induktiven Wegaufnehmern, die in mehreren Spuren taktile über die Probe geführt werden. Die erhaltenen Messschriebe stellen damit das Oberflächenprofil der Schweißprobe dar. Die Genauigkeit dieses Messverfahrens hängt maßgeblich vom Durchmesser der Tastspitze des Wegaufnehmers ab. Nitschke-Pagel macht in seinen Ausführungen hierzu keine Angaben. Die Beschreibung zur Auswertung der Nahtparameter, besonders des Kerbradius, bleibt vage.

In den letzten zwei Jahrzehnten hat die zunehmende Digitalisierung der Fertigungsabläufe und insbesondere auch das Reverse Engineering die Entwicklung von optischen Messsystemen angetrieben. Die Qualitätssicherung bei der Herstellung von Produkten aller Art erfordert eine leistungsstarke Messtechnik, um schnell und berührungslos Bauteiloberflächen zu erfassen. Fertigungsabläufe können damit auf die Ist-Geometrie abgestimmt oder Toleranzen überprüft werden. Kaffenberger (2012) nutzte für eine geometrische Erfassung von Schweißnahtenden einen topometrischen 3D-Scanner. Diese Scanner arbeiten mit einer Kombination aus Digitalkamera und einem auf das Messobjekt projizierten Streifenmuster, um die Oberfläche als Punktwolke mit hoher Auflösung aufzunehmen. Es sind darüber hinaus auch 3D-Laserscanner für die Aufnahme großer Objekte u. a. in der Geodäsie verfügbar. Beiden Varianten ist gemein, dass sie bei hohen Anforderungen an die Genauigkeit gemäß den Angaben von Slizewski und Semal (2009) teuer in der Anschaffung sind. Die Genauigkeit ist vom erfassten Messbereich abhängig und variiert für das von Kaffenberger verwendete System zwischen  $5$  und  $100\text{ }\mu\text{m}$ . Wie bei allen optischen Systemen spielen auch die Oberflächeneigenschaften des Messobjektes eine wesentliche, jedoch schwer zu quantifizierende Rolle, um die Genauigkeit zu beurteilen.

Um die Nahtgeometrieparameter zu extrahieren, wertet Kaffenberger den Kerbradius und den Nahtanstiegswinkel entlang definierter Schnitte aus. Zur Charakterisierung des

Ausgangszustandes der von ihm untersuchten Schweißproben setzte auch Lachmann (2003) einen eigens konzipierten Aufbau mit schrittmotorgesteuerter Positionierung eines Laserdistanzsensor ein, um Linienprofile des Schweißnahtquerschnitts zu erzeugen. Ausgehend von der Probenmitte, wählte er jeweils drei Messprofile pro Probe, um die Kerbgeometrie zu beschreiben. Zur vollständigen Aufnahme des Profils war noch die Drehung der Probe erforderlich. Daraufhin wurden durch eine Regressionsanalyse ebenfalls die Nahtparameter bestimmt.

### 5.1.3 Realisierter Messaufbau

In Anlehnung an den Aufbau von Lachmann wurden, um die Nahtgeometrie auf beiden Seiten des Probekörpers zu erfassen, zwei Punktlaser des Typs OWLF 4007 FA S1 der Fa. Welotec gegenüberliegend mit einem Abstand von 120 mm angeordnet. Diese tasteten durch Abstandmessung jeweils die Ober- bzw. Unterseite die Probe ab, während diese mit konstanter Geschwindigkeit durch die Laseranordnung geführt wird. Dieser Aufbau hat den Vorteil, dass gleichzeitig Ober- und Unterseite erfasst werden und somit direkt Aussagen über die Probendicke und über die Größe des Winkelversatzes möglich sind. Der Querschnitt wird realitätsnah erfasst, ohne dass weitere Transformationen notwendig sind. Der Messaufbau ist in Abb. 5-1 dargestellt.

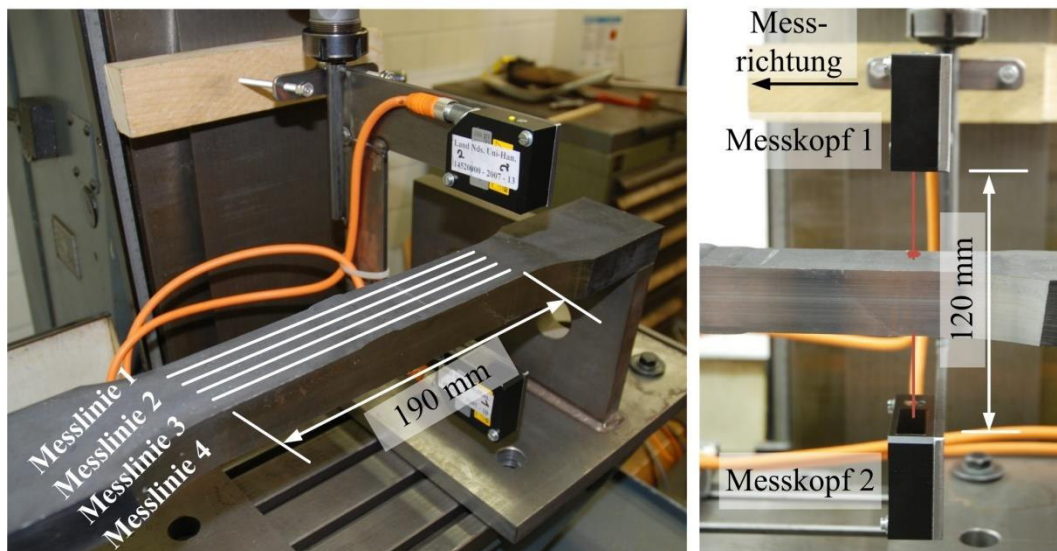


Abb. 5-1. Messaufbau mit Distanzlasersensoren zur Vermessung der Nahtprofile

Die optische Messung über einen Laser basiert auf dem Triangulationsprinzip. Der Laserstrahl trifft auf dem Messobjekt auf und wird dabei diffus reflektiert. Der Empfänger

misst den Einfallswinkel des reflektierten Strahls und bestimmt daraus die Distanz. Aus der Geschwindigkeit, mit der die Probe durch die Laseranordnung geführt wird, und der Messfrequenz ergibt sich eine bestimmte Anzahl von Messwerten entlang einer definierten Strecke. Mit dieser Versuchsanordnung wurden etwa 40 Punkte pro Millimeter aufgenommen. Zunächst wurden die Proben der Serien 1 bis 3 viermal im Abstand von  $s = 1$  cm auf einer Messstrecke von 180 mm abgetastet. Für die Proben der Serien 4 bis 7 wurde der Abstand der Messspuren auf  $s = 0,5$  cm halbiert und die Anzahl der Messlinien damit auf neun erhöht.

#### 5.1.4 Beurteilung der Messgenauigkeit

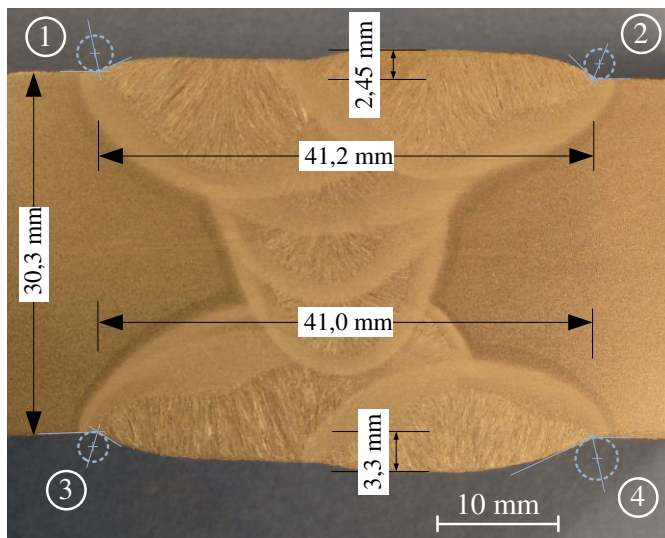
Um die Kerbwirkung des Nahtüberganges anhand der Messungen zu bewerten, ist auch die Genauigkeit des Lasers zu betrachten. Die Auflösung, d. h. die geringste Längenänderung, die über den hier verwendeten Laser messbar ist, beträgt bei der vorliegenden Messdistanz von etwa 40 bis 50 mm etwa  $15 \mu\text{m}$ . Weiterhin wird die Genauigkeit durch den Linearitätsfehler, der für die gewählten Randbedingungen eine zusätzliche Toleranz von  $\pm 40 - 45 \mu\text{m}$  bedeutet, und die Reflektionseigenschaften der zu vermessenden Oberfläche beeinflusst. Das heißt, dass die tatsächlich erreichbare Genauigkeit geringer ist, als die Auflösung vermuten lässt.

Nach Haibach (2006) findet man bei Schweißnähten am Nahtübergang Kerbradien von  $r = 0,01$  bis 3 mm und an der Nahtwurzel  $r = 0,01$  bis 0,3 mm vor.<sup>116</sup> Die tatsächliche Ausprägung des Kerbradius hängt stark vom Schweißverfahren und den Schweißparametern ab, die das Nahtaussehen maßgeblich beeinflussen. Unterpulvergeschweißte Nähte gelten als kerbarm, sodass nach Zwick (1982) und El Dine (2007) für Unterpulverschweißungen ein durchschnittlicher Kerbradius zwischen 0,5 und 0,65 mm ermittelt wurde.

---

<sup>116</sup> Haibach (2006), S. 220





Kerbe	Radius $r$	Naht- anstieg $\theta$	Kerbfaktor $K_r^*$
1	1,5	23,8	2,0
2	1,2	45,3	2,8
3	1,2	32,2	2,4
4	1,8	24,8	2,0

\*Berechnung nach Anthes

Abb. 5-2. Makroschliff einer unterpulvergeschweißten Probe (UP 30.3) mit ausgewerten Nahtparametern

Auch im Vorfeld der Schwingversuche durchgeführte Auswertungen der Nahtgeometrie an Makroschliffen, beispielhaft dargestellt in Abb. 5-2, weisen Kerbradien  $r$  größer als 1 mm auf. Der kleinste im Rahmen von Voruntersuchungen erfasste Kerbradius betrug etwa 0,7 mm und lag damit im Wertebereich von Zwick (1982) und El Dine (2007). Die Genauigkeit des gewählten Distanzlasers ist damit für diese Messaufgabe ausreichend.

## 5.2 Vorbereitung der Messdaten für die FE-Modellierung

### 5.2.1 Charakteristik der Messdaten

Die gewonnenen Messdaten, aus denen sich bei Berücksichtigung des Sensorabstandes und der Vorschubgeschwindigkeit die Koordinaten des Schweißnahtprofils errechnen lassen, stellen ein angenähertes Abbild des wirklichen Profils dar.<sup>117</sup> Der real existierende Wert einer Messgröße kann durch die vielen Einflüsse während einer Messung in keinem Fall ermittelt werden. Er wird durch zufällige und systematische Abweichungen beeinflusst. Systematische Messunsicherheiten können dabei in den Umgebungsbedingungen, in der Durchführung der Messung, dem Messgerät, den Materialeigenschaften

<sup>117</sup> Definition der wirklichen Oberfläche nach DIN 4760 „Die wirkliche Oberfläche ist die Oberfläche, die den Gegenstand von dem ihn umgebenden Medium trennt.“





des Messobjekts oder der Messstrategie begründet sein. Implizit sind damit auch Informationen enthalten, die eine Aufbereitung und weitere Bearbeitung der Daten erfordern, um sie im Folgenden auszuwerten. Dabei sind folgende Fragen zu stellen:


- Welche Gestaltabweichungen der geometrischen Oberfläche bestimmen die Kerbwirkung eines Schweißnahtprofils?
- Wie können diese Gestaltabweichungen aus den Messdaten extrahiert werden?

In der Tribologie wird die wirkliche Oberfläche als eine Überlagerung kurzwelliger und langwelliger harmonischer Wellen mit unterschiedlichen Wellenlängen, Wellentiefen und Phasen verstanden. Gemäß der Begriffsdefinition nach DIN 4760 werden Anteile der Gestaltoberfläche gemäß ihrem Verhältnis aus Wellenabstand zu Wellentiefe als Form, Welligkeit oder Rauheit bezeichnet und in Gestaltabweichungen 1. bis 6. Ordnung unterschieden.

Formabweichungen als Gestaltabweichung 1. Ordnung sind nur bei Betrachtung der gesamten Ist-Oberfläche feststellbar. Als Beispiele hierfür können Gradheits-, Ebenheits- und Rundheitsabweichungen genannt werden. Gestaltabweichungen 2. Ordnung sind hingegen für die Welligkeit der Oberfläche verantwortlich. In der Regel zeigt sich diese Abweichung in Form von periodisch auftretenden Wellen, die ein Verhältnis des Wellenabstandes zur Wellentiefe von 1000:1 bis 100:1 aufweisen. Die Rauheit einer Oberfläche lässt sich nach DIN 4760 durch die Gestaltabweichungen 3. bis 5. Ordnung beschreiben, die sich durch das Auftreten von regelmäßig oder unregelmäßig wiederkehrenden Abweichungen in der Größenordnung des Wellenabstandes zu Wellentiefe von 100:1 bis 5:1 zeigen. Gestaltabweichungen der 2. bis 5. Ordnung können an einem Flächenausschnitt des Formelements definiert werden. Die 6. Ordnung der Gestaltabweichungen ist vom Gitteraufbau des Materials abhängig. Sie hat dementsprechend den geringsten Einfluss auf die Oberfläche und ist so gut wie gar nicht darstellbar. In der Regel werden Gestaltabweichungen 5. und 6. Ordnung nur im Bereich der Materialwissenschaften näher betrachtet. Sie spielen im Zusammenhang mit nachfolgenden Betrachtungen keine Rolle und können vernachlässigt werden. Der Zusammenhang zwischen Einordnung der Gestaltabweichung und Art der Abweichungen sowie die Ist-Oberfläche als Überlagerung der Gestaltabweichungen 1. bis 4. Ordnung sind in Tab. 5-1 dargestellt.

Tab. 5-1: Ordnungssystem für Gestaltabweichungen nach DIN 4760<sup>118</sup>

Gestaltabweichung	Art der Abweichung (Bsp.)	
1. Ordnung 	<b>Form</b>	Geradheits-, Ebenheits-, Rundheitsabweichungen
2. Ordnung 		<b>Welligkeit</b>
3. Ordnung 	<b>Rauheit</b>	Rillen
4. Ordnung 		Riefen, Schuppen, Kuppen
5. Ordnung*		Gefügestruktur
6. Ordnung*		Gitteraufbau



**Ist-Oberfläche**  
Überlagerung der Gestaltabweichung 1. bis 4. Ordnung

\*nicht in einfacher Weise bildlich darstellbar

Wie in Kapitel 5.1.4 beschrieben, ist die Genauigkeit des Messsystems bei weitem nicht ausreichend, um die Rauheit zu bewerten. Wie das mechanische Filter bei Rauheitsmessungen, das aus den Abmessungen und der Form des Tastelementes resultiert, wirken die Begrenzungen des gewählten Messaufbaus ebenfalls als zusätzliches Filter. Welche maximal messbaren Größen mit dem hier gewählten Aufbau und dem eingesetzten optischen Distanzmesssensoren erfassbar sind, ist bei Wahl der Parameter zu berücksichtigen (siehe hierzu auch Ausführungen in Kapitel 5.1.4).

Charakteristisch für die gemessenen Profile ist, wie oben beschrieben, eine Überlagerung von kurz- und langwelligen bzw. hoch- und niederfrequenten Anteilen. Kurzwellige Anteile sind zum einen Rauschen, zufällige Messabweichungen sowie Ausreißer und zum anderen Anteile der Gestaltabweichungen höherer Ordnung, die durch das Messsystem nicht mit hinreichender Genauigkeit abgebildet werden können und daher nicht verwertbar sind. Um die jeweiligen Anteile zu differenzieren, sind Filteroperationen erforderlich. Wichtige Frage bleibt weiterhin, wo die Grenze zu ziehen ist, die lang-

<sup>118</sup> DIN 4760, Tabelle 1

wellige und kurzwellige Anteile voneinander trennt und damit die Form des Schweißnahtquerschnitts als Kerbe hinreichend beschreibt. Nur bei einer einheitlichen und treffenden Definition der Grenzwellenlänge können die Spannungserhöhungen der gemessenen Profile unabhängig von den Randbedingungen während der Messung (Messtechnik, Messfrequenz, Vorschubgeschwindigkeit usw.) verglichen und bewertet werden.

Die Definition der Grenzwellenlänge  $\lambda_c$ , die den Übergang der Welligkeit zu Rauheit definiert, ist ebenfalls essentieller Bestandteil einer normgerechten Rauheitsmessung. Sie bestimmt die Filtereinstellungen und die Länge der Einzelmessstrecken. Bei gleicher Messung mit unterschiedlich gewählten Grenzwellenlängen und damit Filtern können unterschiedliche Oberflächenkenngrößen ermittelt werden. DIN EN ISO 4288 liefert Angaben zur Wahl der Grenzwellenlängen  $\lambda_s$  und  $\lambda_c$ , die von den Oberflächeneigenschaften und erwarteten Kenngrößen des vorliegenden Werkstücks abhängen. Aus dieser Norm werden im Folgenden Anhaltswerte für eine geeignete Grenzwellenlänge  $\lambda_{def}$  des gemessenen Profils abgeleitet, die sowohl kurzwellige Anteile aus Rauschen, Messungenauigkeiten und Ausreißern vollständig eliminiert als auch gewisse nicht maßgebliche Anteile der Welligkeit ausschließt, siehe auch Abb. 5-3.

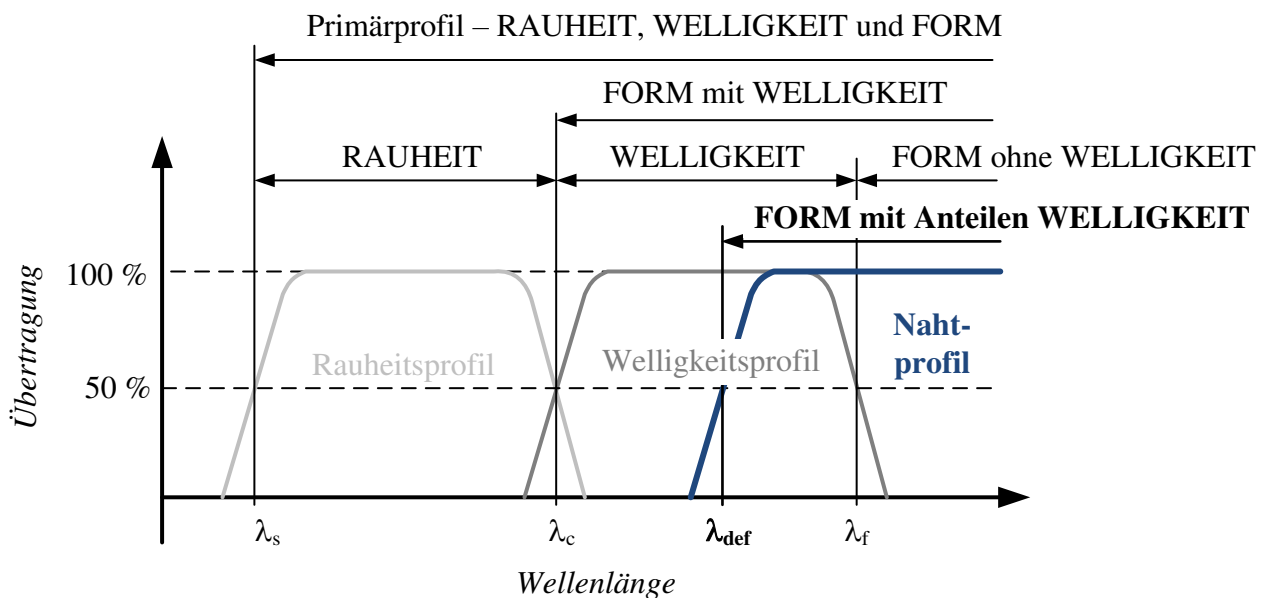


Abb. 5-3. Übertragungsbänder mit Darstellung der Grenzwellenlängen  $\lambda_s$ ,  $\lambda_c$ ,  $\lambda_{def}$  und  $\lambda_f$

Die Kerbe am Nahtübergang stellt die minimal messbare und damit maßgebliche Größe dar. Die Oberfläche wird als ein periodisches Rauheitsprofil idealisiert, bei der die

Kerbe des Nahtüberganges mit Radius  $r$  eine periodisch wiederkehrende, ideal kreisförmige Rille darstellt. Für periodische Oberflächenprofile wird als Kenngröße die Rillenbreite  $RSm$  definiert. Sie umfasst die Erhöhung mit nebenliegender Vertiefung eines Profilelementes. In Anlehnung an die Vorgaben der DIN EN ISO 4288 wird die Grenzwellenlänge  $\lambda_c$  (gleichbedeutend mit  $\lambda_{def}$ ) zu 2,5 mm gewählt.<sup>119</sup> Für periodische Profile mit einer erwarteten Rillenbreite  $RSm$  von 0,4 bis 1,3 mm ist dies die empfohlene Filtervorgabe. Übertragen auf ideale kreisförmige Abmessungen der Kerbe am Nahtübergang wären auf Basis dieses Ansatzes minimale Kerbradien  $r$  von etwa 0,1 mm darstellbar.

Für die weitere Analyse werden durch die Anwendung von Tiefpassfiltern kurzweilige Anteile mit Wellenlängen  $< 2,5$  mm eliminiert. Dabei kann das Signal sowohl im Zeit- als auch im Frequenzbereich betrachtet werden:

- Filterung im Frequenzbereich durch Multiplikation mit der Übertragungsfunktion
- Filterung im Zeitbereich bzw. Ortsraum durch Faltung mit einer Gewichtsfunktion<sup>120</sup>

Folgende Ausführungen zu Filtern fassen für die Formmesstechnik neben Angaben aus den entsprechenden Normen die Veröffentlichungen von Bosse (1994), Krystek (2012) sowie Hartmann (2014) zusammen. Grundsätzlich werden Filter in vielen technischen Bereichen eingesetzt, z. B. in der Elektro- und Nachrichtentechnik oder auch der digitalen Bildverarbeitung und Audiotbearbeitung. Umfangreiche Fachliteratur steht zur Verfügung, u. a. Meyer (1998) oder Smith (1997).

### 5.2.2 Filterung im Frequenzraum

Wenn die Frequenzanteile des Eingangssignals bekannt oder durch eine Frequenzanalyse bestimmbar sind, können durch Multiplikation der komplexen Fourierkoeffizienten des Eingangssignals mit der komplexen Übertragungsfunktion des Tiefpassfilters hochfrequente Anteile aus dem Signal eliminiert werden. In idealer Weise werden dabei wie beim sogenannten idealen Tiefpass Frequenzanteile oberhalb einer definierten Grenzfrequenz  $f_{grenz}$  ausgeschlossen, während die Anteile unterhalb ungedämpft zu 100 % passieren. Der Übergang von Durchlass- zu Sperrbereich ist damit unendlich steil. Bei inverser Fourier-Transformation ergibt sich als Gewichtsfunktion die Spaltfunktion

---

<sup>119</sup> DIN EN ISO 4288, Tabelle 3

<sup>120</sup> Die Gewichtsfunktion kann als Impulsantwort des Filters auf ein scharfes Eingangssignal (Dirac-Impuls) gewertet werden.

( $\text{sinc} = \sin(x) / x$ ), die bei  $t \rightarrow -\infty$  beginnt, die damit nicht kausal und in der praktischen Anwendung nicht anwendbar ist. Durch Definition einer sogenannten Fensterfunktion kann auch für dieses Filter Kausalität hergestellt werden. Abhängig von der Ordnung des Filters  $N$  werden wiederum  $n$  Werte zu 1 gesetzt, wohingegen die verbleibenden Werte null sind. Neben der beschriebenen Gleichgewichtung (Rechteck) besteht die Möglichkeit einer Wichtung durch spezielle Funktionen (z. B. nach Hamming oder Blackman). Durch Multiplikation der Gewichtsfunktion mit dieser Fensterfunktion ergibt sich die gefensterte Gewichtsfunktion, die über Faltung mit dem Eingangssignal das gefilterte Ausgangssignal liefert.

### 5.2.3 Filterung im Zeitbereich bzw. Ortsraum

Eine sehr einfache und schnell implementierbare Methode ist, die Messwerte im Zeitbereich über die Bildung des gleitenden Mittelwertes zu glätten. Durch die Bildung des gleitenden und gewichteten Mittelwertes an jeder Profilstelle wird das Filter wirksam. Die jeweilige Gewichtung wird dabei durch die Gewichtsfunktion vorgegeben. Die im Folgenden beschriebenen Gewichtsfunktionen des Rechteck- und Gauß-Filters sowie des idealen Tiefpassfilters sind zur Veranschaulichung in Abb. 5-4 auf ein Messprofil angewendet.

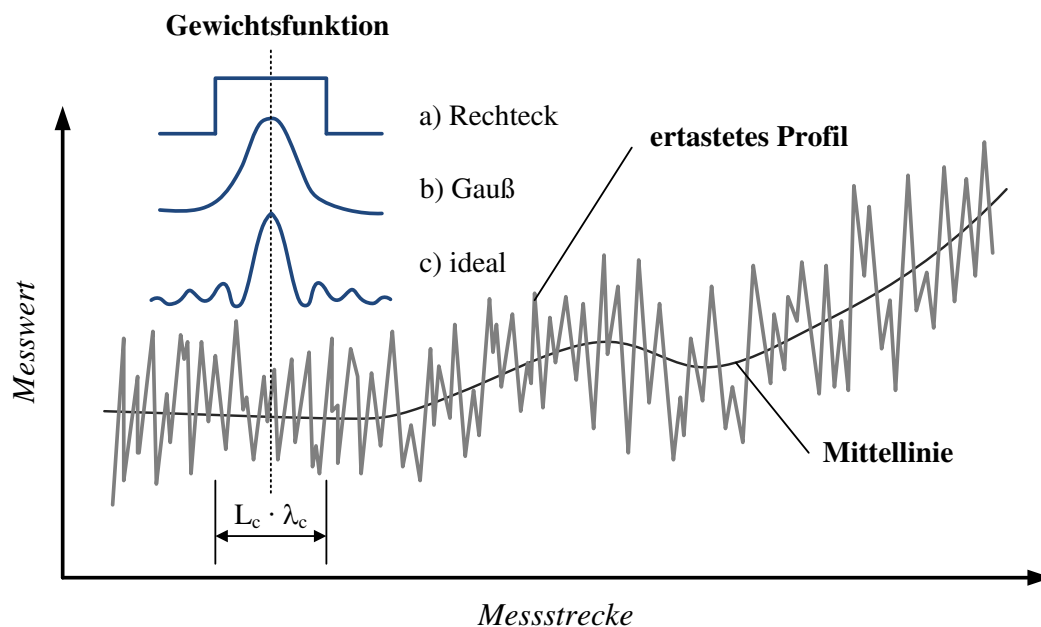


Abb. 5-4. Veranschaulichung der Gewichtsfunktionen der Filter im Zeitbereich  
 a) gleitender Mittelwert mit gleicher Gewichtung, b) lineares Gauß-Filter,  
 c) sinc-Funktion

Für eine zeitlich an die Messung anschließende Filterung ist eine symmetrische Anordnung der Gewichtsfunktion möglich, d. h. sowohl nachlaufend als auch vorlaufend zur aktuellen Profilstelle werden Profilwerte berücksichtigt. Eine Phasenverschiebung kann damit vermieden werden.

In seiner einfachsten Form werden die jeweils benachbarten Werte gleichgewichtet berücksichtigt. Dies entspricht der Faltung mit einer Rechteckfunktion. In der symmetrischen Form gemäß Gl. (5.1) kann eine Phasenverschiebung des gefilterten Signals gegenüber dem Ausgangssignal vermieden werden.

$$y(i) = \frac{1}{n} \cdot \sum_{j=-(n-1)/2}^{(n-1)/2} w_i \cdot x(i+j) \quad (5.1)$$

mit  $y(\ )$  als Ausgangswert,  $x(\ )$  als Eingangswert,  $n$  als Anzahl der für die Mittelwertbildung zu berücksichtigenden Werte (Fensterbreite) und  $w_i$  zur Wichtung

Da bei der Bildung des gleitenden Mittelwertes einzelne Frequenzbereiche stärker und andere schwächer gefiltert werden und damit eine Differenzierung der Frequenzen nicht möglich ist, wird im Rahmen von Rauheitsmessungen das lineare Gauß-Filter nach DIN EN ISO 16610-21 verwendet. Hierbei werden die Einzelwerte bei der Bildung des gleitenden Mittelwertes über eine Gauß-Gewichtsfunktion  $s(x)$  gemäß Gl. (5.2) gewichtet.

$$s(x) = \frac{1}{\alpha \cdot \lambda_c} \cdot e^{\left(-\pi \cdot \left(\frac{x}{\alpha \cdot \lambda_c}\right)^2\right)} \quad \text{für } -L_c \cdot \lambda_c \leq x \leq L_c \cdot \lambda_c \quad (5.2)$$

$$s(x) = 0 \quad \text{ansonsten} \quad (5.3)$$

mit  $\alpha = 0,4697$  als Konstante für eine 50 %-Übertragungscharakteristik bei der Grenzwellenlänge  $\lambda_c$  und  $L_c = 0,5$  als Abschneidewert zur Begrenzung der unendlichen Gewichtsfunktion

Als Besonderheit ist bei diesem Filter die Übertragungsfunktion nach Gl. (5.4) durch die gleiche funktionale Abhängigkeit entsprechend Gauß definiert wie schon die Gewichtsfunktion.

$$S(\lambda) = e^{\left(-\pi \cdot \left(\frac{\alpha \cdot \lambda_c}{\lambda}\right)^2\right)} \quad (5.4)$$

Das Gauß-Filter wird im Unendlichen niemals null, sodass für eine numerische Umsetzung ein Abschneidewert  $L_c$  definiert wird, der die Gauß-Kurve an ihren beiden Enden

begrenzt. Wird, wie in dieser Anwendung der Abschneidewert  $L_c = 0,5$  gewählt, beträgt der daraus resultierende Implementierungsfehler nach DIN EN ISO 16610-21<sup>121</sup> etwa 0,76 %, da die abgeschnittenen Bereiche der Gauß-Kurve nicht berücksichtigt werden.

Abb. 5-5 zeigt die Gewichts- und Übertragungsfunktion des Gauß-Filters für eine 50- und 75-prozentige Übertragungscharakteristik bei definierter Grenzwellenlänge  $\lambda_{def}$ . Kurzwellige Anteile passieren im Übergangsbereich der definierten Grenzfrequenz mit einer gewissen Dämpfung. Bei einer 75-prozentigen Übertragungscharakteristik verschiebt sich dieser Übergangsbereich etwas weiter über die Grenzwellenlänge hinaus, wohingegen Anteile die unterhalb der definierten Grenzwellenlänge liegen weniger stark gedämpft werden als bei einer Übertragungscharakteristik von 50 %. Für die Rauheitsmessung wird eine Übertragungscharakteristik von 50 % angenommen, da dann Hochpass- und Tiefpassfilterung zueinander komplementär sind.<sup>122</sup>

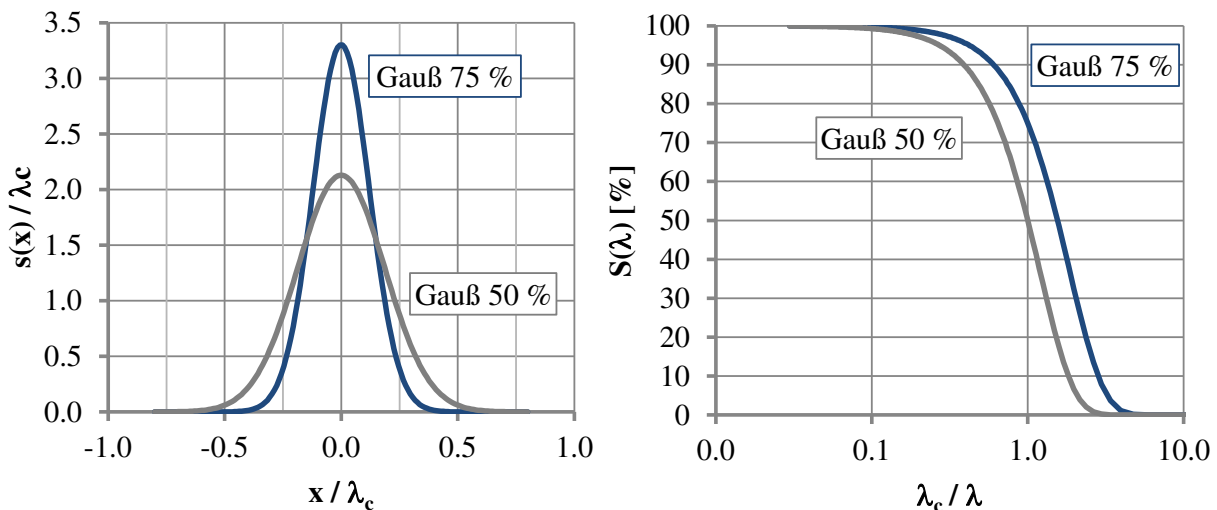


Abb. 5-5. Gewichts- und Übertragungsfunktion des Gauß-Filters

#### 5.2.4 Vergleich der Tiefpassfilter

Die Wirkungsweise der beschriebenen Tiefpassfilter, Rechteck- und Gaußfilter sowie das ideale Tiefpassfilter, sind anschaulich in

<sup>121</sup> DIN EN ISO 16610-21, Tabelle A.1

<sup>122</sup> Bosse (1994), S. 3



Abb. 5-6 im Frequenzbereich dargestellt. Exemplarisch wurde hierfür das Messprofil 1 der Probe UP-S355-20.1-1 gewählt. Die Grenzfrequenz  $f_{\text{grenz}}$  resultiert aus der hier gewählten Grenzwellenlänge  $\lambda_{\text{def}} = 2,5$  mm, die nach Gleichungen (5.5) und (5.6) für harmonische Wellen in die Grenzfrequenz umgerechnet werden kann.

$$\lambda = c \cdot T \quad \text{mit } T = 1/f \quad (5.5)$$

$$f_{\text{grenz}} = \frac{c}{\lambda_{\text{def}}} \quad (5.6)$$

wobei  $c$  die Vorschubgeschwindigkeit während der Messung und  $T$  die Periodendauer ist.

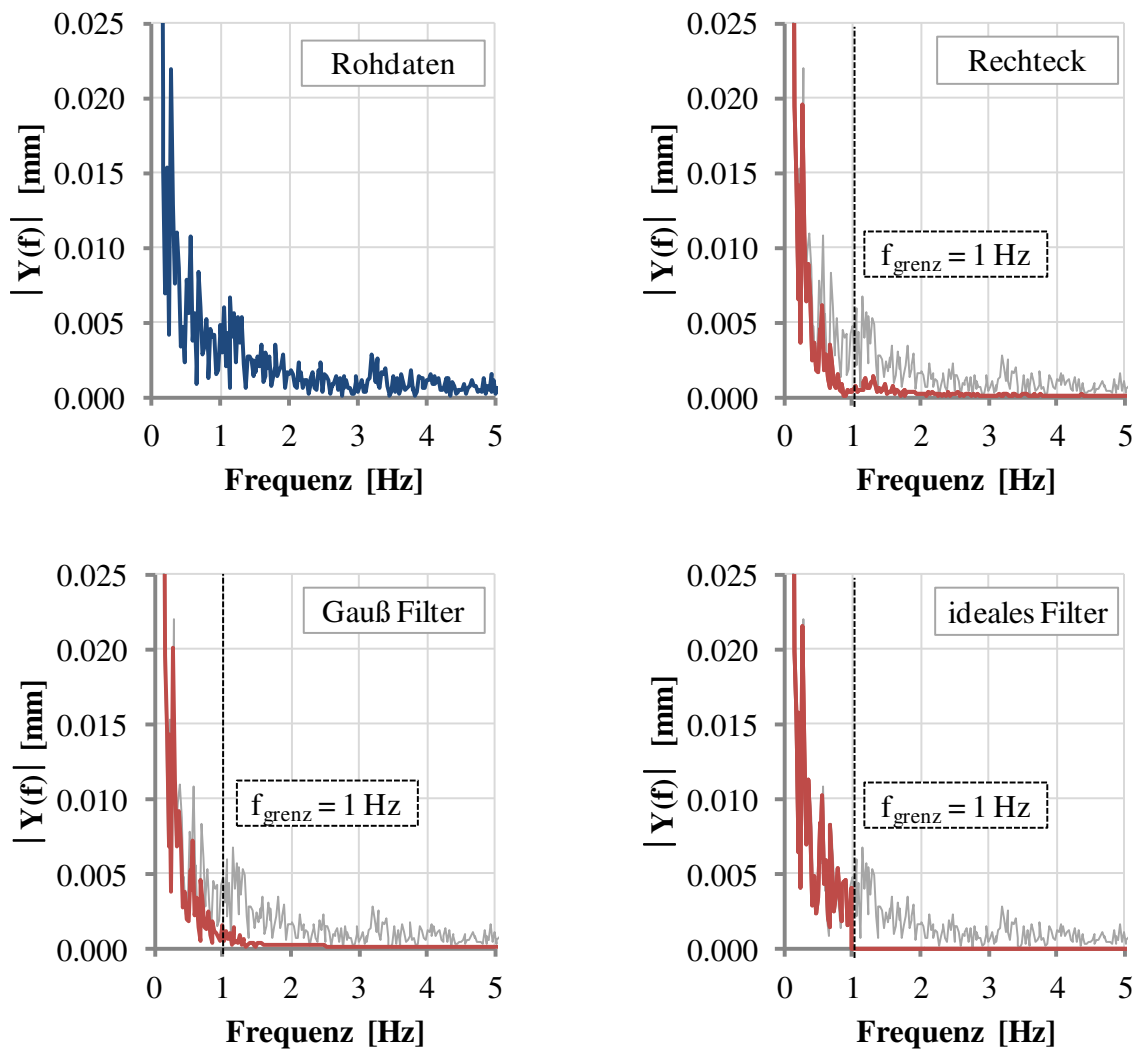


Abb. 5-6. Vergleich der gefilterten Daten im Frequenzbereich; exemplarisch für Probe UP-20.1-1 Profil 1 oben

Die Rohdaten der Profilmessung werden zunächst über die Fast-Fourier-Transformation (FFT) in den Frequenzbereich überführt. Gleiches erfolgt nach Anwendung des Rechteck- bzw. Gauß-Filters im Zeitbereich bzw. Ortsraum.

Für das Rechteckfilter wird eine Fensterbreite von 100 Werten gewählt, über welche die Einzelwerte gleichgewichtet gemittelt werden. Die gewählte Fensterbreite resultiert dabei aus der Gleichsetzung mit der definierten Grenzwellenlänge  $\lambda_{def} = 2,5$  mm. Entsprechend den normativen Vorgaben für die Messung von Rauheiten wird das lineare Gauß-Filter mit einer Übertragungscharakteristik von 50 % gewählt. Die Frequenzanalyse der gefilterten Profile zeigt für das Rechteckfilter eine deutliche Dämpfung der kurzwelligen Frequenzanteile mit einem ausgeprägten Übergangsbereich. Eine gezielte Differenzierung zwischen gedämpften und nicht gedämpften Frequenzen ist mit diesem Filter nicht möglich, da auch Anteile im kurzwelligen Bereich erhalten bleiben.

Bei Anwendung des Gauß-Filters ist in Abb. 5-6 die Übertragungsfunktion des Filters aus Abb. 5-5 erkennbar, die eine Dämpfung der Frequenzanteile im Übergangsbereich um die Grenzfrequenz herum zeigen. Höherfrequente Anteile werden außerhalb dieses Übergangsbereiches eindeutig eliminiert. Die Anwendung des idealen Tiefpassfilters erfolgt im Frequenzbereich. Es werden alle Frequenzanteile des Spektrums, die größer als die definierte Grenzfrequenz  $f_{grenz} = 1$  Hz sind, eliminiert und zu null gesetzt. Aus einer inversen Fourier-Analyse kann nun das gefilterte Profil im Ortsraum gewonnen werden.

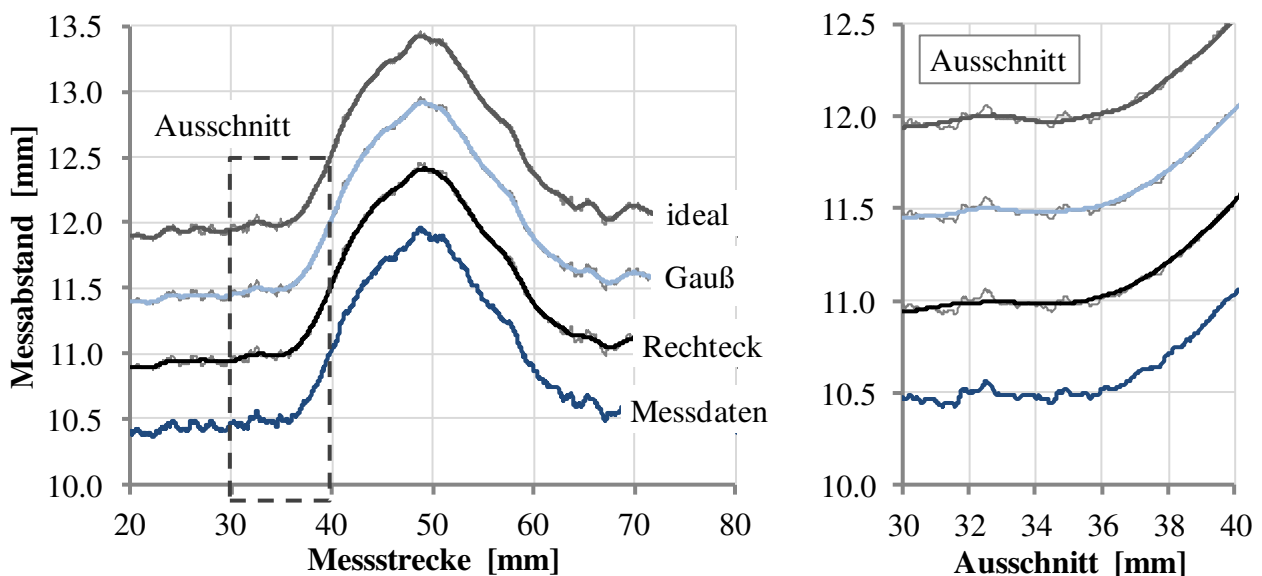


Abb. 5-7. Vergleich der gefilterten Daten im Ortsraum; exemplarisch für Probe UP-S355-20.1-1 Profil 1 oben

Die mit unterschiedlichen Filtern aufbereiteten Messprofile werden im Vergleich zu den Rohdaten in Abb. 5-7 im Ortsraum dargestellt. Durch die Filterung ist eine deutliche Glättung der Profile erkennbar. Die Unterschiede zwischen den jeweiligen Tiefpassfiltern sind nur marginal. Das ideale Tiefpassfilter glättet die eigentliche Topographie des ursprünglichen Messprofils am wenigsten, gefolgt vom Gauß-Filter und dem Rechteckfilter mit der augenscheinlich stärksten Glättung. Die Charakteristik des Messprofils bleibt erhalten.

### 5.2.5 Wahl des Tiefpassfilters und der Grenzfrequenz durch numerische Voruntersuchung

Sowohl die Wahl der Grenzfrequenz als auch des geeigneten Tiefpassfilters wird im Vorgriff auf Kapitel 5.3 durch die Berechnung der Formzahl  $K_f$  durch eine FE-Analyse gestützt. Denn nur durch die numerische Analyse kann der Einfluss dieser beiden Parameter auf die Kerbformzahl abgeschätzt werden. Hierfür wurden exemplarisch zwei Profile, UP-S355-20.1-1 Profil 1 und UP-S355-20.3-15 Profil 2 ausgewählt. Weitere Informationen zum Berechnungsablauf sind Kapitel 5.3 zu entnehmen. Mit einer Elementkantenlänge von etwa 0,054 mm waren die Vorgaben für die Vernetzung für alle Analysen annähernd gleich. Die Kerbformzahlen, ermittelt auf Basis der maximalen ersten Hauptspannung  $\sigma_1$ , sind in Tab. 5-2 zusammengefasst.

Tab. 5-2: Ermittelte Formzahl auf Basis der ersten Hauptspannung  $\sigma_1$  bei unterschiedlicher Aufbereitung der Messdaten

Profil	Rohdaten	Gauß-Filter	Rechteck-Filter	Ideales Tiefpassfilter
UP-S355-20.1-1	3,00	1,50	1,49	1,60
UP-S355- 20.3-15	3,33	1,76	1,70	1,89

Grundsätzlich weichen die Ergebnisse der gefilterten Profile nur geringfügig voneinander ab. Wie bereits augenscheinlich beurteilt, liefert das ideale Tiefpassfilter die größte Formzahl, da die Glättung im Vergleich zum Rechteck- und Gauß-Filter geringer ausfällt. Werden dagegen die Kerbformzahlen betrachtet, die anhand der ungefilterten Profile ermittelt wurden, werden deutlich höhere Kerbformzahlen ermittelt. Es stellt sich die Frage, womit diese Ergebnisse zu erklären und wie sie zu beurteilen sind. Wird im Rahmen einer Konvergenzstudie die Vernetzungsdichte schrittweise erhöht, steigt die Kerbformzahl zunächst moderat an. Die im Verhältnis zur Detailtreue der Oberfläche grobe Vernetzung glättet die realen Verläufe und agiert damit als eine Art *numerisches*

Filter. Wird die Netzdichte sehr stark verfeinert, können auch Details auf der Oberfläche sehr genau abgebildet werden. Die ermittelte Spannungserhöhung steigt oft auch sprunghaft an. Bei genauerer Betrachtung sind lokale Spannungsspitzen an der Oberfläche auszumachen, welche die eigentliche Kerbwirkung des Nahtüberganges verzerrt und übersteigert wiedergeben.

Abb. 5-8 verdeutlicht dies anhand des Profils 1 der Probe UP-S355-20.1-1. Der grundsätzliche Spannungsverlauf der beiden Modelle, ungefiltert und mit Gauß-Filter, unterscheidet sich nur geringfügig. Dennoch wird das lokale Spannungsmaximum an unterschiedlichen Stellen errechnet. Der Ausschnitt zeigt die unregelmäßige Topographie der ungefilterten Oberfläche mit einer Vielzahl von lokalen Unstetigkeiten, die bei einer linear-elastischen Berechnung zu hohen lokalen Spannungsspitzen führen. Damit wird möglicherweise nicht nur der Ort der maximalen Kerbspannung fehlinterpretiert, sondern auch deren Höhe deutlich überschätzt. Die Vernetzung als numerisches Filter zu nutzen und die Analyse direkt mit den gemessenen Daten durchzuführen, scheint aus zwei Gründen nicht sinnvoll. Zum einen ist das Erreichen einer Konvergenz und damit haltbarer Ergebnisse für ungefilterte Profile nur schwer möglich und zum anderen ist die Wahl der Netzfeinheit nicht am Charakter der Messdaten, sondern an der Konvergenz der Berechnungsergebnisse orientiert. Der Charakter der Messdaten wird durch Rauschen, Messungenauigkeiten und Ausreißer beeinflusst, die das eigentliche Messergebnis überlagern. Diese können nur durch Filter ausgeschlossen werden. Dies sind Filter, die zwischen kurz- und langwelligen Anteilen differenzieren. Damit fällt das Rechteckfilter, das wiederum der Bildung eines gleitenden Mittelwertes entspricht und nicht eindeutig zwischen kurz- und langwelligen Anteilen unterscheidet, aus den Betrachtungen heraus. Es bleiben das ideale Tiefpassfilter und das lineare Gaußfilter. In Anlehnung an die Rauheits- und Formmessung (z. B. Unrundheit bei Rohren) wird für die folgenden Untersuchungen das Gaußfilter mit einer 50-prozentigen Durchlässigkeit gewählt. Die Stabilität dieses Filters ist hoch und die Erfahrungen bei der Implementierung weitreichend. Eine gute Vergleichbarkeit ist damit gewährleistet.

Die Voruntersuchungen zu den Einflüssen auf die Kerbformzahl werden durch eine Variation der Grenzwellenlänge bei Anwendung des linearen Gaußfilters abgeschlossen. Abb. 5-9 zeigt die gefilterten Profildaten für Grenzwellenlängen  $\lambda_{def}$  zwischen 0,48 und 3,17 mm bzw. für Grenzfrequenzen  $f_{grenz}$  zwischen 0,75 und 5 Hz. Die Profile können direkt miteinander verglichen werden. Die glättende Wirkung des Filters entfaltet sich mit zunehmender Grenzwellenlänge.

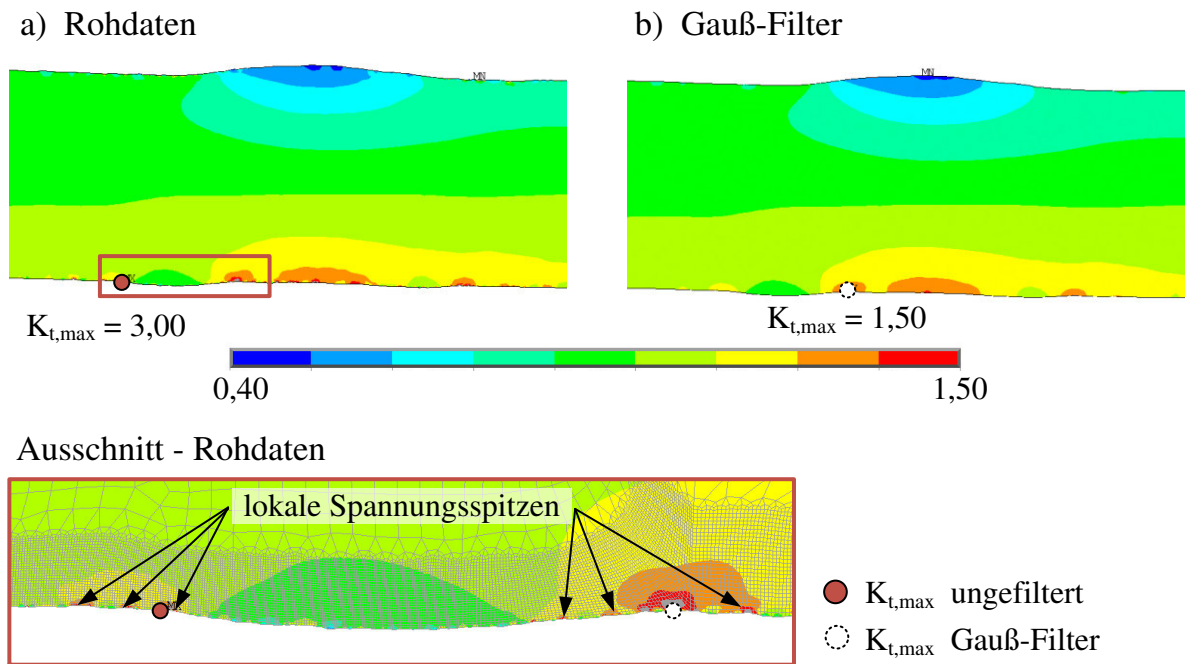


Abb. 5-8. Vergleich der Spannungsverläufe  $\sigma_1$  aus Einheitslast des Profils 1 der Probe UP-S355-20.1-1; a) ungefiltert und b) mit Anwendung des Gauß-Filters

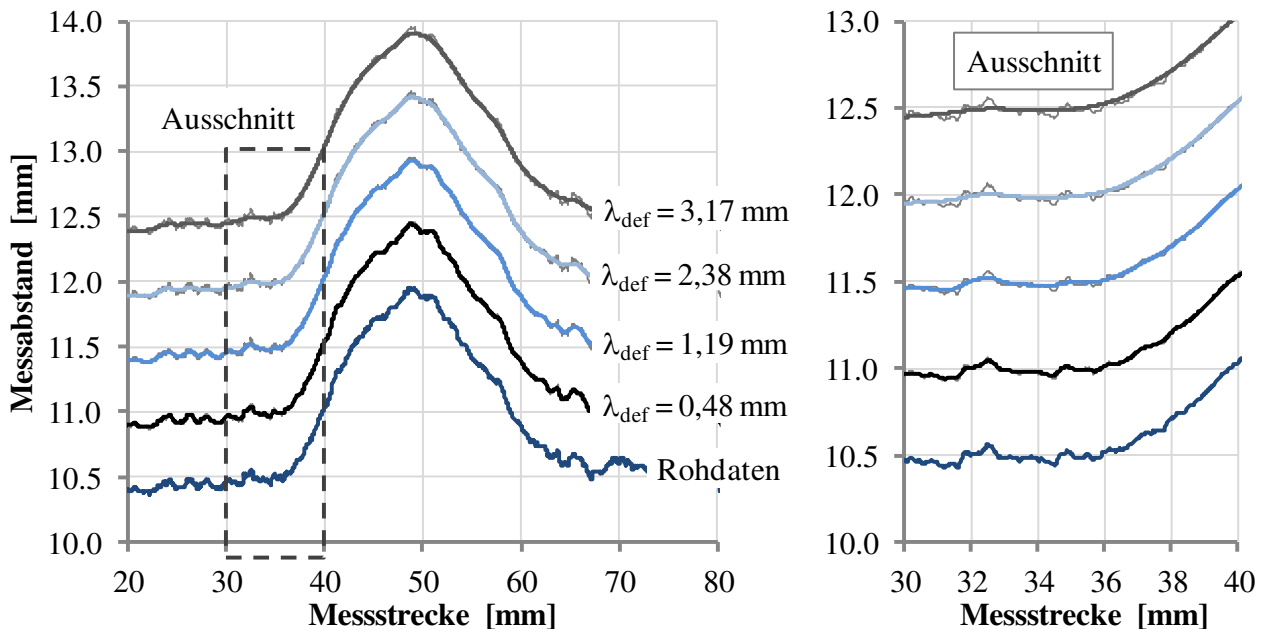


Abb. 5-9. Variation der Grenzwellenlänge bzw. der Grenzfrequenz für die Probe UP-S355-20.1-1 Profil 1 oben

In Abb. 5-10 sind weiterhin für verschiedene Grenzfrequenzen und für jeden Nahtübergang, nummeriert von 1 bis 4, die Kerbformzahlen  $K_t$  dargestellt. Sie sind das Ergebnis einer linear-elastischen FE-Analyse mit einer über alle Berechnungen konstant gehaltenen Vernetzungsfeinheit. Für die Probe UP-S355-20.3-15 Profil 2 zeigt sich ähnlich einer Konvergenzstudie ab einer Grenzfrequenz  $f_{grenz}$  von etwa 2 bis 3 Hz ein abschwächender Einfluss auf die Kerbformzahl. Dies lässt sich durch die für alle Berechnungen gleich gewählte Vernetzungsfeinheit erklären, welche die zunehmend kurzwellige Topographie nicht mehr mit ausreichender Netzfeinheit abbildet. Die Kerbformzahl  $K_t$  variiert für den maßgebenden Nahtübergang dieser Probe zwischen 1,56 und 2,24 und würde zu deutlichen Unterschieden bei einer Prognose der Anrisslebensdauern auf Basis des Kerbdehnungskonzeptes führen. Fertigungsbedingt erforderte der Nahtschluss der Probe UP-S355-20.1 Profil 1 in einem Teilbereich eine zusätzliche 2. Decklage. Damit entspricht das Nahtprofil nicht einem als typisch zu bezeichnenden Nahtquerschnitt, wie es beispielsweise bei der Probe UP-S355-20.3-15 der Fall ist. Der Ort der maßgebenden Kerbspannung, lokalisiert am Nahtübergang 3, wechselt für unterschiedliche Grenzwellenlänge aufgrund der hohen Unregelmäßigkeiten leicht und erschwert anders als bei Probe UP-S355-20.3-15 Profil 2 die Beurteilung des Einflusses. Für die Nahtübergänge 1, 2 und 4 werden im Vergleich zur Probe UP-S355-20.1 Profil 1 geringere Unterschiede bei zunehmender Grenzfrequenz festgestellt. Aufgrund der geringeren Kerbschärfe dieser Übergänge ist die Ausgangswellenlänge dieser Profilbereiche höher. Die Wirkung eines Filters, das vor allem kurzwellige Anteile filtert, kommt für langwellige Bereiche weniger zum Tragen.

Diese Untersuchungen zeigen einmal mehr, wie wichtig die Festlegung einer Grenzfrequenz  $f_{grenz}$  bzw. Grenzwellenlänge  $\lambda_{def}$  ist, um die Kerbschärfe weder zu unter- noch zu überschätzen und damit letztendlich eine realitätsnahe Prognose der Lebensdauer zu erzielen. Auch wenn die Rauheitskenngrößen im Tastschnittverfahren bestimmt werden, ist die Grenzwellenlänge im Vorfeld der Messung anhand des vorliegenden Messobjektes abzuschätzen, um zu einer richtigen Einschätzung zu gelangen. Eine abschließende Beurteilung ist nur in Kombination mit experimentell bestimmten Lebensdauern möglich. Wie oben bereits beschrieben, wird angelehnt an die Vorgaben einer Rauheitsmessung in Kombination mit dem minimal erwarteten Kerbradius für die nachfolgenden Untersuchungen eine Grenzwellenlänge  $\lambda_{def}$  von etwa 2,5 mm bzw. einer Grenzfrequenz  $f_{grenz}$  von etwa 1 Hz definiert.

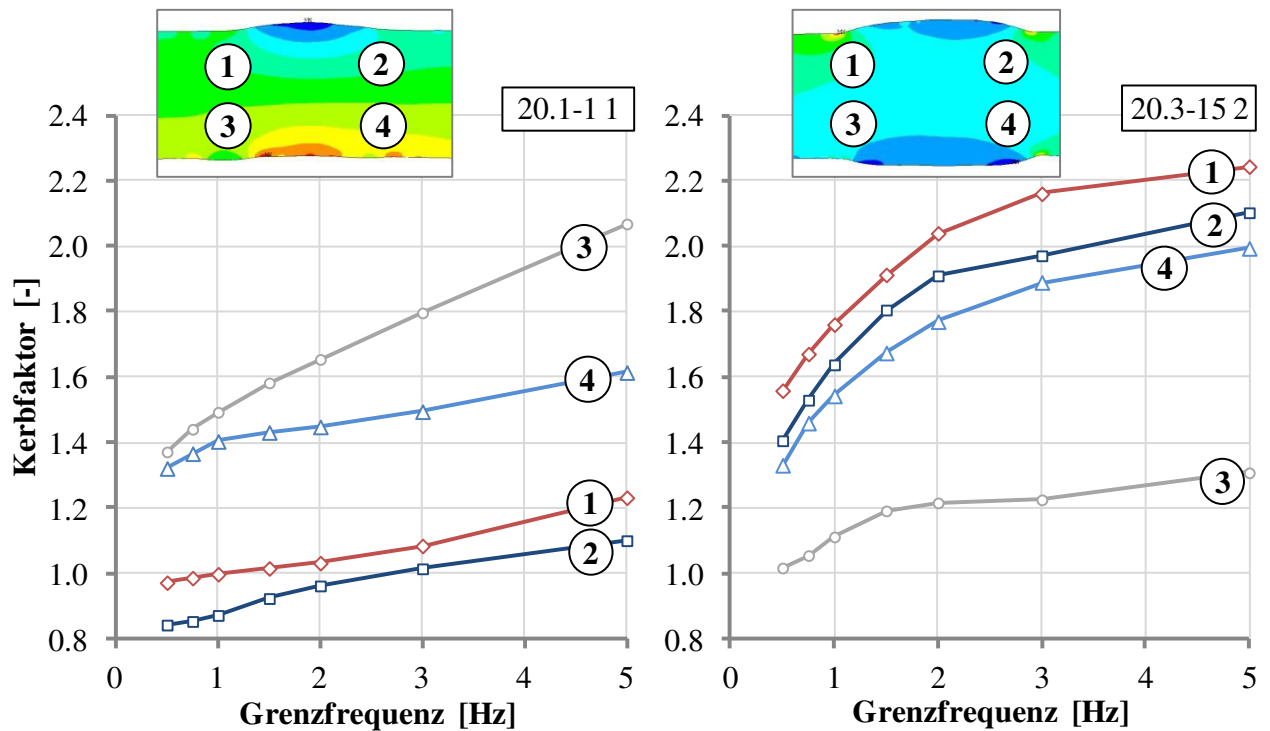


Abb. 5-10. Auswirkung auf die Kerbformzahl  $K_t$  bei Variation der Grenzwellenlänge bzw. Grenzfrequenz für die Proben UP-S355-20.1-1 Profil 1 (links) und UP-S355-20.3-15 Profil 2 (rechts)

### 5.3 Numerische Analyse der Kerbformzahlen auf Basis gemessener Nahtprofile

#### 5.3.1 Berechnungsablauf

Zunächst werden die Profildaten entsprechend der messtechnischen Randbedingungen, d. h. unter Berücksichtigung des Abstandes zwischen den Laserdistanzsensoren und der Vorschubgeschwindigkeit in Ortskoordinaten umgerechnet. Im nächsten Bearbeitungsschritt werden aus diesen Rohdaten durch die Anwendung des linearen Gauß-Filters mit einer definierten Grenzwellenlänge  $\lambda_{def}$  von 2,5 mm die Form des Nahtquerschnittes extrahiert. Die Berechnungsabläufe, d. h. die Faltung der Messdaten mit der Gewichtsfunktion, wurden in dem mathematischen Softwarepaket MATLAB umgesetzt. Ergebnis sind die gefilterten Messdaten, die dann wiederum im FE-Programmsystem ANSYS eingelesen und in ein numerisches Modell überführt wurden.

### 5.3.2 Modellannahmen

An den Nahtübergängen zeigt sich unter Einheitsbelastung eine Spannungserhöhung gegenüber der Nennspannung. Da die Erhöhung der Spannung im Kerbgrund zu einem Spannungsgradienten führt, der eine Querdehnungsbehinderung bewirkt, stellt sich ein räumlicher Spannungszustand in der Kerbe ein, auch wenn die Belastung einachsiger erfolgt, u. a. beschrieben in Bürgel et al. (2014).<sup>123</sup>

Wird angenommen, dass aufgrund der geringen Ausdehnung der Probe in Tiefenrichtung die Dehnungen  $\varepsilon_z$  aus der Querschnittsebene heraus nicht behindert werden, wird das räumliche Problem in der Kerbumgebung auf einen ebenen Spannungszustand mit den Spannungskomponenten  $\sigma_x$ ,  $\sigma_y$  und  $\tau_{xy}$  überführt, siehe auch Abb. 5-11.

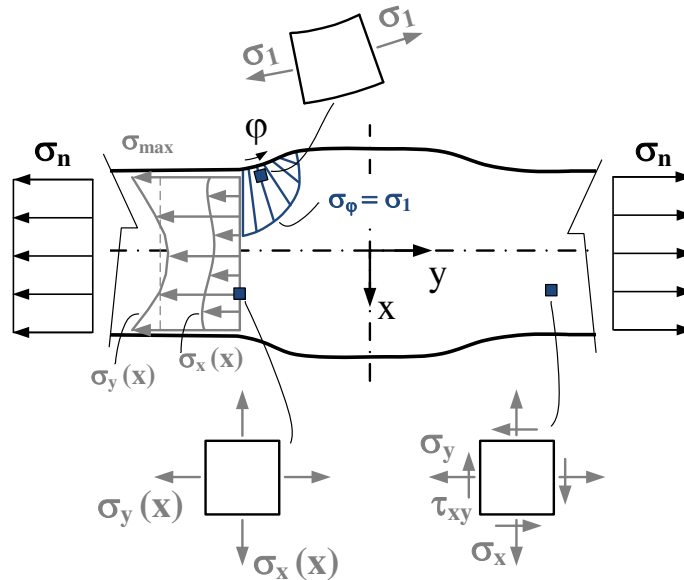


Abb. 5-11. Spannungsverteilung im Bereich des Nahtquerschnitts

Im Querschnitt in direkter Nähe zum Nahtübergang und damit im Bereich der Kerbe nimmt die Spannung  $\sigma_y(x)$  bis zu einem Maximum zu. Gleiches gilt für die Normalspannung  $\sigma_x(x)$ . Entlang des Nahtübergangs, der lastfrei ist, wirkt eine Tangentialspannung  $\sigma_\varphi$ , die wiederum der ersten Hauptspannung  $\sigma_1$  entspricht. Da die zweite Hauptspannung am lastfreien Rand null ist und die dritte Hauptspannung aufgrund der

<sup>123</sup> Bürgel et al. (2014), Kapitel 3, S. 116ff



Annahme eines ebenen Spannungszustands ebenfalls zu null gesetzt wird, ist die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  gleich der ersten Hauptspannung  $\sigma_1$ .

Am Beispiel des ersten Profils der Probe UP 20.1-4 werden Berechnungen mit unterschiedlichen Probenbreiten durchgeführt, um die oben getroffene Annahme eines ebenen Spannungszustandes zu stützen. Für diese qualitative Untersuchung wird für die Ausdehnung in z-Richtung konstant der erste Messschrieb angenommen. Die Randbedingungen werden so gewählt, dass eine zwangsfreie Verformung in Dicken- und Querrichtung möglich ist. In Anlehnung an die Schwingversuche wird die Probe auf Zug belastet. Die Spannungserhöhung im Bereich der Nahtübergänge ist mit einem maximalen Kerbformzahl  $K_t \approx 1,7$  erwartungsgemäß moderat, so dass die Kerbwirkung als mild zu bezeichnen ist. Die Unterschiede zwischen der Spannung  $\sigma_x$  und der ersten Hauptnormalspannung  $\sigma_1$  deuten auf eine geringere Kerbtiefe hin. Mit zunehmender Kerbschärfe werden diese Unterschiede deutlich größer und die Entscheidung, welche Festigkeitshypothese zur Bestimmung der Vergleichsspannung angesetzt wird, schwerwiegender. Für duktile, zähe Werkstoffe ist die Wahl der Festigkeitshypothese nach Huber und von Mises gemäß Gl. (5.7) üblich.

$$\sigma_v = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (5.7)$$

$$\sigma_v = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2} \quad (\text{ESZ}) \quad (5.8)$$

In Abb. 5-12 ist die Spannungsverteilung für die Vergleichsspannung  $\sigma_v$  und die erste Hauptspannung  $\sigma_1$  für den Pfad  $s$ , der entlang der maßgebenden Kerbe definiert ist, dargestellt. Zur besseren Vergleichbarkeit wurde die normierte Darstellung gewählt. Die Probenbreite  $b$  betrug dabei 50 bzw. 200 mm. Neben der dreidimensionalen Modellierung wurde bei zweidimensionalem Ansatz die Vergleichsspannung zum einen unter der Annahme des ebenen Verzerrungszustandes (EVZ) und zum anderen unter Ansatz des ebenen Spannungszustandes (ESZ) ausgewertet. Die Annahme des EVZ liefert dabei eine Vergleichsspannung  $\sigma_v$ , die etwa 7 % unterhalb der Vergleichsspannung des räumlichen Modells mit einer Probenbreite  $b$  von 50 mm liegt. Diese wird damit unterschätzt.

Auch wenn die Probe mit  $b = 50$  mm eine gewisse Ausdehnung in Tiefenrichtung besitzt, spiegelt die Annahme eines ebenen Spannungszustandes bei zweidimensionaler Modellierung die realen Bedingungen damit konservativ wider. Die Berechnung er-

folgte daher an einem zweidimensionalen Modell bei Ansatz eines ebenen Spannungszustandes. Wird der ebene Verzerrungszustand gewählt, ist es sinnvoll, die erste Hauptspannung zur Berechnung der Kerbformzahl  $K_t$  auszuwerten.

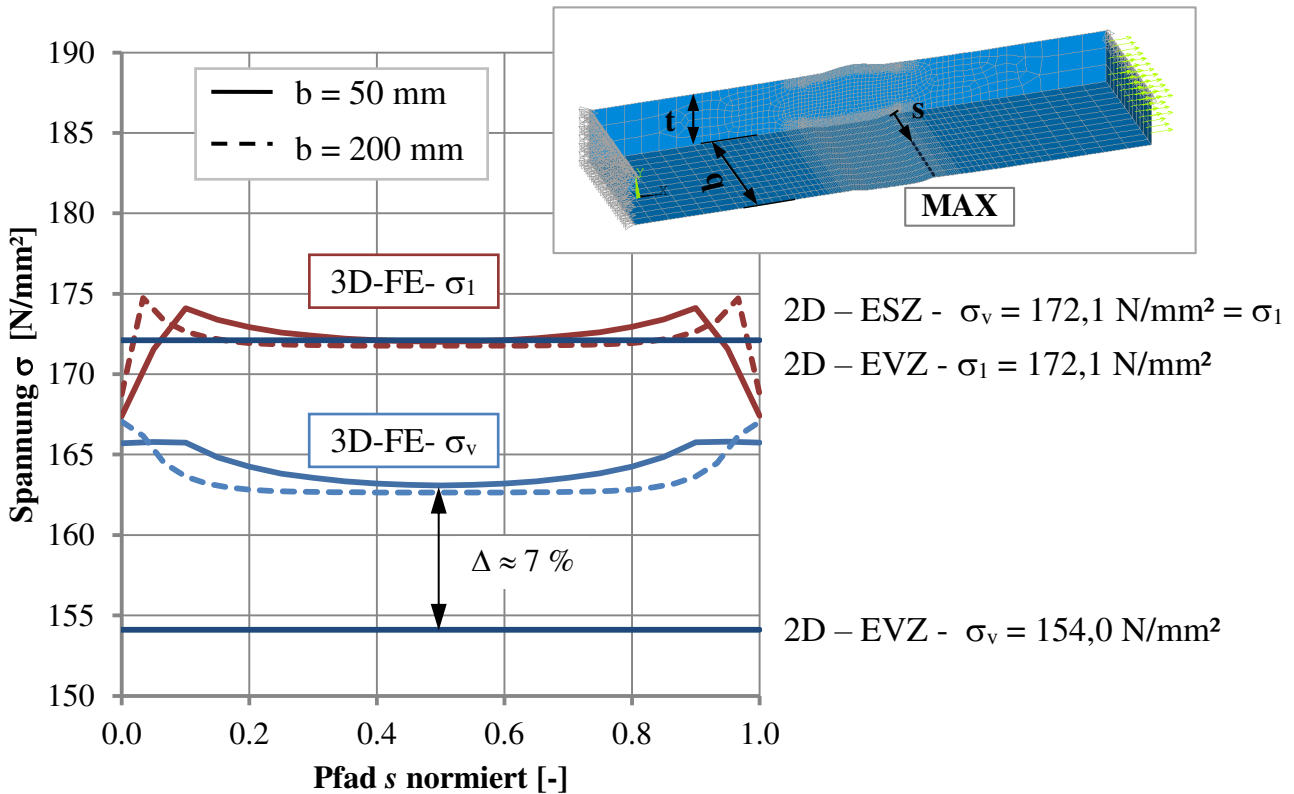


Abb. 5-12. 3D-FE-Modell mit Randbedingungen sowie Ergebnisse und Entwicklung der maximalen Haupt- und Vergleichsspannung über den Pfad  $s$  bei Variation der Probenbreite im Vergleich zur zweidimensionalen Auswertung

### 5.3.3 FE-Modell und Vernetzung

Der Nahtquerschnitt wurde zeilenweise aufgenommen. Bei zunächst vier gewählten Messspuren pro Schwingprobe wurde für jedes Profil eine linear-elastische Analyse unter einachsiger Beanspruchung an einem zweidimensionalen FE-Modell betrachtet. Für jeden Nahtübergang wurde daraufhin die maximale Kerbformzahl ermittelt.

Um die numerischen Ergebnisse eindeutig den experimentellen zuordnen zu können, wurden die Kerben gemäß Abb. 5-13 nummeriert. Durch die geschlagene Markierung der Prüfkörper war jede sowohl bei der Aufnahme der Messprofile als auch bei Anordnung im Prüfstand eindeutig orientiert. Durch die zusätzliche Decklage bei den unter-

pulvergeschweißten Proben mit einer Blechdicke von  $t = 30$  mm (Abb. 5-13 rechts) entsteht zwischen den beiden abschließenden Lagen eine zusätzliche Kerbe, die mit Position 2 und 5 bezeichnet ist.

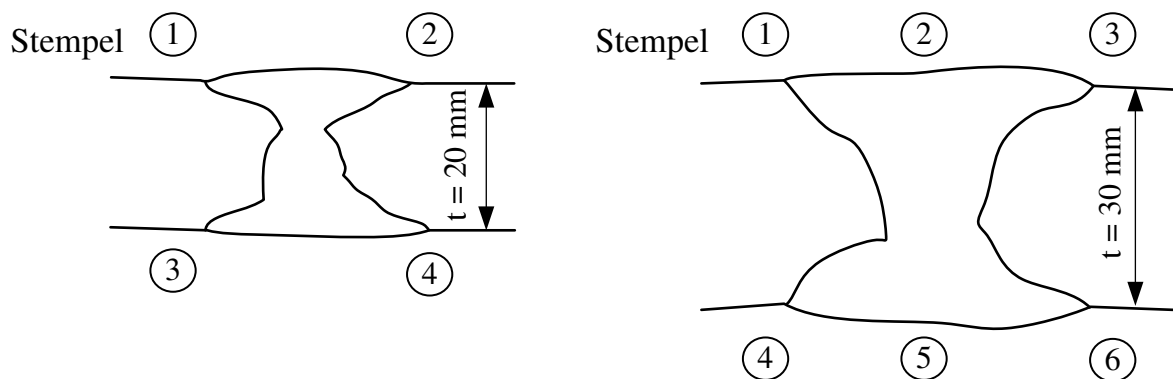


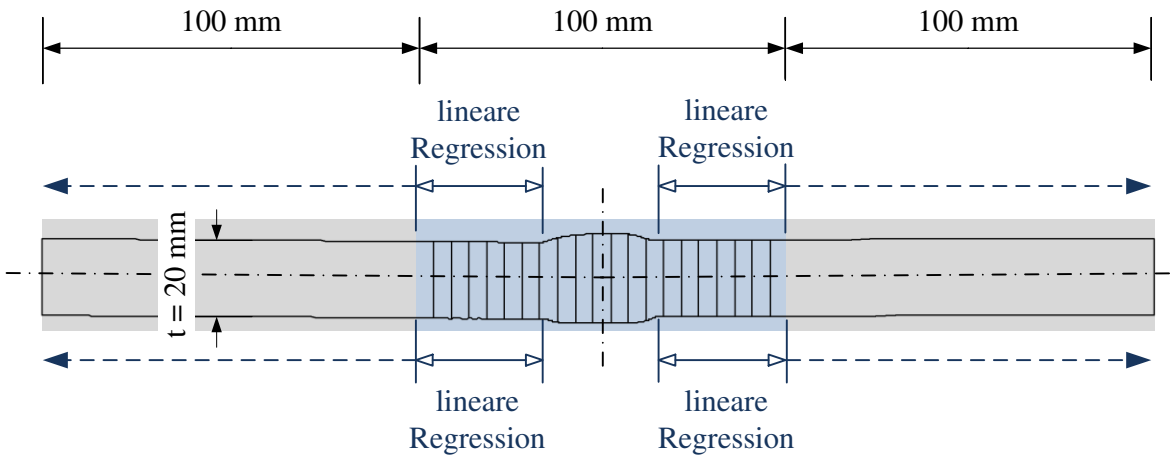
Abb. 5-13. Nummerierung der Nahtübergänge für die Zuordnung der Berechnungsergebnisse

Für die zweidimensionale Modellierung wird das ebene Element PLANE82 mit quadratischem Verschiebungsansatz und daher Mittenknoten unter Annahme des ebenen Spannungszustandes gewählt (p-Adaptivität). Durch die Anwendung des in ANSYS implementierten Algorithmus zur nachträglichen Netzverfeinerung (refinement) wird die Knotendichte gezielt an den Nahtübergängen erhöht, um die örtlichen Spannungsspitzen und -gradienten mit ausreichender Genauigkeit bestimmen zu können (h- bzw. r-Adaptivität).

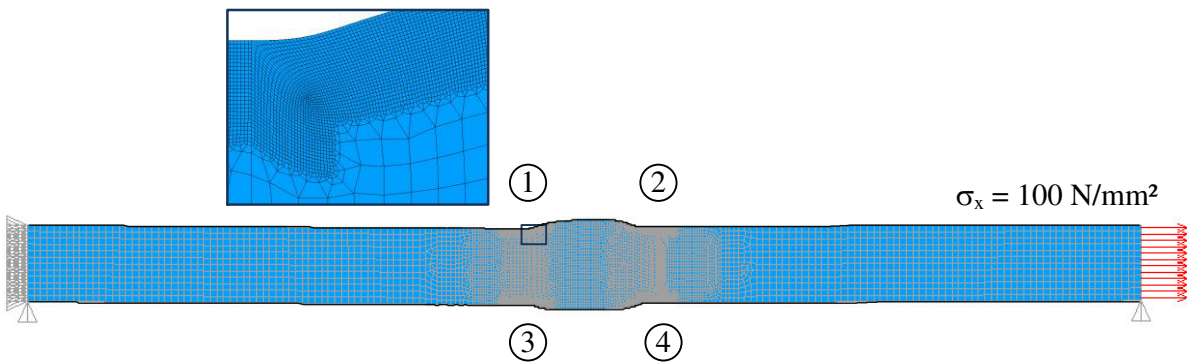
Der Vernetzung kommt bei FE-Berechnungen eine besondere Bedeutung zu, da sie das Ergebnis nachhaltig beeinflusst. Um numerisch bestimmte Spannungsverteilungen auch für die Bemessung zu nutzen, sind einheitliche Vorgaben und Randbedingungen notwendig. Die Bemessungsrichtlinien bieten hierfür bisher nur wenige Grundlagen. In der Richtlinie des IIW-Richtlinie (2016) wird für die numerische Bestimmung der Kerbspannung empfohlen, die Elementkantenlänge bei quadratischen Elementen maximal zu einem Viertel des Kerbradius zu wählen. Als Bezugsradius ist für das Kerbspannungskonzept  $r = 1$  mm definiert.<sup>124</sup> Durchgeführte Konvergenzstudien zum Einfluss der Netzfeinheit auf die elastische Kerbhöchstspannung zeigten, dass bei einer Elementkantenlänge von  $l_e < 0,10$  mm eine Konvergenz der Ergebnisse zu erwarten ist.

<sup>124</sup> IIW-Richtlinie (2016), Abschnitt 2.2.4

a) Messdaten



b) FE-Modell mit Randbedingungen



c) Ergebnis – 1. Hauptspannung  $\sigma_1$

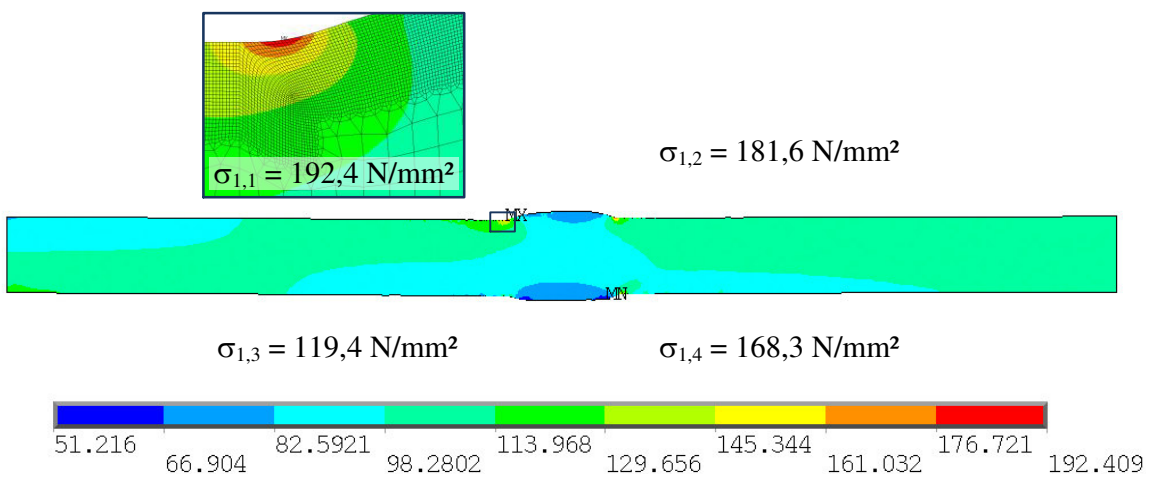


Abb. 5-14. Bestimmung der maßgebenden Spannungskonzentration am Beispiel der Probe UP-S355-20.3-15 Profil 2

Wird die Vernetzungsfeinheit also weiter gesteigert, verändern sich die Ergebnisse kaum noch. Die gewählte Elementkantenlänge liegt deutlich unter den Vorgaben der IIW-Richtlinie von  $l_e = 0,25$  mm und deckt damit auch Nahtprofile mit deutlich kleineren Kerbradien ab. Da nicht für jedes zu berechnende Profil eine erneute Konvergenzstudie durchgeführt werden kann, ist dies für eine Vergleichbarkeit der Ergebnisse wichtig.

Die Profile beinhalten auch die globalen Imperfektionen der Probe wie Kanten- und Winkerversatz. Die Probenabmessungen in Längsrichtung und die Belastungsrandbedingungen sind daher in Anlehnung an den Prüfaufbau zu wählen, um deren Einfluss auf die Spannungserhöhung abzubilden. Da die Profile nur im Bereich des Nahtquerschnittes messtechnisch erfasst wurden, wird, wie in Abb. 5-14 a) gezeigt, über lineare Regression der Messdaten in den Randbereichen die Probe auf die freie Prüflänge zwischen den Einspannungen erweitert. In Abb. 5-14 c) ist exemplarisch der Spannungsverlauf der ersten Hauptspannung einschließlich der jeweiligen Maximalspannung jedes Nahtüberganges ausgewertet.

#### 5.3.4 Vergleich mit am Digitalmikroskop ausgeführten Messungen

Um die Reproduzierbarkeit des Messkonzeptes und auch die Vergleichbarkeit mit anderen Messmethoden zu überprüfen, wurden ausgewählte Oberflächen mit dem Digitalmikroskop Keyence VHX1000 mit dem Objektiv Z00 bei 40-facher Vergrößerung dreidimensional erfasst. Abb. 5-15 zeigt jeweils Ober- bzw. Unterseite der mit PIT nachbehandelten Probe UP+NVEBW-S700-30.100-2. Deutlich sind die nachbehandelten Nahtübergänge im Bild erkennbar. Die Bilddaten als Matrix der Pixel in Breite und Länge mit jeweiliger Höhenkoordinate können in eine Punktwolke überführt, exportiert und für weiterführende Untersuchungen genutzt werden. Nachteilig an dieser Methode ist, dass beide Oberflächen nur unabhängig voneinander aufgenommen werden können. Die Definition eines Bezugspunktes oder auch einer Bezugsebene ist schwierig und die Orientierung der beiden unabhängigen Aufnahmen zueinander ist nahezu unmöglich. Aussagen zu Winkerverzug und Kantenversatz sind nicht eindeutig. Weiterhin ist der zeitliche Aufwand für die Aufnahme sehr hoch, da bei hoher Vergrößerung, die eine ausreichende Genauigkeit gewährleistet, mehrere Einzelaufnahmen zu einer Gesamtaufnahme zusammengesetzt werden müssen.

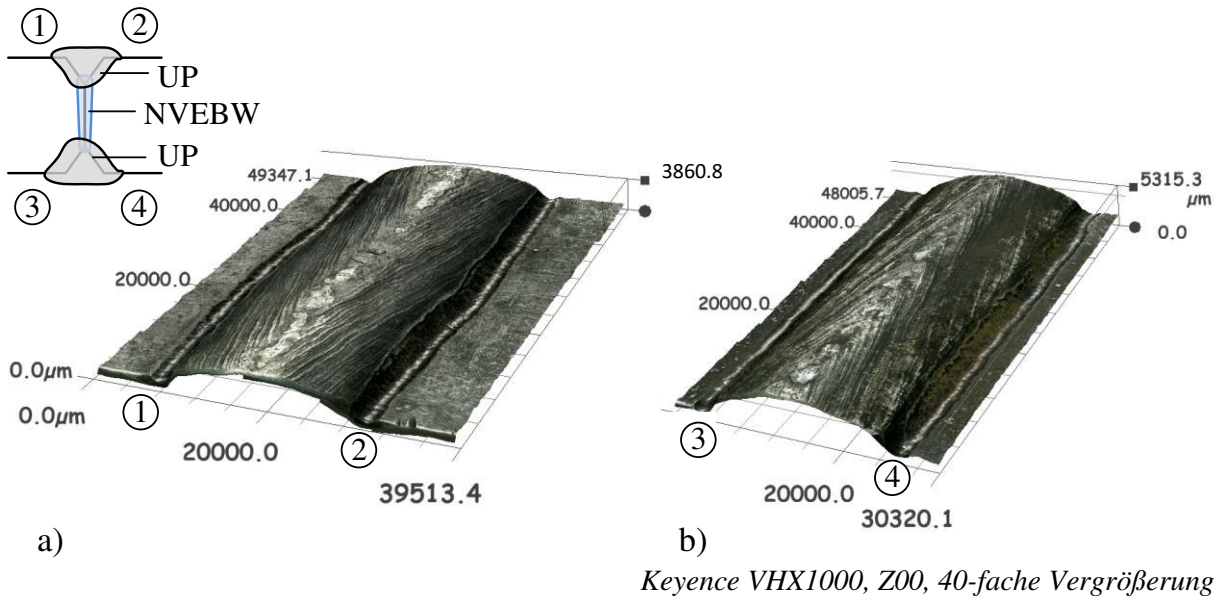


Abb. 5-15. Dreidimensionale Aufnahme der Oberfläche von Probe UP+NVWEB-S700-30.100-2 mit Schweißnahtnachbehandlung (PIT)  
a) Nahtübergänge 1 und 2; b) Nahtübergänge 3 und 4

Um einen Vergleich zu den mit dem Laser aufgezeichneten Profilen zu ermöglichen, wurden entsprechend den Spuren der Lasermessung aus der Punktwolke neun Profile mit jeweiligem Abstand von 5 mm extrahiert. Abb. 5-16 zeigt die topographische Darstellung der Nahtoberflächen im Vergleich. Augenscheinlich sind kaum Unterschiede erkennbar.

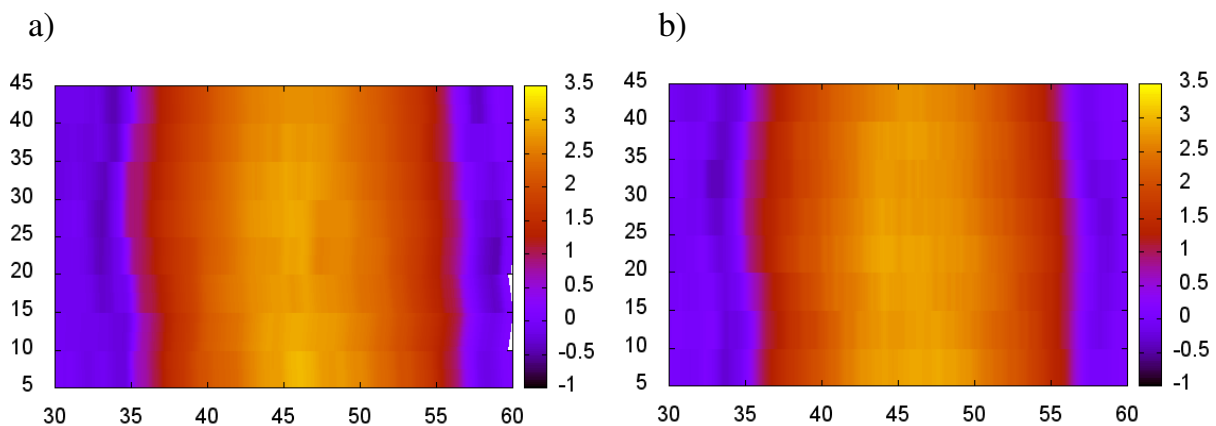


Abb. 5-16. Topographie der Nahtoberfläche mit den Nahtübergängen 1 und 2 als Zusammensetzung von neun Einzelprofilen mit einem Abstand von jeweils 5 mm  
a) aus mikroskopischer Aufnahme; b) aus Lasermessung

Da ein absoluter Vergleich der Messergebnisse über definierte Kenngrößen nur schwer möglich war, wurden auf Basis der neun Profile numerische Modelle gemäß der in den vorangegangenen Kapiteln herausgearbeiteten Randbedingungen und Vorgaben erstellt. Zunächst kann festgestellt werden, dass bei einer Auswertung der Profile beider Messmethoden der Ort des Anrisses am Nahtübergang 1 richtig prognostiziert wurde (siehe auch Abb. 5-17). An diesem Nahtübergang ist bei neun ausgewerteten Profilen die relative Häufigkeit der maximalen Spannungskonzentration am höchsten.

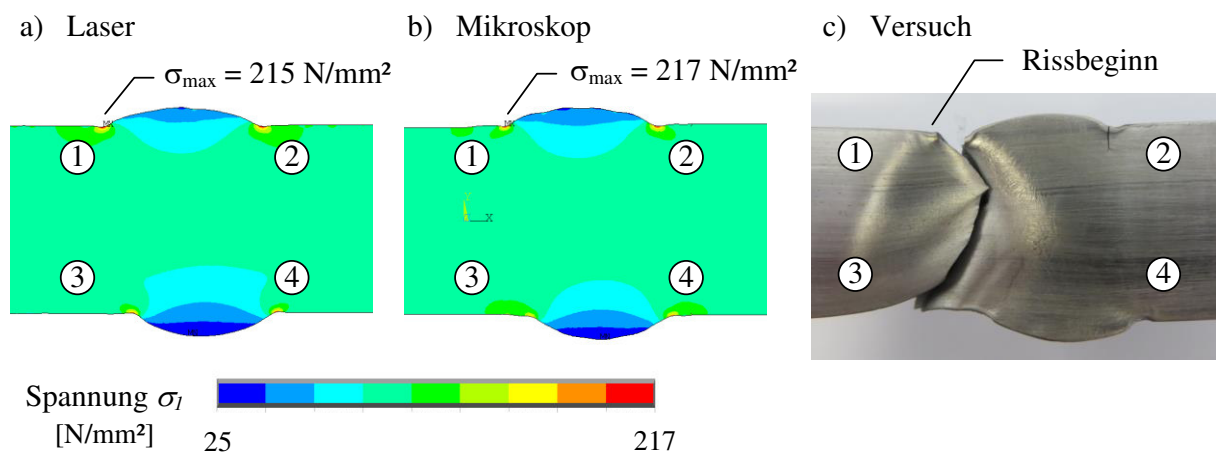


Abb. 5-17. Spannungsverlauf der ersten Hauptspannung des 5. Profils für beide Messvarianten unter einer axialen Nennspannung  $\sigma_n = 100 \text{ N/mm}^2$  sowie Darstellung des Rissbeginnes im Versuch

Wie in Abb. 5-17 c) zu erkennen ist, trat ein zweiter Anriss am Nahtübergang 2 auf. Für beide Messkonstellationen wird nach numerischer Berechnung an diesem Nahtübergang für drei von neun Profilen und damit am zweithäufigsten die maximale Spannungskonzentration ermittelt.

Bei Auswertung des arithmetischen Mittels für den maßgebenden ersten Nahtübergang 1 können nur geringfügige Unterschiede zwischen beiden Messmethoden festgestellt werden. Die Lasermessung ergibt im Mittel einen Formfaktor  $K_{t1, Laser} = 2,19$ . Die Vermessung mit dem Mikroskop liefert im Mittel einen Wert von  $K_{t1, Mikro} = 2,07$ . Grundsätzlich sind die ausgewerteten Spannungen der Lasermessung leicht erhöht. Das arithmetische Mittel der neun maximalen Spannungserhöhungen beträgt  $K_{t, Laser} = 2,34$ . Wohingegen für die Variante mit dem Mikroskop ein Mittel von  $K_{t, Mikro} = 2,12$  errechnet wird.

Bei der Messanordnung mit den Lasersensoren werden durch die gleichzeitige Erfassung von Ober- und Unterseite Imperfektionen aus Kanten- und Winkelversatz implizit berücksichtigt und wirken sich gegebenenfalls in einer Erhöhung der Maximalspannung aus. Bei der mikroskopischen Aufnahme gehen diese Informationen überwiegend verloren, da ein festes Bezugssystem im Raum nur schwer zu realisieren ist und da beide Oberflächen erst im Nachgang zueinander orientiert wurden. Weiterhin ist bei einer Beurteilung des Ergebnisses zu berücksichtigen, dass die Wahl der zugehörigen Messspur aus der Punktwolke der mikroskopischen Aufnahme nur ungefähr möglich ist.

Dieser Vergleich zeigt, dass das grundsätzliche Konzept unabhängig vom Messverfahren eine gute Reproduzierbarkeit der Nahtgeometrie gewährleistet. Die ermittelten Spannungskonzentrationsfaktoren weichen bei einem Vergleich der beiden Messverfahren mit einer Differenz von kleiner als 10 % nur gering voneinander ab. Da das Nahtprofil mit der Laseranordnung schnell und systematisch in einem Schritt erfasst werden kann, wurde dieses Verfahren für die Anwendung favorisiert.

### 5.3.5 Darstellung der Ergebnisse

Jede Schwingprobe wurde, wie in Abb. 5-18 dargestellt, in Abhängigkeit der Prüfserie vier- später neunmal in Längsrichtung abgetastet. Bei Proben mit nur einer Decklage ist jeweils an vier Nahtübergängen der Kraftfluss gestört und damit die Spannung gegenüber der eigentlichen Nennspannung beeinflusst.

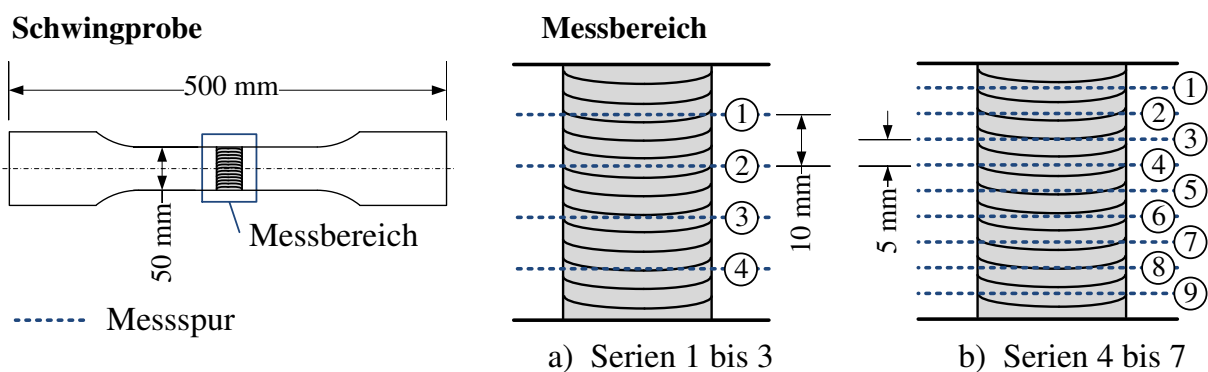


Abb. 5-18. Messbereich mit Darstellung der erfassten Profilsuren

Auf Grundlage der erfassten Messspuren wurde daraufhin für jeden Nahtübergang die Kerbformzahl als Quotient von Kerb- zu Nennspannung ermittelt, über die Schwingprüfkörper gemittelt und über den Schweißnahtverlauf dargestellt.



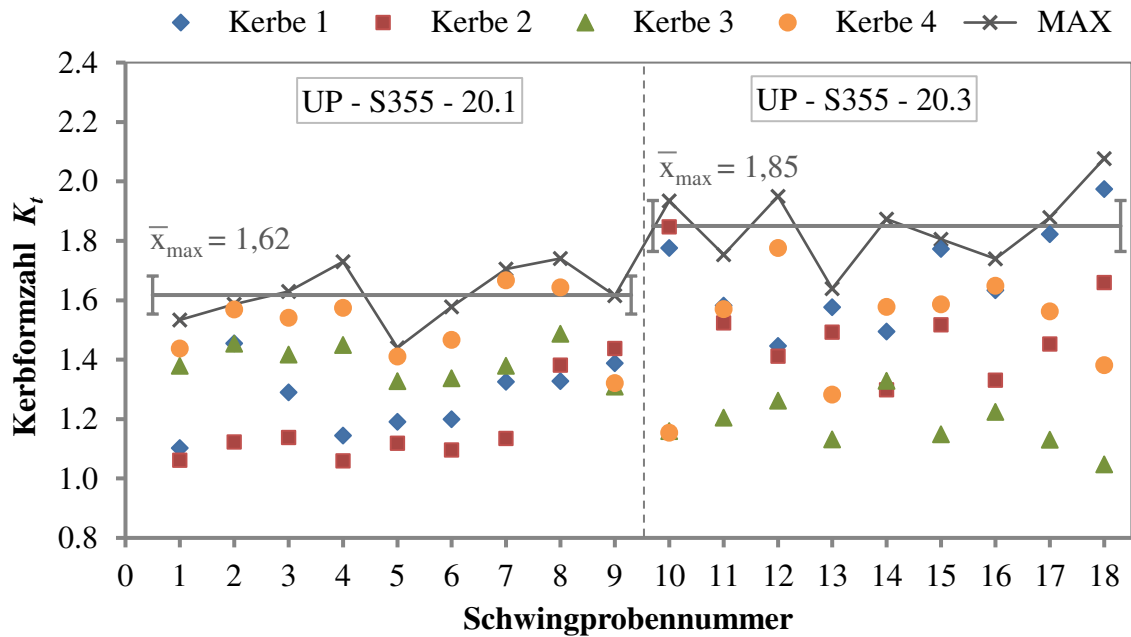


Abb. 5-19. Auswertung der Kerbformzahlen  $K_t$  der Proben UP-S355-20.1-1 bis 9 sowie UP-S355-20.3-10 bis 18 Mittelwerte der Nahtübergänge 1 bis 4

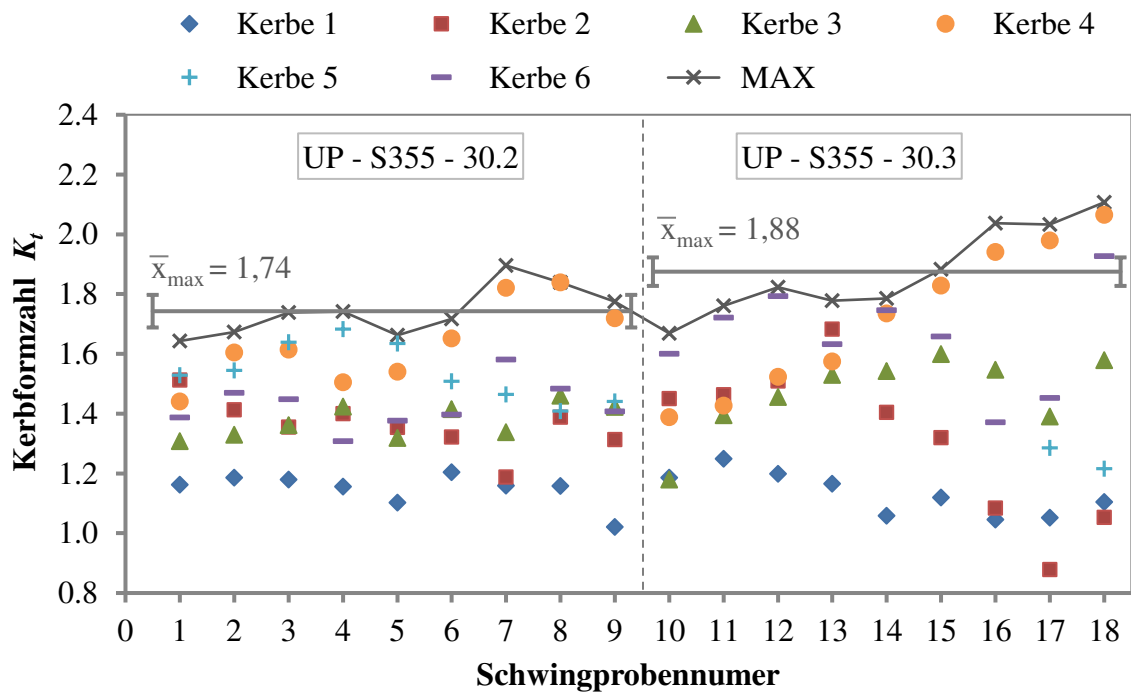


Abb. 5-20. Auswertung der Kerbformzahlen  $K_t$  der Proben UP-S355-30.2-1 bis 9 sowie UP-S355-30.3-10 bis 18 Mittelwerte der Nahtübergänge 1 bis 6

Das Diagramm der Abb. 5-19 zeigt die gemittelten Kerbformzahlen für jeden Nahtübergang als Ergebnisse der linear-elastischen FE-Analyse für die Schwingproben der Schweißproben UP-S355-20.1 und UP-S355-20.3. Außerdem ist die absolut maximale Kerbformzahl der jeweiligen Probe eingetragen. Bereits auf einen Blick ist erkennbar, dass es sich bei der Zusammenstellung der Formzahlen um die Schweißung zweier, separater Proben handelt. Die Kerbformzahlen der Schweißprobe UP-S355-20.1 nehmen mit Ausnahme des letzten Prüfkörpers über die Kerbe 2, 1, 3 bis zu Kerbe 4 zu und zeigen damit ein recht einheitliches Bild.

Anders sieht es für die Schweißprobe UP-S355-20.3 aus. Sowohl die Höhe der Kerbformzahlen als auch der Nahtübergang mit dem jeweilig maximalen Mittelwert variieren deutlich. Der Mittelwert der absoluten Maxima einer Schwingprobe  $\bar{x}_{max}$  ist für die Schweißprobe UP-S355-20.3 mit 1,85 ebenfalls erhöht. Die Fehlerindikatoren visualisieren das Konfidenzintervall, in dem der Mittelwert mit einer Wahrscheinlichkeit von  $\gamma = 95\%$  liegt. Da sich die Vertrauensbereiche der jeweiligen Schweißproben nicht überlappen, ist der Unterschied zwischen den Messergebnissen als statistisch signifikant zu bezeichnen. Da beim Schweißen der Proben Ein- und Auslaufbleche verwendet wurden, ist ein Anstieg der Spannungskonzentration am Schweißnahtbeginn und -ende nicht erkennbar. In gleicher Weise sind die Verläufe der Kerbformzahlen über die Schweißproben UP-S355-30.2 und UP-S355-30.3 in Abb. 5-20 dargestellt. Über beide Proben und die Schweißnahtlänge variieren die Kerbformzahlen in geringerem Maße. Dies deckt sich mit den Beobachtungen aus den Schwingversuchen in Kapitel 4.3.2. Die Streuungen der Ermüdungsfestigkeiten auf den jeweiligen Horizonten fiel für Proben der Serie 2 geringer aus und kann durch die gleichmäßigere Nahtgeometrie erklärt werden.

### 5.3.6 Statistische Auswertung der ermittelten Kerbformzahlen

Für eine weiterführende Beurteilung der geometrischen Kerbwirkung unterpulvergeschweißter Verbindungen ist eine statistische Auswertung der Kerbformzahlen notwendig. Über die statistische Aufbereitung einer zufällig entnommenen Stichprobe wird indirekt auf die Grundgesamtheit geschlossen. Hierfür ist zunächst der Umfang der Stichprobe festzulegen. Insgesamt wurden beispielsweise für die Schweißproben UP-S355-20.1 und 20.3 aus 72 Messprofilen 288 Kerbformzahlen bestimmt. Es können jedoch nicht alle Werte in die Stichprobe eingehen, da die vier ermittelten Kerbformzahlen eines Profils nicht als stochastisch unabhängig betrachtet werden können. Die Spannungsverteilung wird durch die Form des Schweißnahtquerschnitts insgesamt

beeinflusst. Da für eine Rissinitiierung unter Ermüdungsbeanspruchung die maximale Kerbformzahl maßgebend ist, wird für jedes Messprofil die maximal ermittelte Kerbformzahl berücksichtigt. Dies bedeutet einen Stichprobenumfang von insgesamt 72 Werten, wenn beide Schweißproben der Serie 1 bzw. 2 gemeinsam betrachtet werden. Abb. 5-21 zeigt exemplarisch die Häufigkeitsverteilung sowie die Summenhäufigkeitsverteilung der ermittelten Kerbformzahlen für die Schweißproben UP-S355-20.1 und 20.3 sowie 30.2 und 30.3 als Histogramm. Auf Grundlage der Histogramme kann eine Verteilungsfunktion bzw. der Verteilungsdichtefunktion angenommen werden. Diese theoretischen Verläufe sind ebenfalls vergleichend im Diagramm dargestellt.

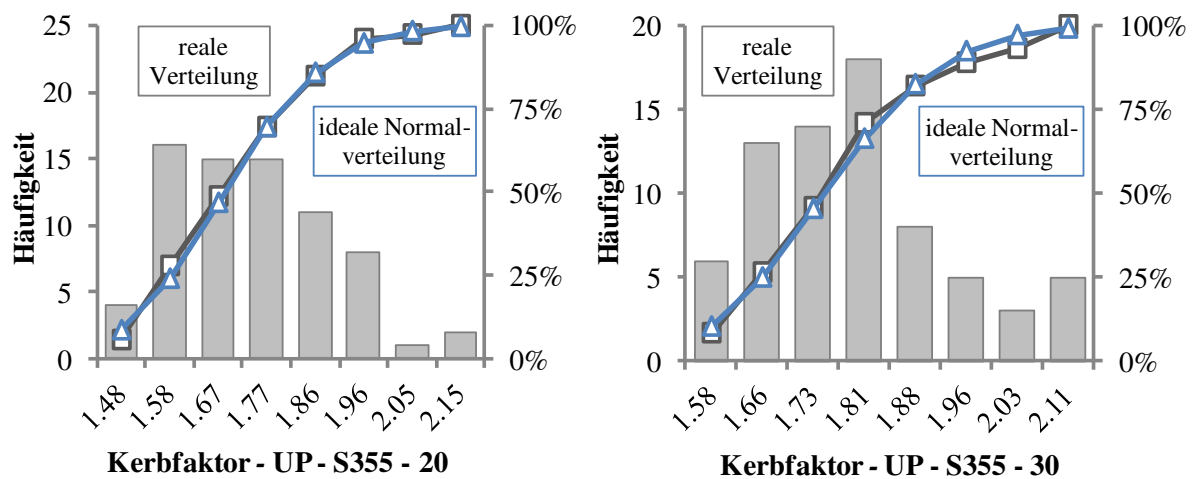


Abb. 5-21. Histogramm – Absolute und relative Häufigkeit sowie Summenhäufigkeitsverteilung der maximalen Kerbformzahlen eines Profils der Proben UP-S355-20.1 und 20.3 sowie 30.2 und 30.3

Grundsätzlich gilt der zentrale Grenzwertsatz der Statistik, der besagt, dass eine Summe von  $n$  unabhängigen, gleichverteilten Zufallsvariablen  $X_n$  für  $n \rightarrow \infty$  durch die Normalverteilung approximiert werden kann. Entsprechend dem Grenzwertsatz der Statistik kann bei endlichen, ausreichend großen Stichprobenumfängen  $n$  angenommen werden, dass sich die Verteilung unabhängiger Zufallsvariablen, hier der Kerbformzahlen  $K_i$ , der Normalverteilung annähert. „Ausreichend groß“ ist vage formuliert, wird aber als Faustregel in der Literatur mit einer Stichprobenanzahl  $n \geq 30$  beziffert. Selbst wenn die Verteilung der Grundgesamtheit nicht normalverteilt ist, können doch die statistischen Kennwerte der Normalverteilung, also Mittelwert  $\bar{x}$ , Varianz  $s^2$  oder Standardabweichung  $s$ , angenommen werden.

Ähnlich wie bei der Auswertung der Bruchschwingspielzahlen im Zeitfestigkeitsbereich können die ermittelten Kerbformzahlen logarithmiert betrachtet werden. Sind diese dann normalverteilt, werden sie als logarithmisch normalverteilt bezeichnet. Die Log-Normalverteilung bietet sich bei Daten, die nur positive Werte annehmen und deren Häufigkeitsverteilung eine schiefe Tendenz erkennen lassen, an. Da die logarithmische Normalverteilung aus der Normalverteilung abgeleitet ist, lassen sich die Eigenschaften von Zufallsvariablen mit Normalverteilung auf Zufallsvariablen mit logarithmischer Normalverteilung übertragen.

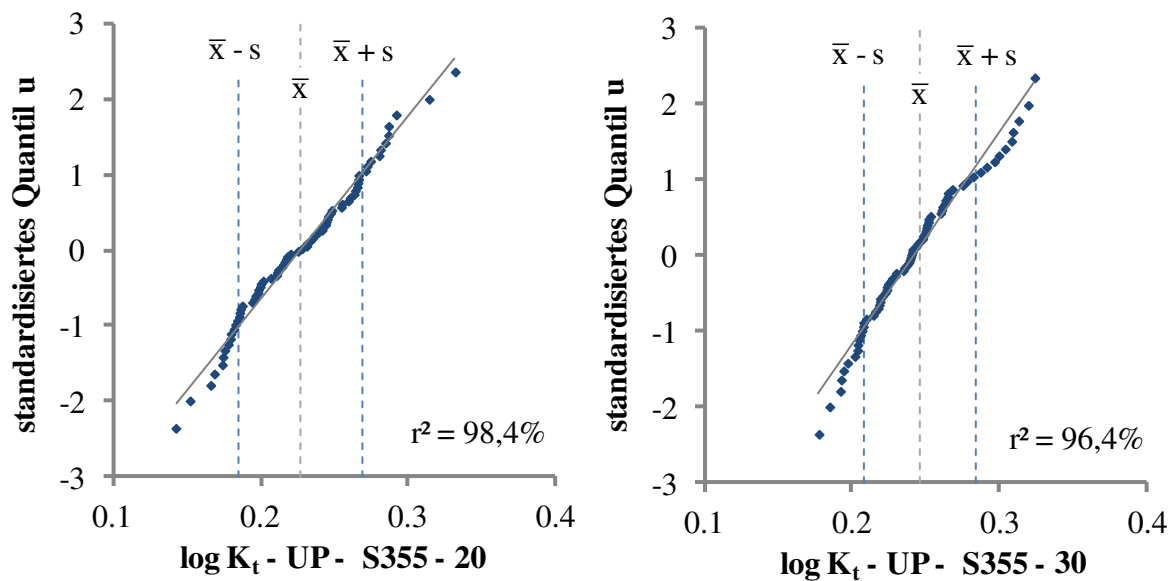


Abb. 5-22. Darstellung im Wahrscheinlichkeitsnetz der Log-Normalverteilung

Eine Überprüfung der Stichprobe auf Log-Normalverteilung erfolgte graphisch durch Übertragen der Stichprobenwerte in den sogenannten Quantile-Quantile-Plot (Q-Q-Plot) bzw. auf ein Wahrscheinlichkeitspapier wie auch in Abb. 5-22 dargestellt. Gemäß der Empfehlung von Mauch (1999) wird die empirische Auftretenswahrscheinlichkeit  $P$  bei einer angenommen (log-)normalverteilten Stichprobe nach Rossow mit folgender Näherung berechnet<sup>125</sup>

$$P = \frac{3 \cdot i - 1}{3 \cdot n + 1} \quad (5.9)$$

mit der Ordnungszahl  $i$  und  $n$  als Stichprobenumfang

<sup>125</sup> Mauch (1999), u. a. S. 89f

Liegen die Daten beim Übertragen in das Wahrscheinlichkeitsnetz nahezu auf einer Geraden, kann die Log-Normalverteilung angenommen und mit Hilfe der Ausgleichsgeraden die Verteilungsparameter wie Mittelwert und Standardabweichung ermittelt werden. Weiterhin wurden Anpassungstests, z. B. nach Anderson-Darling durchgeführt, um die Verteilung der Daten auf Log-Normalverteilung zu prüfen. Die Korrelationskoeffizienten  $r = 0,992$  bzw.  $0,986$  stehen für eine sehr gute Übereinstimmung zwischen theoretisch gewählter und tatsächlicher Verteilung. Bei einer in der Praxis häufig gewählten Irrtumswahrscheinlichkeit  $\alpha$  von 5 % und einer Stichprobenanzahl von 72 liegen beide Korrelationskoeffizienten des Q-Q-Plots in Abb. 5-22 über dem kritischen Wert von  $0,9838$ , was wiederum nach Johnson und Wichern (2007) eine Normalverteilung der logarithmierten Werte bestätigt. Hypothesentests, um Ausreißer zu identifizieren, sind in vielfältiger Art und Weise in der Literatur zu finden, u. a. in Kühlmeyer (2001) oder Mauch (1999).<sup>126,127,128</sup> Diese Überprüfung wurde gemäß der Signifikanzschranken nach Pearson und Hartley durchgeführt.

Für die weiterführenden Untersuchungen wurden alle maximalen Kerbformzahlen berücksichtigt, wenn nicht bereits durch visuelle Prüfung der Nahtoberfläche ersichtlich war, dass Nahtunregelmäßigkeiten, wie z. B. Einbrandkerben, für einen erhöhten Formfaktor verantwortlich sind. Tab. 5-3 stellt für alle vermessenen Schweißproben die ermittelten statistischen Werte gemeinsam dar. Auch wenn alle Verbindungen mit einer UP-geschweißten Decklage ausgeführt wurden und dieses Schweißverfahren über eine hohe Automatisierung verfügt, zeigen sich zwischen den errechneten Mittelwerten der jeweiligen Serien doch deutliche Unterschiede. Die Verbindungen, die unter praxisnahen Bedingungen beim Turmfertiger geschweißt wurden, weisen dabei die geringsten Formzahlen von  $K_t = 1,64$  bzw.  $1,75$  auf. Ähnliche Werte wie die beiden Serien 1 und 2 sind auch mittels MSG-Laser-Hybridschweißen der Serie 8 möglich. Die gefräste Nahtvorbereitung bot ideale Schweißbedingungen, was sich auch in der geringen Streuung der Werte widerspiegelt.

---

<sup>126</sup> Johnson und Wichern (2007), S. 181, Tab. 4.2

<sup>127</sup> Kühlmeyer (2001), S. 158f

<sup>128</sup> Mauch (1999), S. 127ff

Tab. 5-3: Zusammenfassung der statistischen Kennwerte der Log-normalverteilten Kerbfaktoren über die jeweiligen Schweißproben

Serien-Nr.	Schweißproben-Nr.	Anzahl n	MW $\bar{x}$	Konfidenz-interval MW		Std. s	MIN	MAX
<b>1</b>	<b>UP-S355-20</b>	<b>72</b>	<b>1,64</b>	<b>1,60</b>	<b>1,68</b>	<b>0,17</b>	<b>1,36</b>	<b>2,08</b>
	UP-S355-20.1	36	1,54	1,50	1,57	0,11	1,36	1,74
	UP-S355-20.3	36	1,75	1,70	1,80	0,15	1,50	2,08
<b>2</b>	<b>UP-S355-30</b>	<b>72</b>	<b>1,75</b>	<b>1,72</b>	<b>1,79</b>	<b>0,14</b>	<b>1,51</b>	<b>2,11</b>
	UP-S355-30.2	36	1,68	1,65	1,71	0,09	1,51	1,90
	UP-S355-30.3	36	1,83	1,78	1,87	0,15	1,56	2,11
<b>4</b>	<b>NVEBW+UP-S690-30</b>	<b>64</b>	<b>2,18</b>	<b>2,15</b>	<b>2,21</b>	<b>0,11</b>	<b>1,96</b>	<b>2,43</b>
	NVEBW+UP-S690-30.94	36	2,20	2,16	2,24	0,13	1,96	2,43
	NVEBW+UP-S690-30.95	28	2,15	2,12	2,18	0,09	1,97	2,34
<b>5</b>	<b>NVEBW+UP-S700-30 (1)</b>	<b>77</b>	<b>1,86</b>	<b>1,84</b>	<b>1,89</b>	<b>0,10</b>	<b>1,62</b>	<b>2,12</b>
	NVEBW+UP-S700-30.96	36	1,81	1,78	1,84	0,10	1,62	2,07
	NVEBW+UP-S700-30.97	41	1,91	1,89	1,93	0,08	1,74	2,12
<b>5</b>	<b>NVEBW+UP-S700-30 (2)</b>	<b>37</b>	<b>2,38</b>	<b>2,33</b>	<b>2,44</b>	<b>0,17</b>	<b>1,88</b>	<b>2,75</b>
	NVEBW+UP-S700-30.101	18	2,43	2,39	2,47	0,09	2,31	2,59
	NVEBW+UP-S700-30.103	19	2,35	2,25	2,44	0,21	1,88	2,75
<b>6</b>	<b>NVEBW+UP-S700-30 (PIT)</b>	<b>56</b>	<b>2,50</b>	<b>2,44</b>	<b>2,57</b>	<b>0,24</b>	<b>2,02</b>	<b>3,17</b>
	NVEBW+UP-S700-30.100	18	2,31	2,22	2,40	0,18	2,02	2,69
	NVEBW+UP-S700-30.101	20	2,68	2,58	2,79	0,22	2,33	3,17
	NVEBW+UP-S700-30.102	18	2,50	2,42	2,57	0,15	2,26	2,81
<b>7</b>	<b>NVEBW+UP-S460-30.99</b>	<b>37</b>	<b>1,89</b>	<b>1,86</b>	<b>1,93</b>	<b>0,12</b>	<b>1,61</b>	<b>2,11</b>
<b>8</b>	<b>MSG-Laser-X70-13,2</b>	<b>21</b>	<b>1,83</b>	<b>1,78</b>	<b>1,89</b>	<b>0,12</b>	<b>1,64</b>	<b>2,08</b>
	MSG-Laser-X70-13,2.137	7	1,95	1,89	2,03	0,09	1,84	2,08
	MSG-Laser-X70-13,2.138	7	1,79	1,72	1,86	0,09	1,68	1,97
	MSG-Laser-X70-13,2.164	7	1,75	1,70	1,81	0,07	1,64	1,87

Demgegenüber stehen die Verbindungen der Verfahrenskombination NVEBW und UP, die zum Teil deutlich höhere Kerbformzahlen mit einem Maximum von  $K_t = 2,38$  der Serie 5 aufweisen. Zum einen wurde die Decklage mit einem anderen Schweißgerät von einem anderen Anwender geschweißt, zum anderen liegt eine Ursache auch in der

Schweißfolge. Um Mittelrippendefekte zu vermeiden, wurde die erste Lage mit dem Elektronenstrahl unter Zuführung von Schweißzusatzwerkstoff geschweißt. Sowohl die Ausprägung der Nahtoberraupe als auch der Wurzel war hierdurch unregelmäßig. Mit den jeweils UP-geschweißten Decklagen sind diese Unregelmäßigkeiten auszugleichen. Um ein sicheres Aufschmelzen der schon bestehenden NVEBW-Lage und einen Nahtschluss zu erreichen, wurde im UP-Prozess ähnlich dem Schweißen einer Wurzellage mit hoher Streckenenergie und Drahtzufuhr gearbeitet. Dies führte zu einer deutlicher ausgeprägten Nahtüberhöhung in Verbindung mit etwas steileren Nahtanstiegswinkeln. Auch die durch PIT nachbehandelten Proben der Serie 7 sind in der Tab. 5-3 aufgeführt. Entgegen den Erwartungen wird die Nahtgeometrie nicht deutlich verbessert. Im Gegenteil diese Proben weisen mit einem  $K_t$  von im Mittel 2,50 die höchste Kerbformzahl der untersuchten Verbindungen auf. Bei den günstigen Nahtübergängen einer UP-Naht kann nach dem Hämmern eine schärfere Kerbe mit geringerem Kerbradius und steilerem Nahtanstieg vorliegen als ohne Nachbehandlung. Die im folgenden Kapitel dargestellte Auswertung der Nahtgeometrieparameter bestätigt dies. Da die Kerbwirkung dieser Proben von vornherein hoch war, hatte das Hämmern keinen signifikanten Einfluss auf die Nahtgeometrie. Die größere Streuung der Werte resultiert aus der manuellen Handhabung des Nachbehandlungsverfahrens.

## 5.4 Auswertung der Nahtgeometrie

### 5.4.1 Regressionsanalyse zur Bestimmung der Nahtgeometrieparameter

Die Kerbe am Nahtübergang wird durch den Kerbradius und den Nahtanstiegswinkel beschrieben. Neben der numerischen Berechnung der elastischen Spannungserhöhung  $K_t$  wird durch eine Regressionsanalyse an jedem Nahtübergang der Kerbradius  $r$  und der Nahtanstiegswinkel  $\theta$  mit der besten Passung ermittelt. Weiterhin werden für Nahtunter- und -oberseite die globalen Geometrieparameter wie Nahtbreite  $b$ , Nahtüberhöhung  $h$  und gegebenenfalls Einbrandtiefe  $h_{at}$  errechnet. Abschließend sind auf Basis der gemessenen Profile die Angabe des Winkelversatzes  $\varphi$  und Kantenversatzes  $t_v$  möglich. Abb. 5-23 zeigt die schematische Darstellung eines Nahtquerschnitts mit entsprechenden Bezeichnungen.

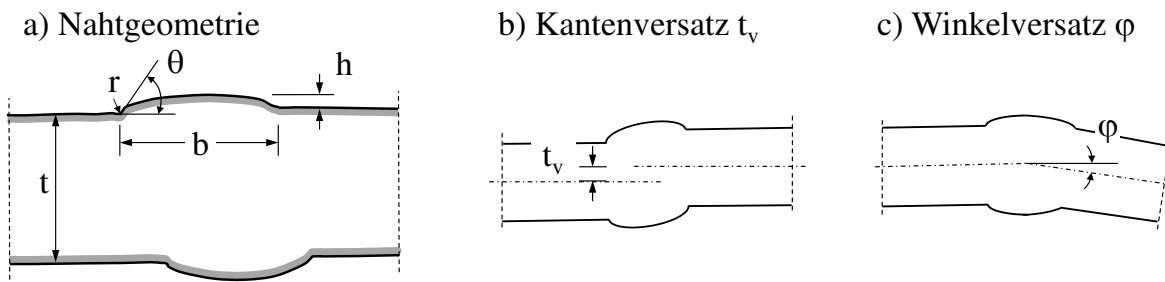


Abb. 5-23. Stumpfnahquerschnitt mit Bezeichnung der geometrischen Parameter<sup>129</sup>

Die Schwierigkeit bei der Ermittlung der Nahtparameter, insbesondere des Kerbradius und des Nahtanstiegswinkels, ist die Frage einer genauen Definition. Wird der Kerbradius rein augenscheinlich definiert, folgen aus der subjektiven Auswahl große Streuungen. Daher wird, um eine möglichst einheitliche Auswertung zu gewährleisten, ein VBA-basiertes Berechnungstool verwendet. Der zugrunde liegende Berechnungsalgorithmus wurde von El Dine (2007) entwickelt und von Steppeler (2014) ebenfalls in modifizierter Form umgesetzt.

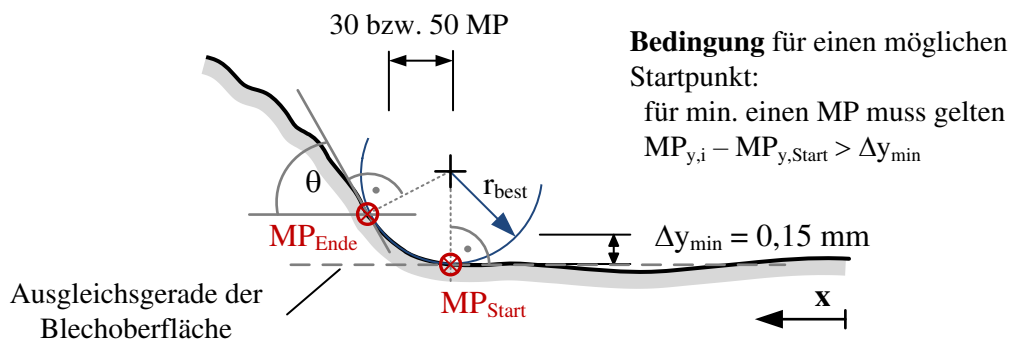


Abb. 5-24. Randbedingungen zur Bestimmung des Kerbradius  $r$  und Nahtanstiegswinkels  $\theta$

Zur Wahl eines geeigneten Startpunktes, an dem der Nahtübergang beginnt und der damit den Beginn der Kerbe markiert, werden sämtliche Messpunkte durchlaufen (siehe Abb. 5-24). Ein möglicher Startpunkt muss zwei Kriterien erfüllen. Zum einen muss einer der 30 bzw. 50 nachfolgenden Messpunkte, was einem maximalen Abstand von etwa 0,5 mm zum aktuellen Startpunkt entspricht, mindestens  $\Delta y_{min} = 0,15 \text{ mm}$  höher liegen als der aktuell betrachtete mögliche Startpunkt. Zum anderen müssen mindestens

<sup>129</sup> angelehnt an El Dine (2007), S. 129



70 % der 30 bzw. 50 nachfolgenden Messpunkte höher liegen als ihr jeweiliger Vorgänger. Ausgehend von diesem Messpunkt und senkrecht zur Ausgleichsgeraden der Nahtoberfläche wird der Mittelpunkt des Kreises zur Annäherung des Nahtüberganges verschoben. Der Radius wird hierfür in den Grenzen von 0,1 bis 6,0 mm variiert, um über die Summe der geringsten Abstandsquadrate den Kerbradius mit der besten Übereinstimmung zu erhalten. Die Tangente durch den letzten gemeinsamen Punkt von gefundenem Kerbkreis und Nahtprofil dient zur Bestimmung des Nahtanstiegswinkels.

Ausgehend von den gefundenen Startpunkten jedes Nahtüberganges können Nahtbreite und -überhöhung ermittelt werden. Der Kantenversatz wird aus dem Mittel der Höhendifferenz der Startpunkte am linken und rechten Nahtübergang bestimmt. Der Winkelversatz ergibt sich aus der Addition der Neigung der beiden Ausgleichsgeraden, die am linken und rechten Nahtschenkel bestimmt werden. Für weiterführende Informationen zu Grundlagen und Eingangsbedingungen wird außerdem auf die zuvor genannten Autoren verwiesen.

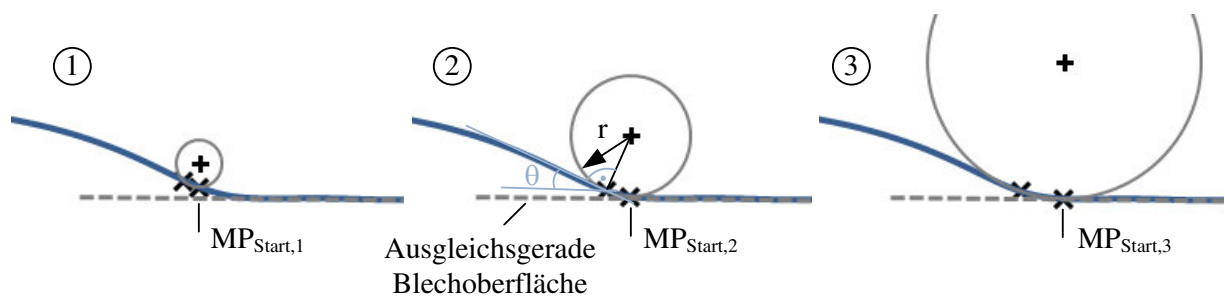


Abb. 5-25. Ermittelter Startpunkt bei einer Variation der Berechnungsparameter

Für die untersuchten Nahtübergänge der in der Mehrzahl unterpulvergeschweißten Stumpfnähte ist ein flacher Nahtanstieg charakteristisch. Dies erschwert die Auswahl des Startpunktes und führt zu großen Variationen der angenäherten Nahtparameter in Abhängigkeit der gewählten Berechnungsparameter. Eine zusätzliche Abfrage soll daher sicherstellen, dass der Startpunkt weder zu spät gewählt wird (Abb. 5-25, Variante 1), was gleichbedeutend mit zu gering angenäherten Kerbradien ist, noch zu früh (Abb. 5-25, Variante 3), was wiederum zu groß angenäherte Kerbradien bedeutet. Daher wird in einer zusätzlichen Abfrage überprüft, ob der Startpunkt der letztmögliche und damit als maßgebend definierte Schnittpunkt zwischen tatsächlichem Profil und der Ausgleichsgeraden der Blechoberfläche ist. Stimmen beide mit einer gewissen Toleranz überein, ist der Startpunkt gefunden. Für das gewählte Beispiel in Abb. 5-25 trifft dies

auf Variante 2 zu. In Variante 1 liegt der gefundene Startpunkt oberhalb der Ausgleichsgeraden und in Variante 3 sind noch weitere Schnittpunkte möglich. Der Startpunkt wurde zu früh als maßgebend ausgewählt.

Diese Abfrage ist für eine einheitliche Auswertung der Profile wichtig, da besonders bei sehr flachen Nahtübergängen schon geringe Variationen der Berechnungsparameter zu großen Veränderungen bei den angenäherten Nahtparametern führen können. Für die dargestellten Varianten 1 bis 3 werden nach Tab. 5-4 Kerbradien zwischen 0,5 und 2,95 mm berechnet. Große Unterschiede ergeben sich damit auch zwischen den jeweiligen Nahtanstiegswinkeln, die von  $45,4^\circ$  bis  $19,3^\circ$  analysiert werden.

Tab. 5-4: Ergebnisse der drei untersuchten Varianten

		Variante 1	Variante 2	Variante 3
Berechnungsparameter	Nachlauf	30 Punkte	50 Punkte	70 Punkte
	min $\Delta y$	0,175 mm	0,175 mm	0,175 mm
resultierende Nahtparameter	Kerbradius r	0,50 mm	1,30 mm	2,95 mm
	Nahtanstiegswinkel $\theta$	$45,4^\circ$	$25,6^\circ$	$19,3^\circ$

#### 5.4.2 Statistische Auswertung der Nahtgeometrieparameter

Die geometrischen Parameter des Nahtquerschnitts werden als Ergebnis der Regressionsanalyse im Folgenden zusammengefasst. Für mindestens zwei Profile einer Schwingprobe wurden alle vier bzw. im Falle der unterpulvergeschweißten Referenzproben mit 30 mm Blechdicke bis zu sechs Nahtübergänge ausgewertet. Es wurden jeweils die Profile ausgewählt, deren numerische Analyse die größten Kerbformzahlen  $K_t$  lieferten. Die Nahtparameter sind in Tab. 5-5 aufgeführt. Die Nahtgeometrie der Serie 3 wurde nicht ausgewertet, da ein Versagensbeginn unter Ermüdungsbeanspruchung bis auf eine Ausnahme von innen heraus erfolgte.

Tab. 5-5: Angenäherte Nahtparameter (Mittelwert / MIN / MAX)

Serie	Schweiß- probe	n	Kerbradius $r$ [mm]			Nahtanstieg $\theta$ [°]			Überhöhung $h$ [mm]			Nahtbreite $b$ [mm]			$t_v$ [mm]	$\varphi$ [°]
			$\mu$	MIN	MAX	$\mu$	MIN	MAX	$\mu$	MIN	MAX	$\mu$	MIN	MAX		
<b>1</b>	<b>UP-S355-20</b>															
1.1	20.1	18	2,59	1,53	6,05	17,3	12,7	23,5	1,3	0,5	2,2	25,2	17,8	31,6	0,2	0,9
1.2	20.3	18	1,93	1,25	2,82	19,5	15,2	24,2	1,6	0,3	2,6	28,4	24,3	31,0	0,6	0,6
<b>2</b>	<b>UP-S355-30</b>															
2.1	30.2	18	2,26	1,30	6,05	18,6	12,1	23,4	1,6	0,8	2,0	26,7	24,3	29,6	0,5	0,9
2.2	30.3	18	2,11	1,25	6,03	19,2	11,0	28,2	1,7	1,1	2,9	27,7	18,0	38,5	0,6	0,9
<b>4</b>	<b>NVEBW+UP-S690-30</b>															
4.1	30.94	11	1,84	1,15	3,32	21,7	18,9	26,0	2,8	2,3	3,4	26,7	21,1	28,4	0,2	1,2
4.2	30.95	11	1,76	1,23	2,82	22,3	19,3	26,2	3,3	2,7	4,4	26,7	25,2	28,7	0,2	0,9
<b>5</b>	<b>NVEBW+UP-S700-30</b>															
5.1	30.96	10	1,94	0,83	3,27	21,2	15,2	28,6	2,6	1,7	3,2	25,9	20,8	28,8	0,2	0,8
5.2	30.97	12	1,82	1,43	2,77	21,4	17,7	29,3	2,6	2,3	3,0	26,7	22,9	29,6	0,1	0,6
5.3	30.101	8	1,49	1,00	2,45	26,6	20,9	37,8	3,8	3,4	4,4	23,7	22,2	25,7	0,1	1,0
<b>6</b>	<b>NVEBW+UP-S700-30 (PIT)</b>															
6.1	30.100	6	1,48	0,90	1,16	25,3	21,2	29,7	3,5	2,9	4,0	24,2	22,3	24,2	0,1	0,4
6.2	30.101	6	1,43	0,70	1,03	29,9	21,8	52,2	3,5	2,0	4,4	22,6	17,4	23,7	0,5	0,9
6.3	30.102	6	2,35	0,98	1,27	25,3	20,1	30,6	3,5	2,5	4,5	24,0	21,8	26,7	0,3	0,8
<b>7</b>	<b>NVEBW+UP-S460-30</b>															
	30.99	12	2,07	0,95	4,35	21,0	18,1	27,2	2,7	2,4	3,2	25,9	21,8	27,7	0,1	0,7

Die an insgesamt 620 Nahtübergängen ausgewerteten minimal ermittelten Kerbradien  $r$  variieren zwischen 0,70 und 1,53 mm. Die ermittelten Werte liegen im nach Seeger (1996) erwarteten Bereich von 0 bis 3 mm, wobei Seeger im Mittel einen Radius von etwa 1 mm nennt.<sup>130</sup> Im Vergleich zu den Untersuchungen von Zwick (1982), in denen die Radien zwischen 0,5 und 1,0 mm variierten, und El Dine (2007), in denen Kerbradien zwischen 0,13 und 2,93 mm gemessen wurden, sind die hier ermittelten Radien für UP-Stumpfstöße etwas größer. Der maximale Nahtanstiegswinkel  $\theta$  unbehandelter Proben wurde zwischen 11,0 bis 37,8° ermittelt.

Zur weiteren Einordnung der geometrischen Nahtparameter werden die jeweiligen Minimalwerte eines Profils nochmals gesondert ausgewertet und diese dann gemittelt.

<sup>130</sup> Seeger (1996), S. 56

Tab. 5-6 fasst die in Abb. 5-26 grafisch dargestellten Werte zusammen. Wie erwartet, korrelieren hohe und damit ungünstige Nahtanstiegswinkel mit hohen Kerbformzahlen, genauso wie geringe Kerbradien mit hohen Kerbformzahlen. Im Vergleich weisen die Referenzproben der Serien 1 und 2 deutlich geringere Werte auf als die Proben der anderen Prüfserien.

Tab. 5-6: Statistische Auswertung der Mittelwerte aus den jeweils minimalen Kerbradien und maximalen Nahtanstiegswinkel der unbehandelten Proben

Serie	1.1	1.2	2.1	2.2	4.1	4.2	5.1	5.2	5.3	7
MW min $r$ [mm]	1,98	1,61	1,54	1,48	1,31	1,36	1,54	1,63	1,18	1,56
MW max $\theta$ [°]	19,1	21,5	21,9	23,0	23,6	24,2	24,7	24,7	32,7	24,1
MW $K_t$ [-]	1,54	1,75	1,68	1,83	2,20	2,15	1,81	1,91	2,43	1,89

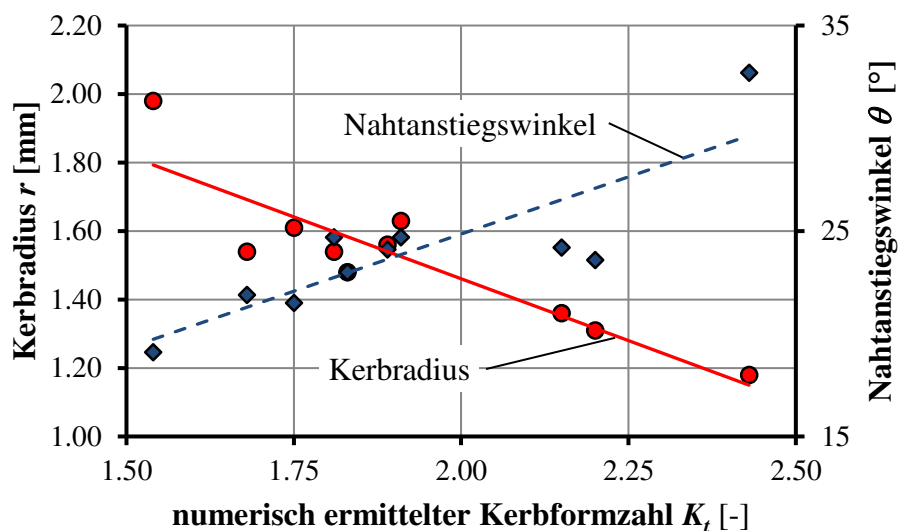
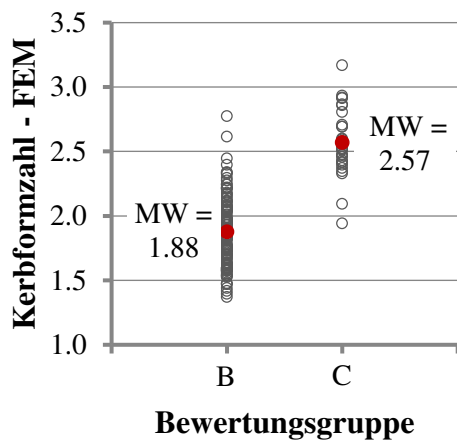


Abb. 5-26. Einfluss des Nahtanstiegswinkels und des Kerbradius auf die Kerbformzahlen

### 5.4.3 Beurteilung der Schweißnahtgeometrie gemäß DIN EN ISO 5817

Nach Auswertung der Nahtparameter wurde auch die Nahtqualität gemäß DIN EN ISO 5817 überprüft. Die überwiegende Anzahl der Proben konnte mit Bewertungsgruppe B beurteilt werden, die für den Ansatz des Kerbfallkatalogs des EC 3-1-9 vorausgesetzt wird. Es konnte jedoch beobachtet werden, dass gerade für die Proben, die mit der Verfahrenskombination aus Unterpulverschweißen und Elektronenschwei-

Ben an der Atmosphäre gefügt wurden, die UP-geschweißten Decklagen ein ungleichmäßigeres Nahtbild aufwiesen als die rein UP-geschweißten Referenzproben. Dies kann dadurch begründet werden, dass Ungleichmäßigkeiten des Elektronenstrahlschweißens und damit unterschiedliche Füllstände bzw. Wurzeldurchhänge durch die Decklagen auszugleichen sind. Damit sind besonders die Nahtüberhöhung und -anstiegswinkel kritische Größen und führen für einen Teil der Proben zu einer Einstufung in die Bewertungsgruppe C. Dies trifft insbesondere auf die Proben NVEBW+UP-S700-30.100 bis 103 zu. Auch eine Schweißnahtnachbehandlung mit pneumatischem Hämmern (PIT) kann die Nahtqualität nicht derart verbessern, dass anschließend eine bessere Bewertungsgruppe erreicht werden kann.



	Gruppe B	Gruppe C
Anzahl der Profile	127	30
Mittelwert	1,88	2,57
Konfidenzintervall*	1,83	2,48
	1,92	2,66

\* mit einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5 %

Abb. 5-27. Korrelation zwischen der numerisch ermittelten Kerbformzahl und der zugehörigen Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 5817

Um zu überprüfen, ob die Einordnung der Verbindung in die Bewertungsgruppe C folgerichtig auch mit einer ungünstigeren Kerbformzahl korreliert, wurde der jeweiligen Bewertungsgruppe eines Nahtprofils der numerisch maximal ermittelte Kerbformfaktor gegenübergestellt. Für die Proben der Serie 2 wurden die Nahtübergänge zum Grundmaterial in der Auswertung berücksichtigt. Der Übergang zwischen den beiden Decklagen bleibt unberücksichtigt. Gemäß Abb. 5-27 kann für die untersuchte Verbindungsart eines unterpulvergeschweißten Querstumpfstoßes eine Korrelation tendenziell bestätigt werden. Der Mittelwert der Kerbformzahlen der Profile der Bewertungsgruppe B beträgt 1,9. Dagegen weisen Profile, die der Bewertungsgruppe C zuzuordnen sind, im Mittel eine ungünstigere Kerbformzahl von 2,6 auf.

#### 5.4.4 Näherung auf Grundlage analytischer Ansätze aus der Literatur

Auf Basis zahlreicher analytischer Ansätze, beispielsweise nach Lawrence<sup>131</sup>, Rainer<sup>132</sup> oder Anthes et al. (1993) können Kerbformzahlen unter Eingabe von Blechdicke  $t$ , Kerbradius  $r$  und Nahtanstiegswinkel  $\theta$  bzw. Blechdicke  $t$ , Kerbradius  $r$  und Nahtüberhöhung  $h_n$  bestimmt werden. Diese Funktionen basieren auf numerischen Berechnungen, experimentellen oder spannungsoptischen Analysen.

$$\text{Lawrence} \quad K_t = 1 + 0,271 \cdot (\tan \theta)^{0,25} \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{0,50} \quad (5.10)$$

$$\text{Rainer} \quad K_t = 1 + \left[ 0,55 \cdot \left(\frac{h}{r}\right)^{-0,8} + 1,10 \cdot \left(1 + \frac{t}{r}\right)^{2,2} \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{-3,3} + 0,2 \cdot \left(\frac{t}{r}\right) \cdot \left(\frac{t}{r} + \frac{h}{r}\right)^{-1} \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{-1,33} \right]^{-0,5} \quad (5.11)$$

$$\text{Anthes} \quad K_t = 1 + 0,728 \cdot \sin \theta \cdot 0,932 \cdot \left(\frac{t}{r}\right)^{0,382} \quad (5.12)$$

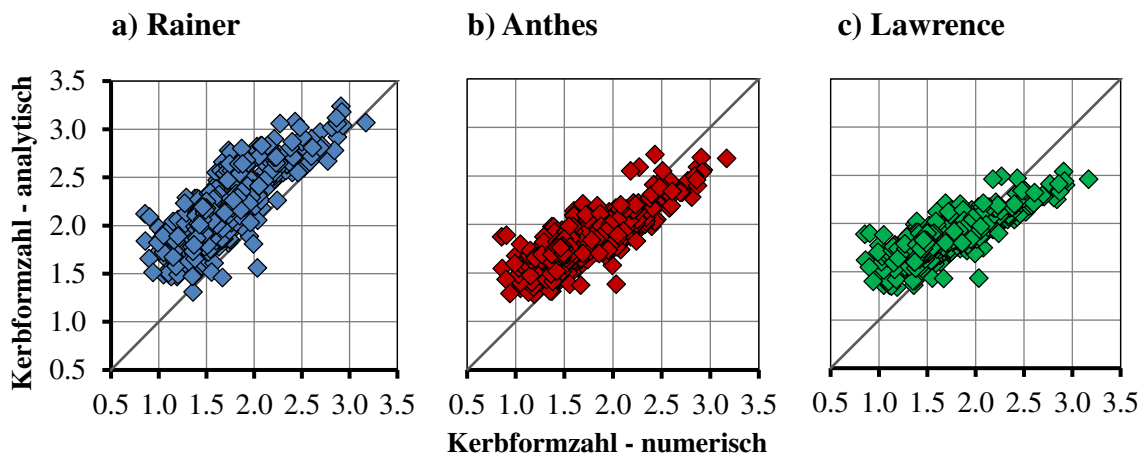


Abb. 5-28. Vergleich der numerisch und analytisch ermittelten Kerbformzahlen  $K_t$

Werden in Abb. 5-28 die Lösungen der Näherungsfunktionen mit den numerisch berechneten elastischen Kerbformzahlen verglichen, zeigt sich, dass sich die Kerbformzahlen der FE-Berechnungen über eine größere Bandbreite, d. h. Differenz zwischen

<sup>131</sup> zusammengefasst in Radaj et al. (2006), S. 110 ff.

<sup>132</sup> zusammengefasst in Haibach (2006), S. 641 ff.

minimalem und maximalem Wert, erstrecken als die Näherungslösungen. Besonders für den Ansatz nach Lawrence besitzt die Punktwolke in y-Richtung eine geringere Ausprägung. Wird die Lage der Punktwolke um die Winkelhalbierende betrachtet, bilden die Funktionen nach Anthes (Abb. 5-28 b)) und Lawrence (Abb. 5-28 c)) die Variation der numerisch ermittelten Werte besser ab als der Ansatz nach Rainer (Abb. 5-28 a)). Die Werte dieser beiden Näherungen liegen um die Winkelhalbierende herum und sind damit sowohl höher als auch niedriger im Vergleich zu den numerisch ermittelten Kerbformzahlen. Die Kerbformzahlen, die mit der Funktion nach Rainer ermittelt wurden, liegen nur mit wenigen Ausnahmen unterhalb der numerisch bestimmten Werte. Sie liefert damit eine im Vergleich zur FE-Analyse konservative Abschätzung der geometrischen Kerbwirkung. Die mittlere Abweichung ist mit 34,3 % vergleichsweise hoch. Die beste Übereinstimmung zwischen numerisch und analytisch ermittelten Kerbformzahlen liefern sowohl der Ansatz nach Anthes als auch der nach Lawrence mit einer mittleren Abweichung von 16,5 % bzw. 18,9 %.

Abschließend kann festgestellt werden, dass die Annäherung der geometrischen Nahtparameter eine erneute, meist auch subjektive Interpretation der Ergebnisse erfordert. Die gefundenen Größen werden anschließend zu Eingangsparametern in Funktionen, die wiederum aus einer Annäherung experimenteller oder numerischer Ergebnisse hervorgegangen sind. In diesen Formeln können Imperfektionen wie Kanten- oder Winkelversatz gar nicht oder nur bedingt berücksichtigt werden. Wird die Spannungserhöhung direkt aus dem real gemessenen Nahtprofil ermittelt, entfallen diese Interpretationsspielräume und erleichtern ein Abbilden der Realität. Um jedoch eine schnelle Abschätzung der Kerbwirkung auch ohne gemessenes Nahtprofil zu erreichen, sind die Formeln in Kombination mit einer breiten Datenbasis vermessener, geometrischer Nahtparameter eine sinnvolle und schnelle Möglichkeit, um die Lebensdauer zu prognostizieren.

## 5.5 Vergleich der prognostizierten Anrissorte mit den Versuchsdaten

Nachdem die theoretischen Kerbformzahlen im Rahmen einer linear-elastischen FE-Analyse bestimmt und der für die Rissinitiierung maßgebende Nahtübergang ermittelt wurde, erfolgt ein Abgleich mit den durchgeführten Schwingversuchen an Prüfkörpern mit erfassten Profilen. Dieser Vergleich ist in Tab. 5-7 zusammengefasst. Der maßgebende Anrissort wurde dabei nicht nur anhand des tatsächlich auftretenden Maximalwertes festgelegt, sondern es wurden auch der Mittelwert des jeweiligen Nahtüberganges und die relative Häufigkeit des Maximums über alle Messprofile eines Prüfkörpers berücksichtigt. In den meisten Fällen trafen alle drei Kriterien – absoluter Maximalwert,

maximaler Durchschnitt sowie relative Häufigkeit des Maximums – gemeinsam auf den maßgebenden Anrissort zu. Wenn dies nicht der Fall war, wurde der Ort mit der maximalen Häufigkeit als maßgebenden angenommen. Dies ist auch ein Grund, weshalb mit zunehmender Anzahl der erfassten Profile pro Prüfkörper die Prognosegüte zunimmt. Bei den Proben der Serien 1 bis 3 wurden nur vier Messprofile ausgewertet, sodass die Prognosegüte pro Prüfkörper etwa 63 % beträgt. Eine Übereinstimmung wurde besonders für Proben erreicht, die im Zeitfestigkeitsbereich auf höherem Lastniveau geprüft wurden. Bei Proben, deren Anriss auf Basis von neun Profilen bestimmt wird, nimmt die Prognosegüte deutlich zu. Von insgesamt 16 Prüfkörpern mit Rissbeginn am Nahtübergang ist die Vorhersage nur bei einer mit PIT nachbehandelten Probe nicht korrekt. Die durch das PIT eingebrachten Druckeigenstressungen können dazu führen, dass ein Nahtübergang mit geringer geometrischer Kerbwirkung maßgebend wird, da möglicherweise das durch Nachbehandlung eingebrachte Druckspannungsniveau geringer ist.

Tab. 5-7: Vergleich der prognostizierten Anrissorte mit denen der Schwingversuche

Serien-Nr.	Stahlgüte	t [mm]	Herstellung	Messprofile pro Probe	Anzahl	Rissausgang		
						Nahtübergang	im Innern	Übereinstimmung FEM – Versuch
1	S355J2+N	20	Mehrlagen-UP	4	15	14	–	10
2	S355J2+N	30	Mehrlagen-UP	4	15	15	–	8
3	S355J2+N	20	NVEBW+UP	4	13	1	12	1
4	S690Q	30	NVEBW+UP	9	8	5	3	5
5	S700M	30	NVEBW+UP	9	12	8	4	8
6	S700M	30	NVEBW+UP+PIT	9	10	3	7	2
7	S460M	30	NVEBW+UP	9	4	1	3	1
Gesamt					77	47	29	35

Dieser Vergleich zeigt, dass erwartungsgemäß die Prognosegüte mit Anzahl der erfassten Messprofile pro Prüfkörper zunimmt und dass auch bei aus metallurgischer Sicht inhomogenen Schweißproben der Rissbeginn maßgeblich von der geometrischen Kerbwirkung des Nahtquerschnitts abhängt. Die ermittelten Formfaktoren  $K_t$  gemäß Tab. 5-3 sind für die Prüfkörper der Serien 4 bis 7, geschweißt mit einer Kombination aus UP und NVEBW, größer als für Proben der herkömmlich, mehrlagig unterpulvergeschweißten Proben. Es kann erwartet werden, dass die Dominanz der geometrischen



gegenüber der metallurgischen Kerbwirkung mit zunehmendem Formfaktor zunimmt. Gleiches trifft auch für die Sensitivität bei inneren Defekten zu. Ist die Oberflächengüte sehr hoch, können schon kleinere innere Defekte den Rissbeginn ins Innere verlagern. Die Kerbformzahlen der Prüffaktoren der Serien 1 und 2 sind verhältnismäßig gering. Sie können den milden Kerben zugeordnet werden. Durch die Wärmebehandlung wiesen diese Proben kaum Eigenspannungen auf. Lokale metallurgische Eigenschaften könnten dann neben der geometrischen Kerbwirkung bei der Rissinitiierung eine Rolle spielen und Grund für die geringe Prognosegüte sein. Hierfür spricht auch, dass die Übereinstimmung auf geringen Lastniveaus bei gleichzeitig geringem Formfaktor abnimmt.

## 5.6 Rückschlüsse der ermittelten elastischen Formzahlen auf die Lebensdauer

Für Prüfkörper, bei denen der Anriss am Nahtübergang beginnt und die auf einem Belastungshorizont geprüft wurden, kann der Einfluss der geometrischen Kerbwirkung auf die Lebensdauer bewertet werden. In Abb. 5-29 sind für die Referenz-Serie 1 und 2 sowie für die Serie 4 und 5 die erreichten Bruchschwingspielzahlen über die mittlere Formzahl  $K_t$  der Anriss bestimmenden Kerbe aufgetragen. Maßgebend für die Wahl der Kerbformzahl war dabei der Ort des Anrisses im Versuch, d. h. stimmten der Anrissort aus Simulation und Versuch nicht überein, wurde die Kerbformzahl des experimentellen Anrissortes verwendet.

Im Diagramm der Abb. 5-29 ist dies durch ein offenes Symbol gekennzeichnet. Es wurden dabei nur Prüfhorizonte ausgewertet, auf denen mindestens drei Versuche durchgeführt wurden. Dies erklärt mögliche Abweichungen zwischen der Anzahl der durchgeführten Versuche und den dargestellten Datenpunkten. Für alle Prüfserien gilt, dass die Tendenz zu abnehmenden Lebensdauern mit zunehmenden Kerbformzahlen deutlich erkennbar ist. Gerade für die Serien 4 und 5 mit einer 100-prozentigen Übereinstimmung der Anrissorte aus Simulation und Versuch zeigt sich der erwartete Zusammenhang besonders deutlich. Die Streuung der Serien 1 und 2 ist größer.

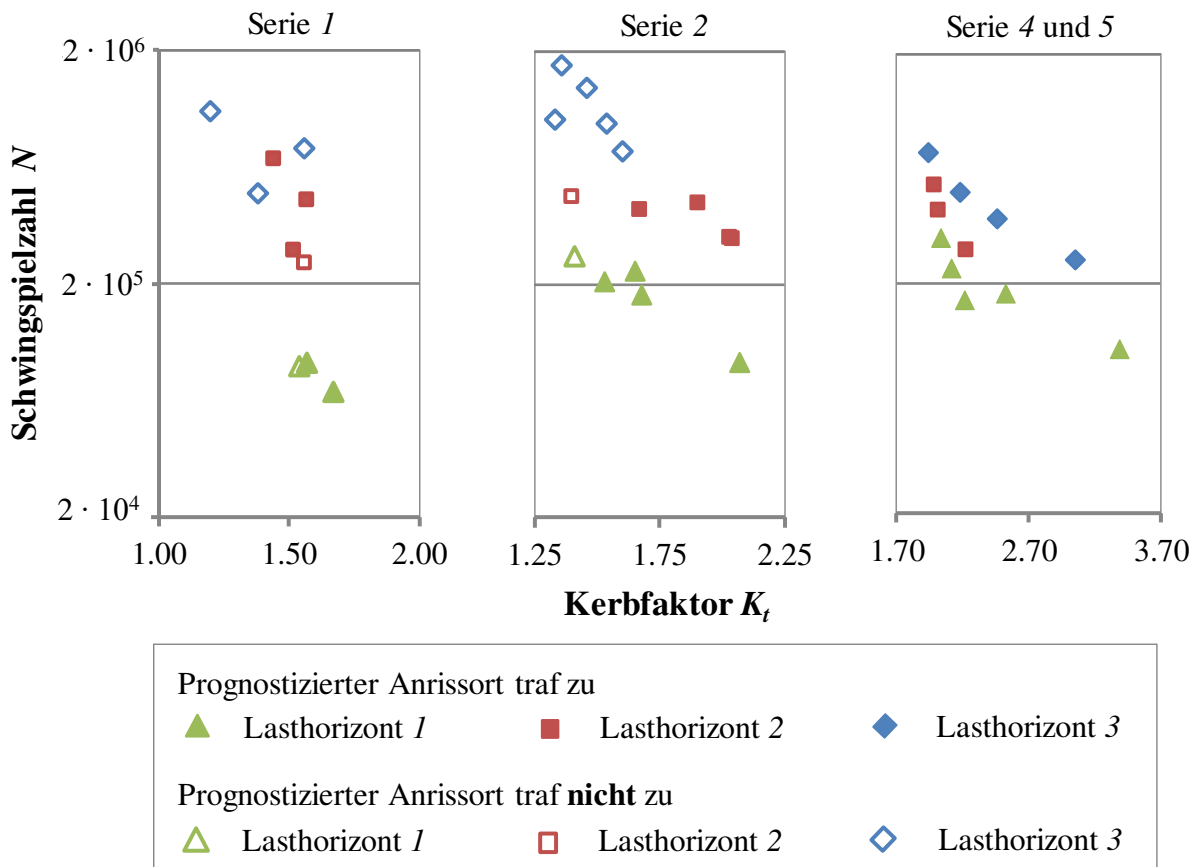


Abb. 5-29. Zusammenhang zwischen erreichter Schwingspielzahl  $N$  und elastischer Formzahl  $K_t$

Um die Prüfkörper unabhängig vom Beanspruchungsniveau zu betrachten, wurden die Versuchsergebnisse der Serien 1, 2, 4 und 5 parallel zu ihren jeweiligen Regressionsgeraden im Zeitfestigkeitsbereich über die Gl. (5.13) auf ein gemeinsames Beanspruchungsniveau von  $\Delta\sigma = \Delta\sigma_2 = 200 \text{ N/mm}^2$  zusammengeschoben. Das Vorgehen erfolgt damit in Analogie zur Auswertung der Ausfallwahrscheinlichkeiten von Schwingversuchen gemäß dem Perlschnurverfahren.<sup>133</sup> Maßgebend für die Wahl der Kerbfornzahl war dabei wiederum der experimentelle Anrissort. Ausgewertet wurde außerdem der Mittelwert aus vier bzw. neun Profilen. Damit wird der unterschiedlichen Anzahl der erfassten Profile Rechnung getragen.

$$m = \frac{\log(N_2 / N_1)}{\log(\Delta\sigma_1 / \Delta\sigma_2)} \quad \text{bzw.} \quad N_2 = N_1 \cdot \left( \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\sigma_2} \right)^m \quad (5.13)$$

<sup>133</sup>Mauch (1999), S. 157ff.

Wie in Abb. 5-30 dargestellt, wird die nach Gl. (5.13) modifizierte Lebensdauer über die linear-elastisch ermittelte Kerbformzahl aufgetragen. Es ist deutlich erkennbar, dass erwartungsgemäß mit zunehmender Formzahl die Lebensdauer abnimmt. Die Residuen, ebenfalls in Abb. 5-30 dargestellt als Abweichungen von der Mittelwertlinie, nehmen dabei für geringere Kerbformzahlen und damit höhere Schwingspielzahlen zu. Bei den erhöhten Kerbformzahlen der Serie 4 und 5 kann dagegen beobachtet werden, dass sich das Streuband verengt und die Residuen abnehmen. Dies könnte als ein weiteres Indiz dafür gewertet werden, dass mit zunehmenden Kerbformzahlen die Dominanz der geometrischen Kerbwirkung gegenüber anderen Einflüssen zunimmt.

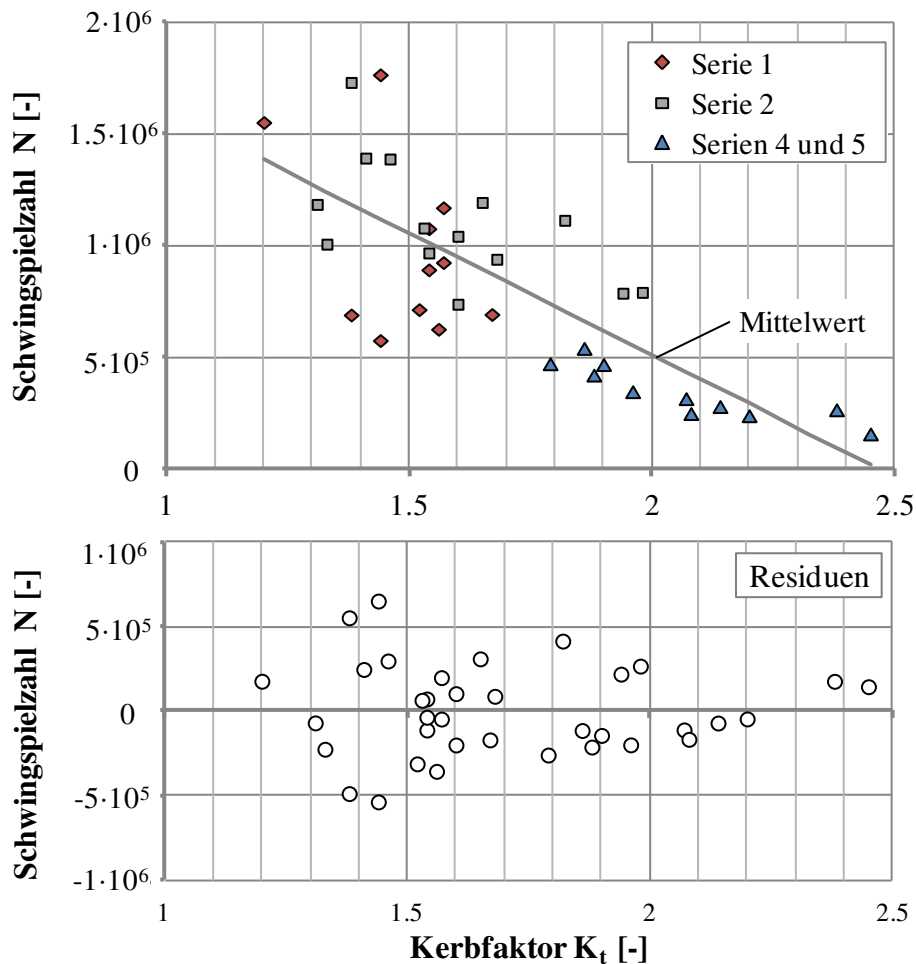


Abb. 5-30. oben: Darstellung der Lebensdauern bezogen auf eine Spannungsschwingweite von  $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$  über die Kerbformzahlen der Serien 1 und 2 sowie die Serien 4 und 5; unten: Abweichungen von der Mittelwertlinie aus der linearen Regressionsanalyse

## 5.7 Ermittlung der Kerbspannungswöhlerlinien

Durch Multiplikation der Beanspruchung mit der ermittelten maximalen Kerbformzahl wird abschließend eine (Bruch-)Wöhlerlinie auf Basis der elastischen Kerbspannung bestimmt. Die geometrische Kerbwirkung des Nahtquerschnitts wird hierdurch eliminiert. Die Lebensdauer kann damit unabhängig von den größeren Streuungen der Nahtgeometrie beurteilt werden. Wie schon in Kapitel 4.1 werden die artgleichen Proben der Serie 1 und 2 sowie 4 und 5 jeweils gemeinsam betrachtet, um die Versuchsanzahl und damit die Aussagekraft der Ergebnisse zu erhöhen. Die Einflüsse aus den Festigkeitseigenschaften des Grundmaterials und des Schweißzusatzes, die Wirkung des Schweißens auf die metallurgischen Eigenschaften sowie Schweißbeigenspannungen können damit bewertet werden. Vor dem Hintergrund der geringen Probenumfänge und des im Vergleich breiten Streubandes der Referenzproben sei an dieser Stelle angemerkt, dass nach Durchführung einer einfachen Varianzanalyse die Unterschiede möglicherweise zufälliger Natur sind und damit auch eine gemeinsame statistische Auswertung der Serie 1, 2, 4 und 5 gerechtfertigt wäre. Um jedoch mögliche Unterschiede herauszuarbeiten, werden beide Serien getrennt ausgewertet.

Abb. 5-31 zeigt die Kerbspannungswöhlerlinien der ausgewerteten Serien 1 und 2 sowie der Serien 4 und 5. Bei letztgenannter Auswertung wurden nur die Prüfkörper mit einem Versagen, das vom Nahtübergang ausgeht, berücksichtigt. Zum Vergleich ist die Wöhlerlinie der Serie 9 der Grundmaterialproben S690QL mit gefräster Oberfläche eingetragen. Tab. 5-8 ergänzt mit einer statistischen Auswertung die Darstellung der Ermüdungsfestigkeit auf Basis der elastischen Kerbspannung in Abb. 5-31.

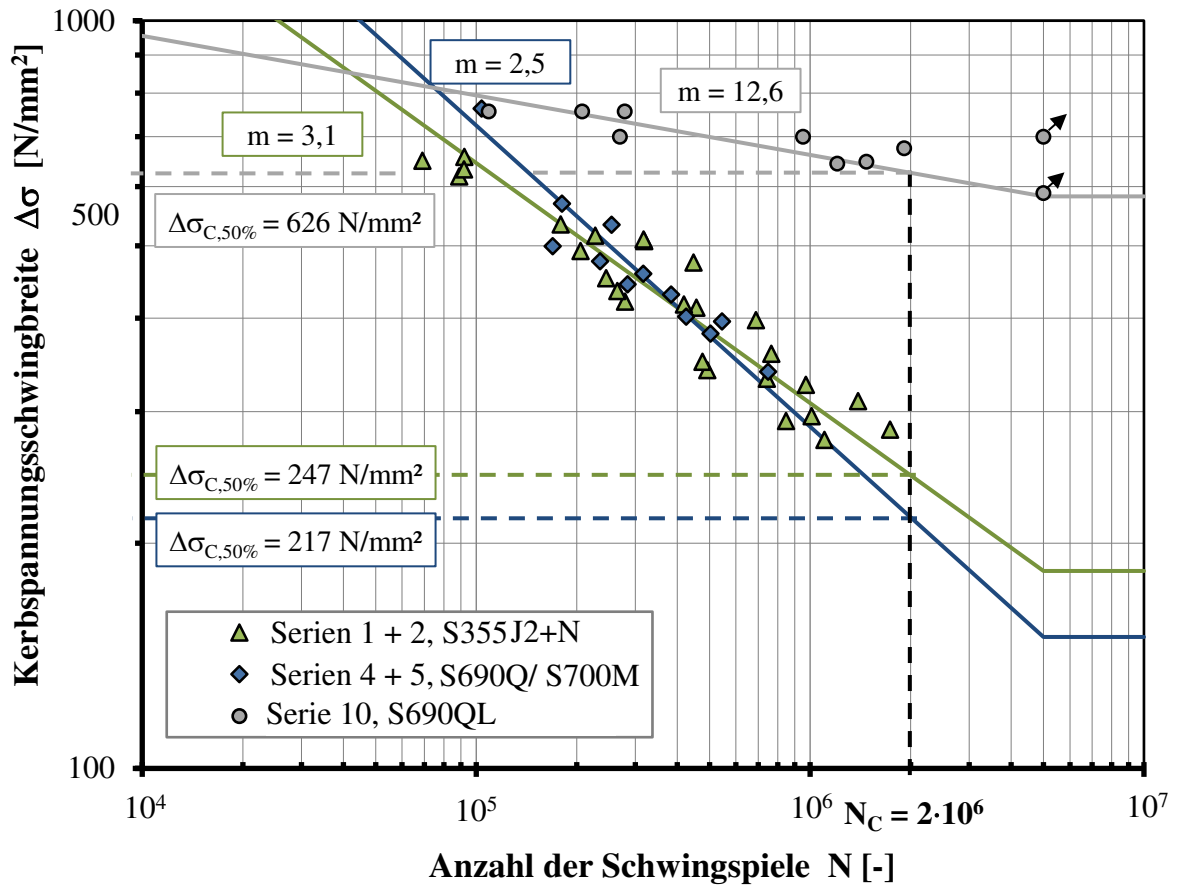


Abb. 5-31. Wöhlerlinien auf Basis der errechneten maximalen elastischen Kerbspannung

Tab. 5-8: Auswertung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit

	Serien-Nr.	Anzahl n	Neigung m	Ermüdungsfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]			T <sub>N</sub> [-]
				Δσ <sub>C,50%</sub>	Δσ <sub>C,95%, EC 3</sub>	Δσ <sub>C,95%, Background 9.01</sub>	
Nennspannung	1 und 2	25	3,0	149	116	119	1 : 2,82
			3,8	167	141	143	1 : 2,44
	4 und 5 Anriss NÜ	12	3,0	107	62	66	1 : 2,86
			3,4	115	72	76	1 : 2,84
korrigierte Nennspannung	9	8	5,0	521	270	295	1 : 6,16
			12,6	626	557	564	1 : 3,30
elastische Kerbspannung	1 und 2	26	3,1	247	203	207	1 : 2,08
	4 und 5	12	2,5	217	173	178	1 : 1,55
	1, 2, 4 und 5	38	3,0	241	202	205	1 : 1,91

Das Streuband beider Kerbspannungswöhlerlinien in Abb. 5-31 hat sich verglichen mit einer Auswertung auf Nennspannungsbasis deutlich verringert. Die Streuspanne reduziert sich im Falle der Serien 1 und 2 von  $T_N = 1 : 2,44$  auf  $1 : 2,08$  und im Falle der Serien 4 und 5 noch deutlicher von  $T_N = 1 : 2,84$  auf  $1 : 1,55$ . Dies entspricht durchaus den Erwartungen, da gerade die Nahtgeometrie stark variiert und wesentlich zu den Streuungen der Ermüdungsfestigkeit beiträgt. Dies trifft besonders auf Kleinprüfkörper zu, die kaum Möglichkeiten für eine Spannungsumlagerung bieten. Dass diese Verringerung insbesondere für die Prüfkörper der Serie 4 und 5 so deutlich ausfällt, kann zum einen durch die 100-prozentige Vorhersagegenauigkeit von numerisch bestimmtem und tatsächlichem Anrissort und zum anderen durch die ohnehin größere Streubreite der Nahtgeometrie innerhalb der Prüfserien erklärt werden. Die elastischen Kerbformzahlen der Referenzproben variieren bei Annahme einer logarithmischen Normalverteilung mit einer Standardabweichung von  $s = 0,04$  um einen Mittelwert von  $\bar{x} = 1,69$ . Im Gegensatz dazu weisen die Kerbformzahlen der Serie 4 und 5 eine Streuung von  $s = 0,05$  bei einem Mittelwert von  $\bar{x} = 2,07$  auf.

Die im Mittel signifikant höheren Kerbformzahlen der Serien 4 und 5 kann als einer der Gründe identifiziert werden, warum die mittlere Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,50\%}$  auf Basis der Nennspannung etwa 30 % geringer ist als für die Referenzserien. Wird nun der Einfluss der geometrischen Kerbwirkung eliminiert, liegt die mittlere Ermüdungsfestigkeit immer noch unterhalb der Referenz, aber die Differenz beträgt lediglich etwa 12 %.

Wird nun die Neigung der beiden Kerbspannungswöhlerlinien betrachtet, verläuft die Kurve der höherfesten Verbindungen mit einer Neigung von  $m = 2,5$  steiler als die der rein unterpulvergeschweißten und spannungsarmgeglühten Proben der Referenz mit einer Neigung von  $m = 3,1$ . Dieser steilere Verlauf kann möglicherweise auf den Eigenspannungszustand, veränderte Gefügeeigenschaften und auf die höhere Kerbempfindlichkeit der höherfesten Feinkornbaustähle zurückgeführt werden. Nach Nitschke-Pagel (1995) liegt allerdings die Vermutung nahe, dass bei doch recht stark gekerbten Proben der Serien 4 und 5 und in Kombination mit der Prüfung an Kleinprüfkörpern, die Kerbempfindlichkeit den Einfluss der Eigenspannungen deutlich dominiert.<sup>134</sup>

---

<sup>134</sup>Nitschke-Pagel (1995), S. 211

## 5.8 Zusammenfassung

Am Ende der durchgeführten Untersuchungen steht eine große Datenbasis zur Verfügung, die sowohl Nahtgeometrieparameter als auch die linear-elastisch bestimmten Kerbformzahlen umfasst, um die geometrische Kerbwirkung von unterpulvergeschweißten Verbindungen hinsichtlich ihres Einflusses auf die Ermüdungsfestigkeit zu bewerten. Basis sind optisch vermessene Nahtprofile. Messdaten erfordern eine Aufbereitung, um eine weitere Verwendung und Bewertung zu ermöglichen. Wie auch bei der Rauheitsmessung im Tastschnittverfahren sind Filter ein wesentliches Element, um die unterschiedlichen Frequenzanteile einer Oberflächenmessung zu identifizieren und gegebenenfalls auszuschließen. Angelehnt an die Rauheitsmessung wurden mit einer Grenzwellenlänge  $\lambda_c$  von etwa 2,5 mm bzw. einer Grenzfrequenz  $f_{\text{grenz}}$  von etwa 1 Hz Filtereinstellungen für die folgenden Untersuchungen abgeleitet und einheitlich festgelegt. Wie sehr unterschiedliche Filterbedingungen das Nahtprofil und damit auch die berechneten Kerbformzahlen beeinflussen, wurde herausgearbeitet. Um Standards beispielsweise für die Qualitätssicherung zu entwickeln, sind diese Vorgaben essentiell. Denn nur dann können Messergebnisse, erfasst mit unterschiedlichen Verfahren und unter variierenden Randbedingungen, einheitlich ausgewertet und beurteilt werden.

Die so vermessenen Profile fanden daraufhin Eingang in linear-elastische FE-Simulationen, um die Kerbformzahl  $K_t$  zu bestimmen. Diese wurden anschließend statistisch ausgewertet. Bei Proben, deren Nahtgeometrie mit neun Messprofilen auf 50 mm Probenbreite beschrieben wurde, konnte der Anrissort im Schwingversuch zuverlässig prognostiziert werden. Weiterhin konnte der Zusammenhang zwischen einer hohen Kerbbeanspruchung und daraus resultierend einer im Vergleich geringeren Bruchschwingspielzahl eindeutig aufgezeigt werden. Weiterhin wurde das Nennspannungsprüfniveau mit der Kerbformzahl multipliziert und über die Bruchschwingspielzahl aufgetragen. Die Nennspannungswöhlerlinie wurde damit in eine (Bruch-)Kerbspannungswöhlerlinie überführt. Der streuende Einfluss unterschiedlicher Nahtgeometrien wurde eliminiert, was die Streuung der Versuchsergebnisse deutlich verringerte. Dies trifft insbesondere auf Proben der Serien 4 und 5 zu, bei denen Anrissort und Ort der maximalen Kerbspannung zu 100 % übereinstimmten.

Im Rahmen von Regressionsanalysen wurden im nächsten Schritt die Nahtgeometrieparameter bestimmt. Dadurch wurde es möglich, Kerbformzahlen hinsichtlich ihrer Zuordnung zu den Bewertungsgruppen B und C nach DIN EN ISO 5817 zu beurteilen. Die Auswertung ergab für Gruppe B eine mittlere, elastische Kerbformzahl von  $K_{t,50\%} = 1,9$

und 2,6 für die Einordnung in Gruppe C. Außerdem wurden numerisch und analytisch bestimmte Kerbformzahlen miteinander verglichen. Mit der Formel nach Rainer können diese mit wenigen Ausnahmen konservativ abgeschätzt werden, wohingegen die Näherungsgleichungen nach Anthes und Lawrence um die numerische Kerbformzahl streuen, jedoch insgesamt geringere Abweichungen liefern.



## 6 Entwicklung rechnerischer Wöhlerlinien auf Basis lokaler Ermüdungskonzepte

### 6.1 Grundlagen und Vorgehen

Für die rechnerische Ermittlung der Wöhlerlinie wird die Lebensdauer bis zur Risseinleitung auf Basis des Kerbdehnungskonzepts berechnet. Eine Rissfortschrittsberechnung ist anzuschließen, um die Gesamtlebensdauer zu erhalten. Dieses Vorgehen schlugen schon Lawrence und seine Mitarbeiter vor, die zu den ersten Anwendern des Kerbdehnungskonzeptes auf Schweißverbindungen gehörten.<sup>135</sup> Dieser Ansatz wird in jüngerer Literatur auch als Zwei-Phasenmodell bezeichnet, u. a. in Lassen und Recho (2009) oder Baumgartner (2014).

Diese Nachweisführung unterscheidet damit aus ingenieurmäßiger Sicht zwischen zwei Versagenskriterien: Anriss und endgültigem Bruch. Beide Kriterien schließen jeweils zwei wesentliche Phasen des Schädigungsvorganges eines metallischen Werkstoffs unter Schwingbeanspruchung ab. Dies ist zunächst die Phase bis zur Bildung eines sogenannten technischen Anrisses und die daran anschließende Phase des Langrissfortschritts bis zum endgültigen Bruch, vgl. auch Abb. 2-13 in Kapitel 2.4. Die Phase bis zum technischen Anriss umfasst dabei die Mikrorissinitiierung und das Wachsen kurzer Risse. Sie wird überwiegend auf Basis der örtlichen Dehnungen unter Ansatz der Coffin-Manson Gleichung beschrieben und nach Kontinuumstheorie schädigungsmechanisch betrachtet. Der mikroskopische Schädigungszustand wird hierfür über eine Länge von 0,1 bis 1,0 mm verschmiert. Dagegen wird die anschließende Rissfortschrittsphase über bruchmechanische Methoden abgebildet. In der Bruchmechanik wird die Schädigung nicht mehr als Zustandsvariable, sondern defektorientiert über das Spannungsfeld an der Risspitze eines wachsenden Makrorisses beschrieben.

$$N_f = N_{nuc} + N_{scp} + N_{cp} + N_{ucp} \quad (6.1)$$

$$N_f = N_i + N_{cp}$$

Werden die Phasen der Risskeimbildung  $N_{nuc}$  und des Mikrorisswachstums  $N_{scp}$  zur Anrissphase zusammengefasst und die Phase des instabilen Risswachstums  $N_{ucp}$  vernachlässigt (siehe auch Abb. 2-13), ergibt sich die Anzahl der ertragbaren Schwingspiele  $N_f$ ,

<sup>135</sup> beschrieben in Radaj et al. (2006) ab S. 195ff.

vereinfachend aus der Anzahl der Anrisschwingspiele  $N_i$  und denen des stabilen Langrisswachstums  $N_{cp}$ . Die Risstiefe am Übergang der beiden Phasen wird mit  $a_i$  bezeichnet.

## **6.2 Experimentelle Begleituntersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Stumpfnähten**

### **6.2.1 Motivation für die Begleituntersuchungen**

Die in Kapitel 4 durchgeführten Schwingversuche wurden stichprobenartig von weiterführenden Untersuchungen begleitet, die zum Ziel hatten, das Ermüdungsverhalten und die unterschiedlichen Versagensmechanismen näher zu beschreiben. Dies ist für die Anwendung lokaler Ermüdungskonzepte essentiell, um die Anriss- und Rissfortschrittsphase zu beurteilen. Diese Untersuchungen werden außerdem herangezogen, um die berechneten Wöhlerlinien zu validieren. Folgende Methoden kamen für diese Untersuchungen zur Anwendung:

- Blocklastversuche und anschließend mikroskopische Auswertung der Bruchfläche
- Auswertung der Prüfgrößen Kraft und Weg
- elektrische und optische Dehnungsmessung

Besonders naheliegend ist es, in einem ersten Schritt die Prüfgrößen Kraft und Weg auszuwerten und aus den Verläufen Veränderungen im Ermüdungsverhalten abzuleiten. Weiterhin werden Dehnungsmessungen sowohl elektrisch als auch optisch durchgeführt, um das Ermüdungsverhalten näher zu beschreiben. Mit diesen Methoden werden äußere und damit indirekte Parameter betrachtet, um mit ihnen auf das Schädigungsverhalten zu schließen. Direkten Aufschluss über Schädigungsvorgänge bieten nur die Bruchflächen nach Abschluss des Versuchs. Blocklastversuche als eine besondere Art der Laststeuerung während eines Schwingversuchs eignen sich besonders, um sogenannte Rastlinien als topographische Veränderungen auf der Bruchfläche zu erzeugen und so den Rissfortschritt sichtbar zu machen. Unter dem Mikroskop können die Abstände zwischen den Rastlinien vermessen und auch die minimal detektierbare Anrissstiefe bestimmt werden. Aussagen zur Rissfortschrittsrate sind ebenfalls möglich. Nachfolgend werden die Durchführung und die Ergebnisse im Detail dargestellt. Zu Beginn stehen die Versuche mit Anwendung der Blocklastfolgen, um die minimal detektierbare Risstiefe auf der Bruchfläche zu bestimmen. Diese Information kann somit genutzt werden, um die Sensitivität der indirekten Messgrößen zu beurteilen.

## 6.2.2 Blocklastfolgen zur Untersuchung des Rissfortschrittsverhaltens

### *Bruchflächen und Anwendung von Blocklastfolgen*

Die Bruchflächen der Schwingproben können zu einer weiteren Untersuchung des Ermüdungsverhaltens herangezogen werden. Sie ermöglichen bereits bei makroskopischer Betrachtung Aussagen über Ort und Anzahl der Anrisse sowie den Anteil von Ermüdungs- zu Restbruchfläche. Darüber hinaus zeigt die Bruchfläche, ob innere Defekte der Ausgangspunkt des Rissbeginns waren oder ob diese den Rissfortschritt beschleunigt haben.

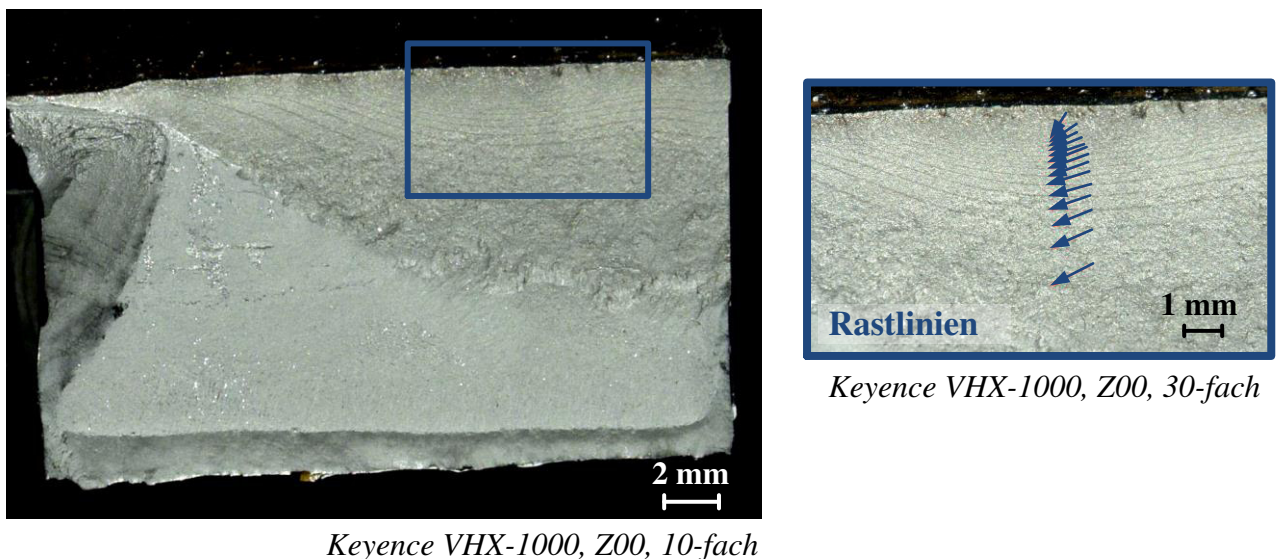


Abb. 6-1. Exemplarische Darstellung einer Schwingbruchfläche mit Rastlinien (MSG-Laser-S690-15.67-1,  $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ ,  $R = 0,1$ ,  $N_f = 250\ 615$ ), Anriss erfolgte auf der Wurzelseite

Grundsätzlich ist das Schwingbruchgefüge bei einer wechselnden Belastung unterhalb der Streckgrenze makroskopisch durch ein feinkörniges, samtiges Erscheinungsbild gekennzeichnet. Mit Fortschreiten der Rissfront steigen die Spannungen im Restquerschnitt sowie an der Risspitze. In gleichem Maße nimmt auch die Rissfortschrittsgeschwindigkeit weiter zu. Dies zeigt sich auf der Bruchfläche in einer Vergrößerung des Bruchgefüges. Da im Falle einstufiger Wöhlerlinienversuche Beanspruchungsrichtung und -höhe nicht variieren, zeigen die Bruchflächen zunächst keine weiteren topographischen Merkmale, wie sogenannte Rastlinien. Um daher das Ermüdungsverhalten in der Rissfortschrittsphase weiter zu charakterisieren, kann durch blockweises Einstreuen so-

genannter Markierungszyklen die fortschreitende Rissfront als Rastlinie auf der Bruchfläche sichtbar gemacht werden. Abb. 6-1 zeigt die gut sichtbaren Rastlinien auf der Bruchfläche der Prüfkörpers MSG-Laser-S690-15.67-1.

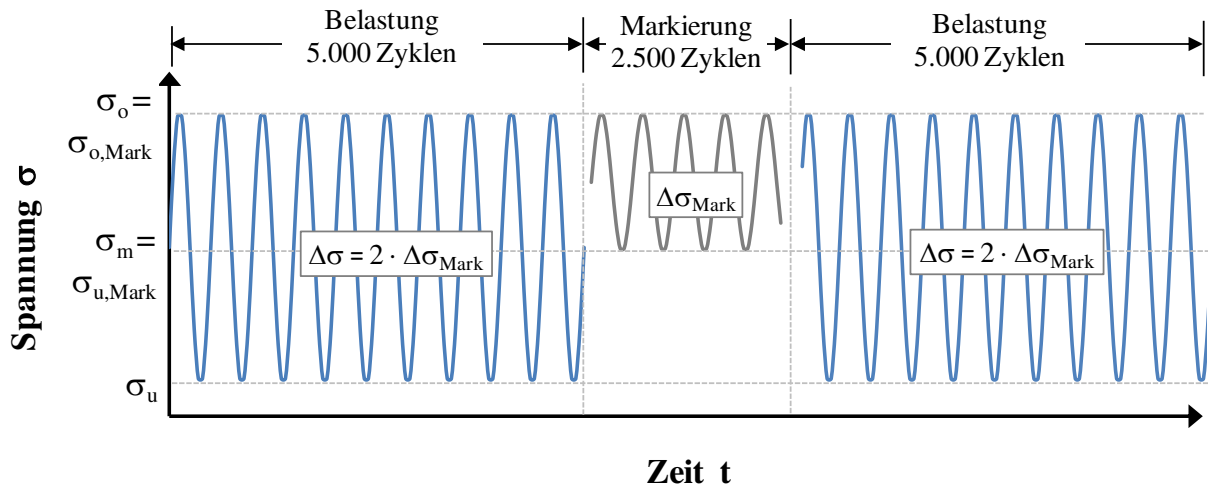


Abb. 6-2. Schematische Darstellung der Laststeuerung bei den durchgeführten Blocklastversuchen

Bei gleichbleibender Oberspannung wird für den Markierungsblock die Spannungsschwingbreite halbiert. Diese Laststeuerung führt in vielen Fällen zu gut sichtbaren Rastlinien und wurde auch in Forschungsarbeiten von Dürr (2007) und Weich (2009) angewendet.<sup>136,137</sup> Die Abfolge der Belastungsblöcke im Rahmen dieser Untersuchungen ist schematisch in Abb. 6-2 dargestellt. Die Anzahl der Markierungslastzyklen  $\Delta N_{Mark}$  betrug dabei die Hälfte der Belastungszyklen  $\Delta N$ . Durch die unterschiedlichen Spannungsschwingbreiten im Belastungs- und Markierungsblock variieren auch die Größe der plastischen Zone an der Risspitze und damit die Rissfortschrittsgeschwindigkeit. Dies verursacht für den jeweiligen Lastblock unterschiedliche Rauheiten auf der Bruchfläche. Während des Belastungsblocks ist die Rissfortschrittsgeschwindigkeit höher. Diese Bereiche erscheinen auf der Bruchfläche heller. Während des Markierungsblocks ist die Rissfortschrittsgeschwindigkeit aufgrund der geringeren Spannungsschwingweite geringer. Der Markierungsblock zeichnet sich als dünne, dunklere Linie,

<sup>136</sup> Dürr (2007), S. 96ff.

<sup>137</sup> Weich (2009), S. 71ff.

der sogenannten Rastlinie, auf der Bruchfläche ab. Weitere Informationen zur makroskopischen Fraktographie und zur Entstehung von Rastlinien sind u. a. in Pohl (1957), Woodtli (2003) oder Richard und Sander (2012) zu finden.<sup>138,139,140</sup>

#### *Auswertung für Proben mit einem Rissausgang am Nahtübergang*

Die Bruchflächen wurden bei 10- bis 30-facher Vergrößerung unter dem Mikroskop analysiert und vermessen. Um die Rastlinien zu sehen, wurde, wie in Woodtli (2003) empfohlen, der Beleuchtungs- und damit auch Betrachtungswinkel geneigt. Für die hier betrachteten Flächen betrug der Winkel  $30^\circ$  gegenüber der Normalen.<sup>141</sup> Die Messwerte wurden entsprechend umgerechnet. Die Auswertung erfolgte zunächst für Proben der Serien 8 und 10 mit einer Blechdicke von  $t = 13,2$  bzw. 15 mm und anschließend für die Proben der Serien 4, 5 und 7 mit einer Blechdicke von  $t = 30$  mm. Jeweils für Proben gleicher Blechdicke wurde ein ähnliches Belastungsniveau gewählt. Bei den untersuchten Proben fand die Rissinitiierung am Nahtübergang statt. Die Art des Risses und die Anzahl der Anrisse unterschieden sich und variierten zwischen einem Seitenanriss, einem viertelelliptischen Eckanriss und einem halbelliptischen Oberflächenanriss. Häufig lagen mehrere Anrisse vor, die sich mit Fortschreiten vereinten. Lief die Rissfront dann nahezu parallel zur Oberfläche, wurde das Rissbild in der Folge als Seitenanriss gewertet. Wurde nur ein Anriss beobachtet, war die Rissfortschrittsphase etwas länger.

Die Phase der Rissinitiierung ist geprägt durch die Bildung von Ermüdungsgleitbändern, die Extrusionen und Intrusionen verursachen. Sie wirken wiederum als Kleinstkerbe, in deren Kerbgrund wiederum viele unregelmäßiger Mikrorisse und Zerklüftungen entstehen. Dies erhöht die Rauheit und erschwert die makroskopische Auflösung der Rastlinien in der Nähe des Anrisses. Durch die unregelmäßige Oberflächenstruktur am Nahtübergang und durch eine mögliche Risseinleitung im Gussgefüge des Schweißzusatzes wird dieser Effekt bei Schweißverbindungen verstärkt. Erste Rastlinien zeichneten sich erst spät eindeutig ab. Die minimal detektierbare Anrisstiefe  $a_i$  variierte zwischen 0,8 bis 2,3 mm. In der Tendenz war die erste erkennbare Rastlinie für die untersuchten Proben mit einer Blechdicke  $t = 13,2$  bzw. 15,0 mm etwas geringer.

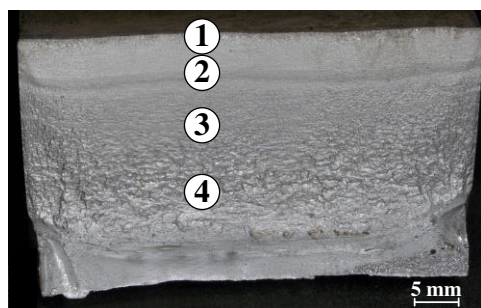
---

<sup>138</sup> Pohl (1957), S. 15f (Rastlinien)

<sup>139</sup> Woodtli (2003), S. 50-53

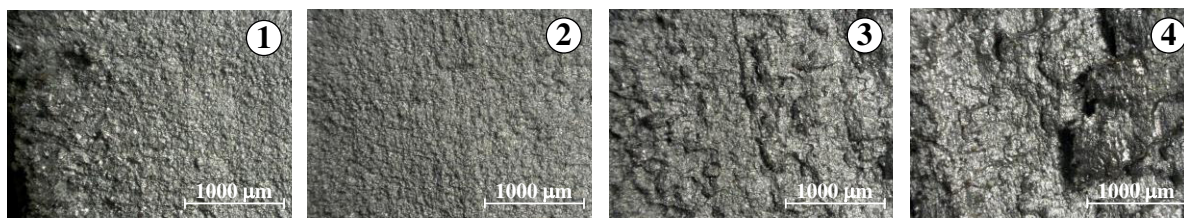
<sup>140</sup> Richard und Sander (2012), S. 29-32

<sup>141</sup> Woodtli (2003), S. 49



Keyence VHX-1000, Z00, 10-fach

NVEBW+UP - S690 - 30.94-4

 $\Delta\sigma = 225 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 169.725$  LastspieleAnriss  $\longrightarrow$  stabiler Rissfortschritt  $\longrightarrow$  instabiler Rissfortschritt  $\longrightarrow$  Restbruch

Keyence VHX-1000, Z100, 100-fach

Abb. 6-3. Bruchflächen der einzelnen Ermüdungsphasen am Beispiel des Versuchs NVEBW+UP-S690-30.94-4,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 225 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 169\,725$  Zyklen

Abb. 6-3 verdeutlicht die großen Rauheitsunterschiede auf der Bruchfläche beim Durchlaufen der Ermüdungsphasen. An die Phase der Rissinitiation (1) mit hoher Rauheit schließt sich ein sehr feinkörniger Bereich des Rissfortschritts (2) an, bevor die Oberfläche in der Phase des instabilen Rissfortschritts (3) bis hin zum Restbruch (4) deutlich grobkörniger wird.

Die Ergebnisse der Versuche mit einer Auswertung der Rastlinien sind in Tab. 6-1 unter alleiniger Berücksichtigung der Belastungsblöcke  $\Delta N$  zusammengefasst. Auch auf dem hier gewählten Beanspruchungsniveau im oberen Zeitfestigkeitsbereich ist eindeutig erkennbar, dass die Anrissphase einen erheblichen Anteil der Lebensdauer ausmacht und bei ihrer Beurteilung nicht zu vernachlässigen ist. Im Umkehrschluss zeigt dies aber auch, dass eine Vernachlässigung der Rissfortschrittsphase ebenso zu einer sehr konservativen Lebensdauerabschätzung führt.

Ähnliche Verhältnisse zwischen Anriss- und Rissfortschrittsphase sowie minimal messbare Anrisstiefen wurden auch von Weich (2009) ermittelt. Im Rahmen ihrer Dissertation untersuchte sie das Rissfortschrittsverhalten an Versuchsreihen geschweißter Querstumpfstöße aus normal- und höherfestem Baustahl. Weich definierte die Anriss-

Lebensdauer bis zu einer Risstiefe von  $a_i = 1,0$  mm. Hierfür variierte der Anteil an der Gesamtlebensdauer sowohl für unbehandelte als auch nachbehandelte Querstumpfstoße zwischen 70 und 80 %.<sup>142</sup> Die Ergebnisse der Versuchsserie von Dürr (2007) an Probekörpern mit geschweißten, nichttragenden Quersteifen aus normal- und höherfestem Baustahl weichen insofern ab, als dass die Rissfortschrittsphase gegenüber den hier vorgestellten Versuchsergebnissen sowie den Untersuchungen von Weich leicht zunimmt. Zum gleichen Ergebnis wie Dürr kommt auch Baumgartner (2014), der in seiner Dissertation die Ermüdungsfestigkeit nicht tragender Längssteifen untersucht. Damit scheint für diese Verbindungsart eine leicht verlängerte Rissfortschrittslebensdauer charakteristisch.

Tab. 6-1: Versuchsparameter für den Belastungsblock und die Analyse der Rastlinien

Proben-Nr.	R	$\Delta\sigma$	$N_f$	$N_i$	$N_{cp}$	$a_i$	$N_i / N_f$	Rissart
	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[-]	[-]	[mm]	[%]	[-]
MSG-Laser-S690-15.67-1	0,1	300	250 615	190 000	65 615	1,1	75,8	1*°
MSG-Laser-X70-13,2.137-15	0,1	280	120 307	95 000	25 307	0,8	74,8	2
MSG-Laser-X70-13,2.138-16	0,1	300	87 762	70 000	17 762	1,0	74,1	2
MSG-Laser-X70-13,2.164-29	0,1	280	161 345	115 000	46 345	0,8	68,2	3
MSG-Laser-X70-13,2.165-38	0,1	280	148 890	125 000	21 890	1,1	81,7	3
NVEBW+UP-S690-30.94-4	0,1	225	169 725	125 000	44 725	1,4	73,6	1*
NVEBW+UP-S690-30.95-5	0,1	225	103 830	50 000	53 830	1,6	48,2	1
NVEBW+UP-S700-30.97-4	0,1	225	235 353	180 000	55 353	2,3	76,5	1*
NVEBW+UP-S700-30.101-2	0,1	225	180 982	125 000	55 982	2,3	69,1	1

1 – halbelliptischer Oberflächenanriss; 2 – Seitenanriss; 3 – viertelelliptischer Oberflächenanriss;

\* mehrere Anrisse, ° Anrissbeginn an der Wurzel

Abgeleitet aus den Messungen ist in Abb. 6-4 und Abb. 6-5 das Rissfortschrittsverhalten der Proben mit einem Versagen ausgehend vom Nahtübergang dokumentiert. Da die eigentliche räumliche Ausdehnung der Rastlinie auf der Bruchfläche zu Beginn sehr gering ist und in der Regel erst für die letzten beiden Markierungsblöcke deutlich größer wird, wurde ihre Ausdehnung bei Ermittlung der Rissfortschrittsrate vernachlässigt. Für eine bessere Vergleichbarkeit der ermittelten Kurven werden sie über die Risstiefe  $a$  bezogen auf die Blechdicke  $t$  aufgetragen.

<sup>142</sup> Weich (2009), S. 237f.



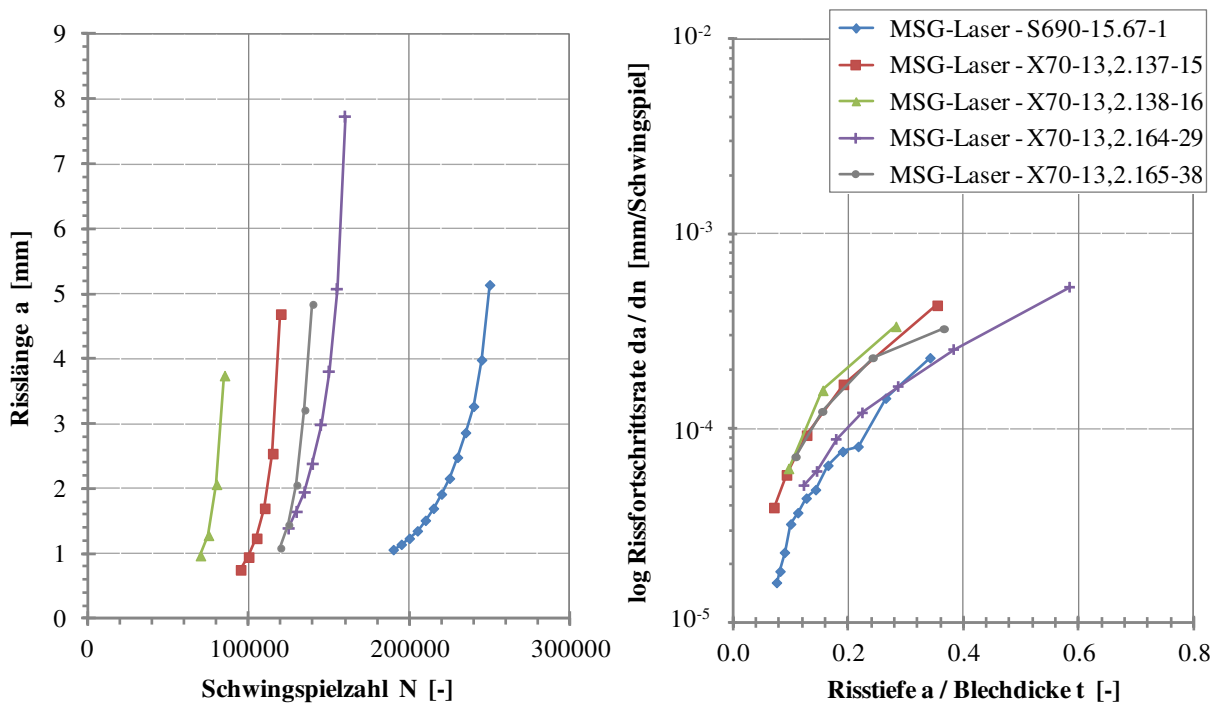


Abb. 6-4. Vergleich des Rissfortschrittverhaltens für Proben der Blechdicke  $t = 13,2$  bzw.  $15$  mm; links: Risstiefe über Schwingspielzahl; rechts: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Risstiefe bezogen auf die Blechdicke

Die Bruchflächen der Prüfkörper MSG-Laser-X70-13,2.164-29 und MSG-Laser-S690-15.67-1 deuten auf mindestens zwei Anrissorte hin. Dies führt zu einer Verlagerung der Spannungen und damit zu einer Verzögerung des Rissfortschritts. Wohingegen bei den Proben mit Seitenanriss und mit vierteillemptischem Eckanriss der Riss schneller wächst. Bei nur einem Anrissort ist eine Umlagerung der Spannungen nicht möglich, die Spannungsintensität an der Risspitze des zum Versagen führenden Risses ist deutlich höher und der Rissfortschritt beschleunigt. Bei den Proben der Blechdicke  $t = 30$  mm weisen die Bruchflächen überwiegend einen halbelliptischen Oberflächenanriss auf. In der Phase bis zu einer Risstiefe  $a_i < 5$  mm ist die Rissfortschrittsrate damit verlangsamt. Ähnliches Verhalten konnte auch für die Probe MSG-Laser-S690-15.67-1 beobachtet werden. Auch hier lag ein halbelliptischer Oberflächenanriss vor. Bei Darstellung der Risstiefe über die Schwingspielzahl, die in Abb. 6-5 links zu sehen ist, zeigen zu Beginn alle Verläufe eine geringe Steigung, bevor sie steil und nahezu linear ansteigen. Auch bei den Versuchsreihen mit der Blechdicke  $t = 30$  mm lässt sich beobachten, dass bei Proben mit mehreren Anrissen der Rissfortschritt verlangsamt ist, d. h. die Kurven bei geringer Risstiefe etwas flacher verlaufen.



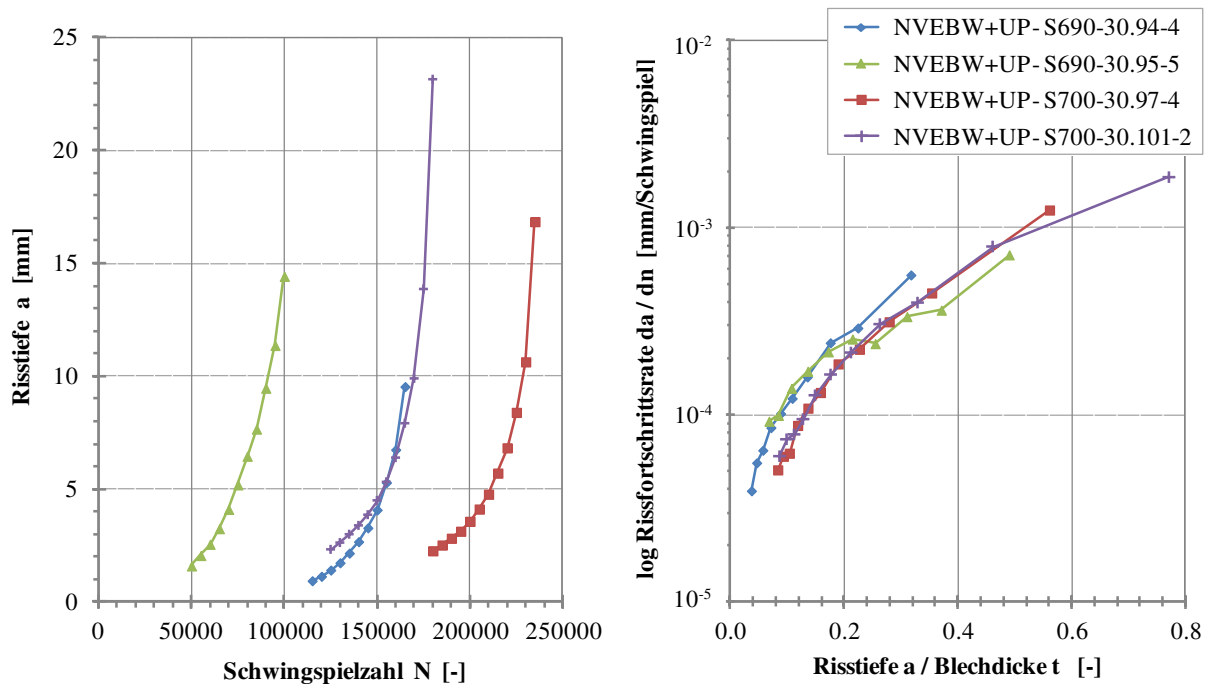
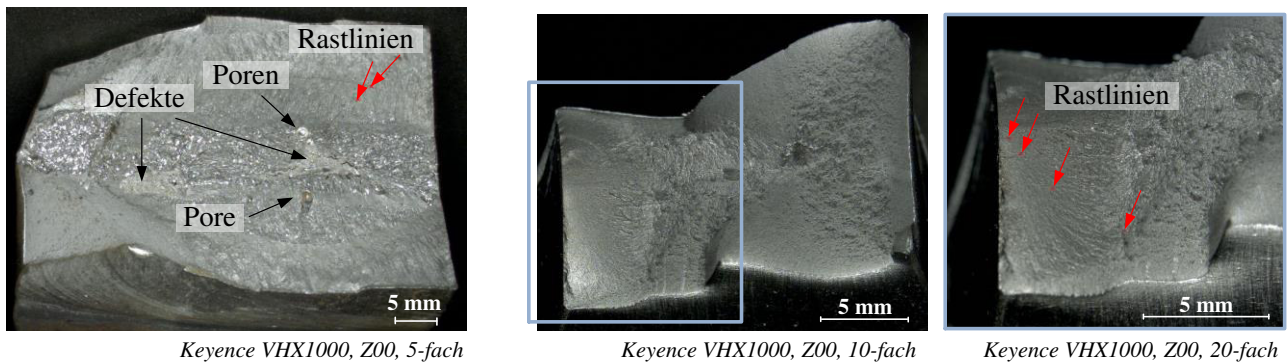


Abb. 6-5. Vergleich des Rissfortschrittverhaltens für Proben der Blechdicke  $t = 30$  mm; links: Risstiefe über Schwingspielzahl; rechts: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in Abhängigkeit der Risstiefe bezogen auf die Blechdicke

*Auswertung des Rissfortschrittsverhaltens für Proben mit inneren Unregelmäßigkeiten*

Versagen die Proben von innen heraus, liegt ein ausgeprägter innerer Defekt vor. Exemplarisch ist in Abb. 6-6 links eine solche Bruchfläche dargestellt. Deutlich sind großvolumige Poren und andersartige Schweißdefekte, vermutlich ein Mittelrippendefekt, erkennbar. Die Oberflächenstruktur der Bruchfläche ist dadurch sehr unregelmäßig und weist eine stark wechselnde Rauheit auf. Dies erschwert eine Auswertung der Rastlinien. Bei Proben, deren Nahtquerschnitt spanabhebend entfernt wurde, oder bei reinen Grundmaterialproben ist die Rissfortschrittsphase im Verhältnis zur Gesamtlebensdauer deutlich verkürzt. Es können nur wenige Rastlinien ausgemacht werden. Der Risstyp ändert sich hin zu einem halbelliptischen Oberflächenanriss oder bei einem Versagen am Rand hin zu einem viertelelliptischen Eckanriss, siehe auch Abb. 6-6 rechts.



**NVEBW+UP – S460 - 30.99-3**

$\Delta\sigma = 225 \text{ N/mm}^2$ ,  $R = 0,1$ ,  $N_f = 49.700$  Lastspiele

**GM – S690 - 15.08**

$\Delta\sigma = 270 \text{ N/mm}^2$ ,  $R = 0,1$ ,  $N_f = 310.100$  Lastspiele

Abb. 6-6. Exemplarische Darstellung weiterer Bruchflächen; links: mit inneren Defekten; rechts: glatte Probe

### 6.2.3 Betrachtung der Prüfgrößen Zylinderkraft und -weg

#### Steifigkeit als Prüfparameter

Neben der erreichten Schwingspielzahl sind die durchgeführten Ermüdungsversuche über die aufgezeichneten Prüfkraft- und Prüfwegverläufe dokumentiert. Sie erlauben eine erste Aussage über den Schädigungsfortschritt, der mit einem Abfall der Probensteifigkeit  $c$  verbunden und vereinfachend in Zusammenhang (6.2) hergeleitet ist. Die Steifigkeit errechnet sich aus dem Quotienten von Kraftschwingbreite  $\Delta F$  und Prüfwegdifferenz  $\Delta u$ .

$$c = \frac{E \cdot A}{l_0} = \frac{\Delta F}{\Delta u} \quad \text{aus} \quad \frac{F}{A} = \sigma = E \cdot \varepsilon = E \cdot \frac{\Delta l}{l_0} \quad (6.2)$$

Die ermittelten Steifigkeiten werden zusätzlich durch die Steifigkeit des gesamten Prüfaufbaus, die Werkstoffeigenschaften und die Belastungsart beeinflusst. Unter der Annahme, dass sich die Systemsteifigkeit während der Versuchslaufzeit nahezu nicht verändert, kann bei einem Abfall der Steifigkeit auf eine Schädigung der Probe geschlossen werden. Schematisch ist der charakteristische Verlauf der Steifigkeit in Abb. 6-7 dargestellt. Nach einer Phase des Einschwingens folgt ein nahezu konstanter Verlauf, der in der Phase der Schädigung deutlich abfällt. Besonders bei punktuell durch Schweißen oder Nieten gefügten Dünnschichtverbindungen dient häufig ein bestimmter Steifigkeitsabfall als Versagenskriterium für die untersuchten Verbindungen, u. a. erläutert in Eibl (2003) und Schmidt und Tölle (2009). Charakteristisch für diese Art von Verbin-

dungen ist eine lange Phase des Abfalls der Steifigkeit, bevor die Verbindungen endgültig versagen. ‚Bruch‘ als Versagenskriterium ist daher zur Gewährleistung der Funktion und Sicherheit des Bauteils nicht ausreichend.

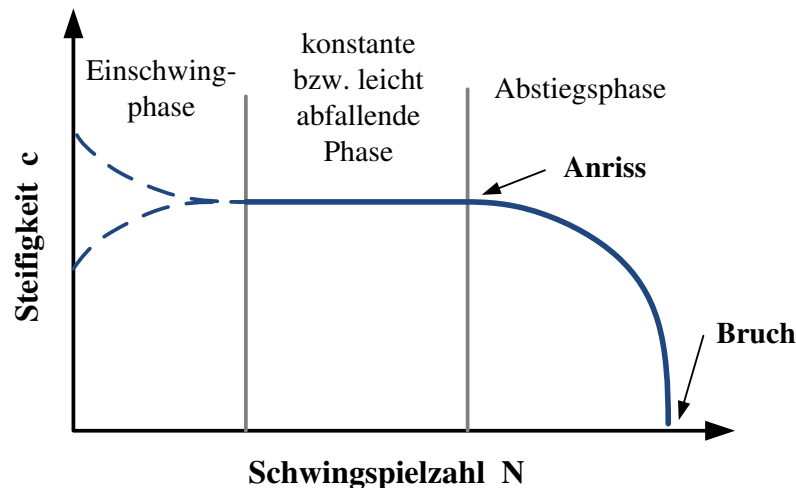
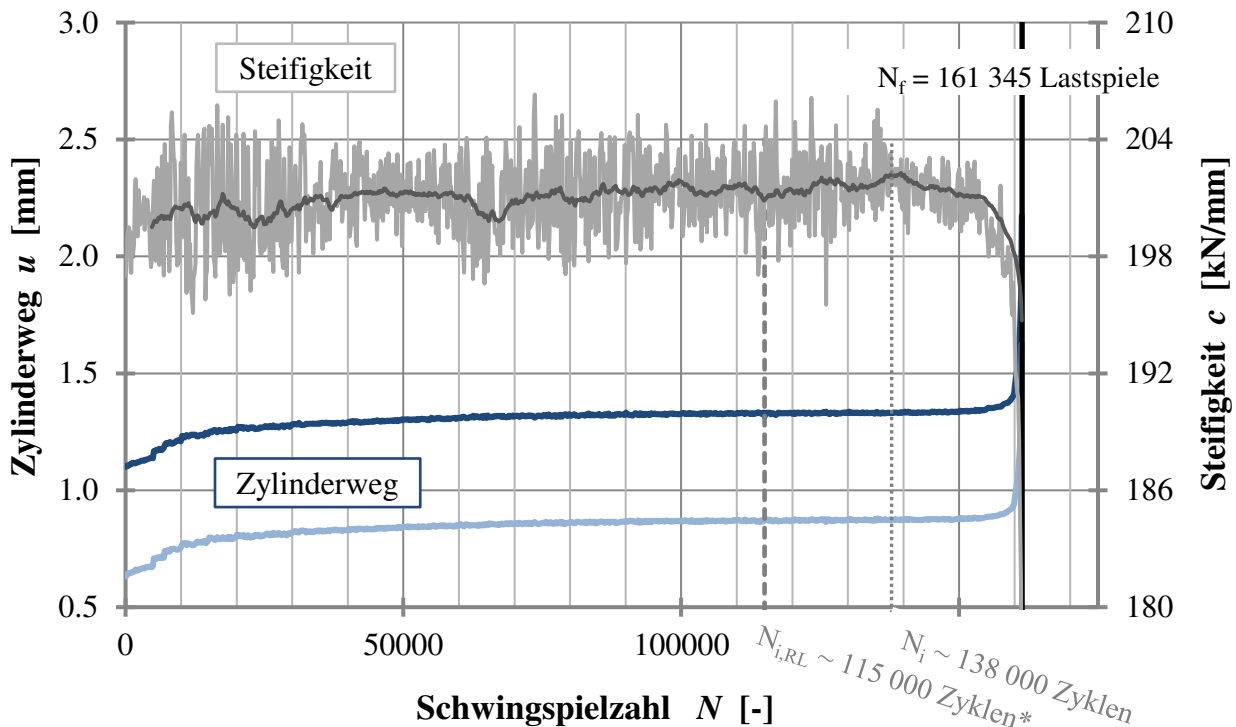


Abb. 6-7. Schematische Darstellung des Steifigkeitsverlustes über die Stadien des Schädigungsfortschrittes nach Schmidt und Tölle (2009)<sup>143</sup>

#### Steifigkeitsverlauf für Proben mit Anriss am Nahtübergang

Exemplarisch für die durchgeführten Versuche sind Prüfweg und Steifigkeit in Abb. 6-8 für den Versuch MSG-Laser-X70-13,2.164-29 dokumentiert. Diese Probe wurde im Blocklastversuch gemäß Kapitel 6.2.2 geprüft. Für die Auswertung wurden nur die Belastungszyklen berücksichtigt. Ebenso wie die hydraulisch geregelte Prüfkraft  $\Delta F_{IST}$  während der Versuchsdurchführung leicht vom Sollwert der Prüfkraft  $\Delta F_{SOLL}$  abweicht, variiert auch der gemessene Zylinderweg. Die hieraus errechnete Steifigkeit streut daher ebenfalls, was die Auswertung dieser Kenngröße erschwert. Daher wurde zusätzlich der gleitende Mittelwert (Fensterweite von 10 Werten) gebildet, um den Verlauf zu glätten. Wird nun als Kriterium ein kontinuierlicher Abfall der Steifigkeit  $c$  angesetzt, konnte dieser bei einer Schwingspielzahl  $N_i$  von etwa 138 000 Lastzyklen beobachtet werden. Abgeleitet aus den Rastlinien, besaß der Riss zu diesem Zeitpunkt bereits eine Tiefe  $a$  von etwa 2 mm.

<sup>143</sup> Schmidt und Tölle (2009), S. 17

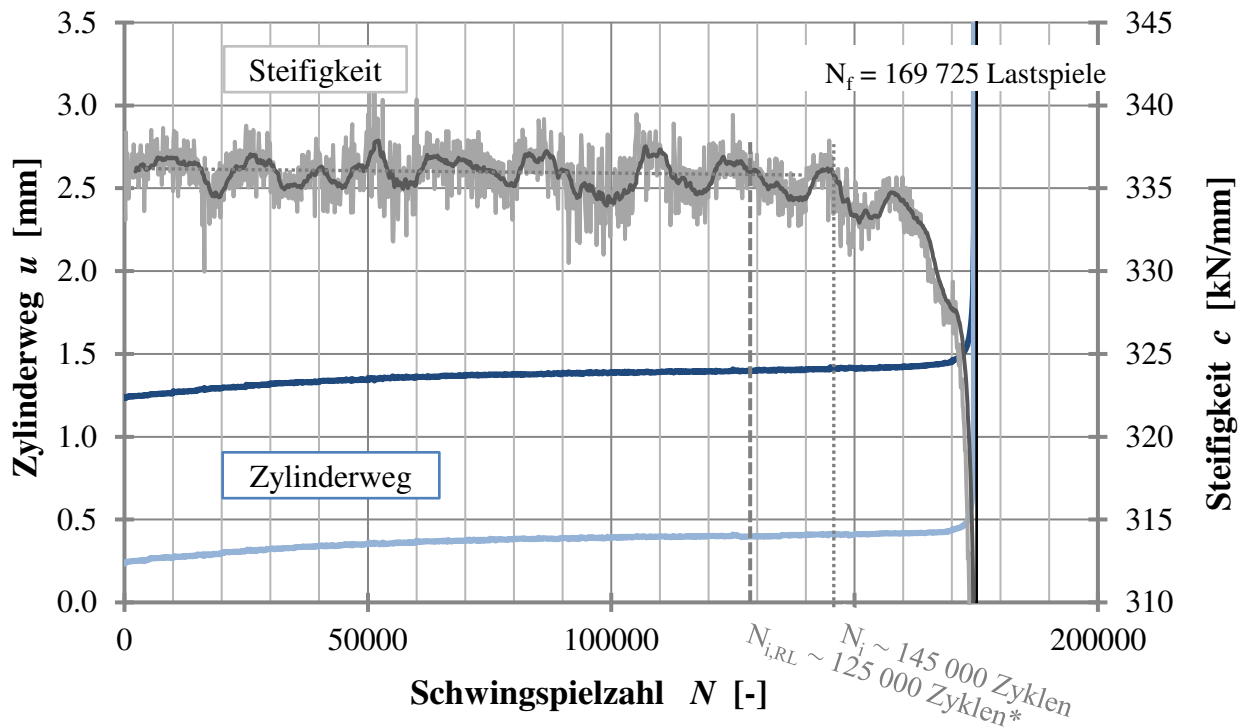


\*detektierte Anrisschwingspielzahl  $N_{i,RL}$  aus Blocklastversuch Kapitel 6.2.2

Abb. 6-8. Beispielhafte Auswertung der Zylinderwege und Steifigkeit aus dem Ermüdungsversuch; MSG-Laser-X70-13,2.164-29,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 280 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 161\,345$  Lastzyklen

Proben, die vom Nahtübergang ausgehend versagten, zeigten durchgehend einen sehr späten Abfall der Steifigkeit. Die Sensitivität dieser Kenngröße als Indikator für einen Anriss ist daher zu gering. Die globale Steifigkeit ändert sich durch die Möglichkeit zur Spannungsumlagerung im Verlauf des Versuches nur wenig. Wie beispielhaft auch in Abb. 6-9 für Probe NVEBW+UP-S690-30.94-4 dargestellt, traf dies insbesondere auf Proben großer Blechdicke zu, bei denen sich auch bei fortschreitender Schädigung die Steifigkeit bis zum kompletten Durchriss der Probe nahezu nicht veränderte.

Die Sensitivität der Systemsteifigkeit als Indikator für einen Anriss der Probe ist zu gering und daher für diese Fragestellung ungeeignet. In Kapitel 6.2.4 wird darüber hinaus das optische Messsystem ARAMIS® eingesetzt, um lokale Verformungen auf der Probenoberfläche zu erfassen und zu beurteilen.



\*detektierte Anrisschwingspielzahl  $N_{i,RL}$  aus Blocklastversuch Kapitel 6.2.2

Abb. 6-9. Beispielhafte Auswertung der Zylinderwege und Steifigkeit aus Ermüdungsversuch NVEBW+UP-S690-30.94-4,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 225 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 169\,725$  Lastzyklen

#### Steifigkeitsverlauf für Proben mit inneren Unregelmäßigkeiten

Dennoch kann der Verlauf der Steifigkeit genutzt werden, um Unterschiede im Ermüdungsverhalten zu charakterisieren. Für Versuche, bei denen die Probe vom Nahtübergang aus versagte, sind die Verläufe sehr ähnlich und gleichen dem oben beschriebenen und in Abb. 6-7 dargestellten schematischen Verlauf. Für Proben hingegen, bei denen sich durch innere Nahtunregelmäßigkeiten die Rissinitiation ins Schweißnahtinnere verlagerte, und das Versagen scheinbar ohne Vorankündigung auftrat, variiert der Steifigkeitsverlauf über die Versuchsdauer und kann in Kombination mit der Bruchfläche zusätzliche Hinweise zum Ermüdungsverhalten liefern.

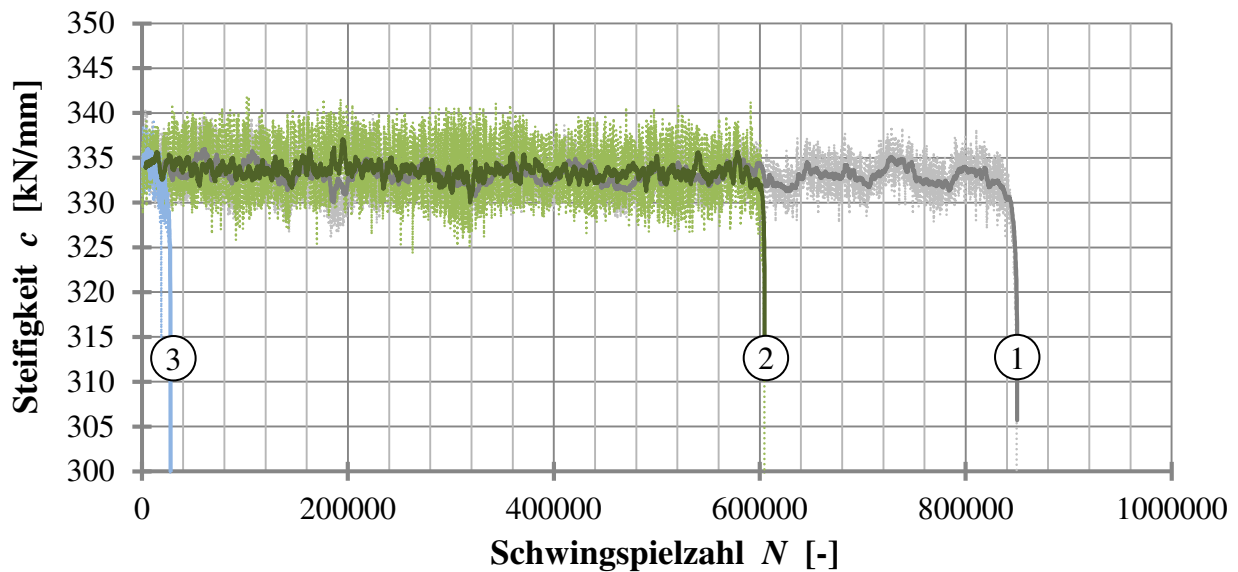


Abb. 6-10. Vergleich des Steifigkeitsverlaufs während des Ermüdungsversuchs jeweils für eine Probe ohne (1), mit geringer (2) und starker Vorschädigung (3), Lastniveau  $\Delta\sigma = 275 \text{ N/mm}^2$

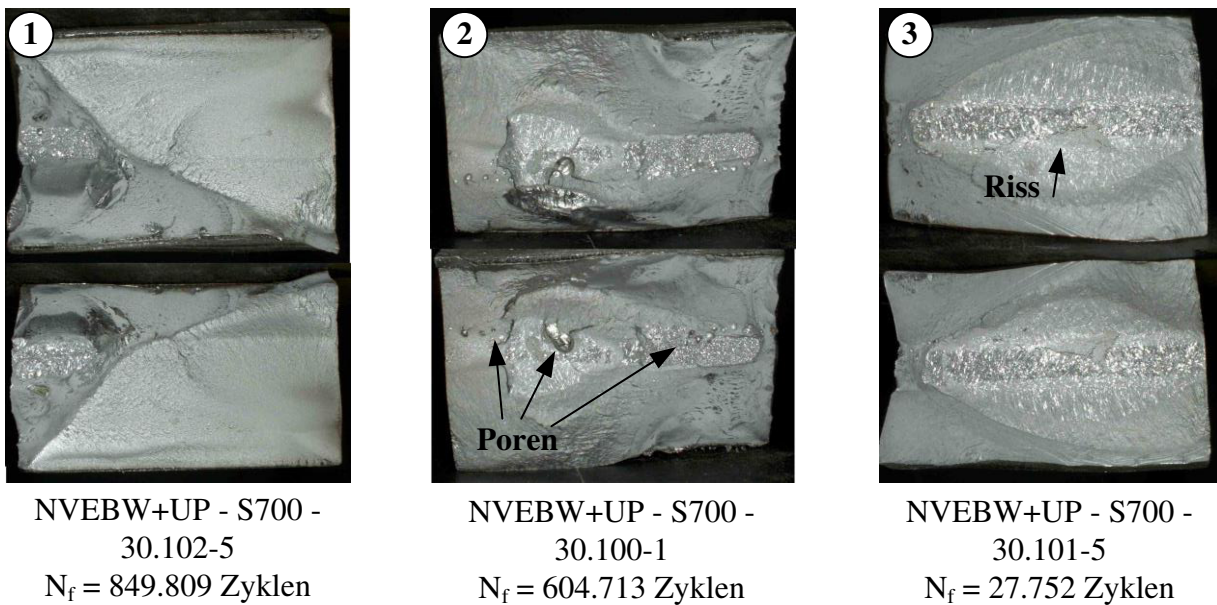


Abb. 6-11. Zugehörige Bruchflächen der Proben der Serie 6 ohne (1), mit geringer (2) und starker Vorschädigung (3)

Gerade für sehr stark vorgeschädigte Proben geht der Steifigkeitsverlauf, wie in Abb. 6-10 (3) dargestellt, direkt in einen stark abfallenden Ast über. Die zugehörige Bruchfläche (Abb. 6-11, (3)) weist sowohl Risse in als auch aus der Bruchebene heraus

auf, die direkt zum Ausgangspunkt für den Schädigungsfortschritt wurden. Im mittleren Querschnittsbereich ist der Rissfortschritt geprägt durch das stark stängelige und grobe Gefüge der mit dem Elektronenstrahl geschweißten Lage. Der Riss schritt schnell voran, die Steifigkeit nahm rapide ab. Auch die Bruchfläche der zweiten dargestellten Probe öffnet den Blick auf zahlreiche, zum Teil auch sehr große Poren. Dennoch ist die Bruchschwingungszahl mit etwa 605 000 Zyklen deutlich höher. Zu erkennen ist auch, dass der versagenskritische Riss nicht von diesen Poren ausging und fortschritt, sondern wiederum an einem kleineren Riss in der Bruchebene begann. Die zahlreichen Poren wirkten daraufhin zwar wie eine Perforation und beschleunigten den Rissfortschritt, waren aber für die Lebensdauer deutlich unkritischer als rissartige Defekte. Wie das Erscheinungsbild des Restbruches aussah, ist abhängig davon, ob die Bruchebene im Grundmaterial oder auch durch Bereiche des Schweißgutes verlief. Für die erstgenannte Variante erfolgte er überwiegend duktil. Für die Zweitgenannte führte das grobe Gussgefüge des Schweißgutes zu einem verformungsarmen, spröden Bruch, der durch eine glitzernde Bruchoberfläche gekennzeichnet war.

#### **6.2.4 Lokale Dehnungsmessungen**

Die lokale Beobachtung der Dehnung in der Nähe des Nahtüberganges über die Versuchslaufzeit hat sich als wirksam herausgestellt, um den Anriss einer Probe zu quantifizieren, u. a. in Schmidt und Tölle (2009), Störzel et al. (2012) oder Walther (2007).

##### *Messungen mit dem optischen Messsystem ARAMIS*

In ausgewählten Versuchen wurde die Verformung berührungslos über das optische 3D-Messsystem ARAMIS® der Firma GOM mbH erfasst. Mit der ebenfalls zum System gehörenden Software können Verformungen an realen Bauteilen flächenhaft analysiert und berechnet werden. Auf die Oberfläche der Probe wurde ein zufälliges Grauwertmuster mit gutem Kontrast aufgetragen, das sich zusammen mit dem Objekt verformt. Als Grundierung wurde für diese Versuche weißer Acryllack gewählt. Dieser Lack blieb über die gesamte Versuchsdauer gut haften und intakt. Eine Auswertung bis zum Versuchsende war möglich. Die Zähigkeit des Lackes führte dazu, dass bei Rissen weiterhin eine Dehnungsberechnung erfolgen konnte, da kleine Spalte vom Lack noch überbrückt wurden. Die Risse zeigten sich jedoch in der Auswertung als deutlicher Anstieg der Dehnungen.



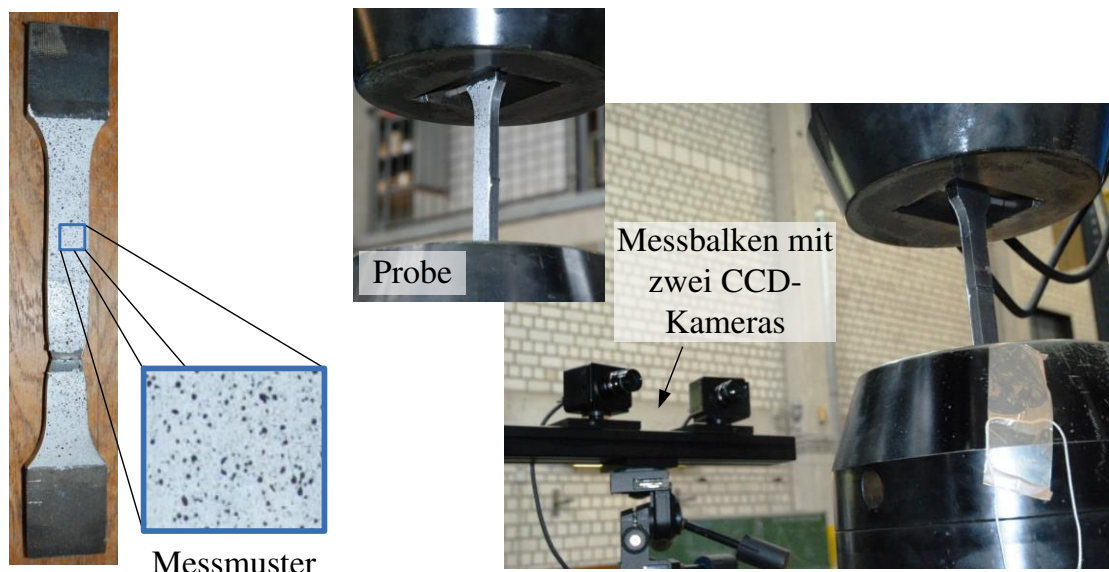


Abb. 6-12. Begleitende Messungen mit dem 3D-Verformungsmesssystem ARAMIS während eines statischen Zugversuchs; links: bereits geprüfte Probe mit stochastischem Messmuster; rechts: Messaufbau im Prüfstand

Während des Versuchs wurde die Verformung der Probenoberfläche von zwei CCD-Kameras erfasst. Diese Stereoaufnahmen werden zunächst in quadratische Bildausschnitte, sogenannte Facetten, zerlegt, deren Verzerrung anhand des aufgetragenen Musters ermittelt und dann mit Hilfe der Software ausgewertet wurde. Hieraus folgen als Ergebnis die 3D-Kontur des untersuchten Objektes, die Verschiebung sowie der ebene Verzerrungstensor. Für weiterführende Informationen wird auf das Handbuch des Messsystems, ARAMIS v6 (2007), verwiesen. Eine Probe mit stochastisch aufgetragenem Muster und der Prüfaufbau mit Anordnung der Kameras sind exemplarisch für die Begleitung eines statischen Zugversuchs in Abb. 6-12 dargestellt.

Da die Konfiguration des vorliegenden Systems eine kontinuierliche Messung während des Schwingversuchs aufgrund seiner Begrenzung in der Messfrequenz nicht zuließ, wurde die sinusförmige Beanspruchung für eine gewisse Zeitdauer, i. d. R. für 150 s, unterbrochen. In dieser Pause wurde die Belastung statisch auf der jeweiligen Oberlast  $F_o$  gehalten und währenddessen die Probenoberfläche mit ARAMIS erfasst. Wie in Abb. 6-13 dargestellt, ist die Laststeuerung der Blocklastversuche aus Abschnitt 6.2.2, die zusätzlich mit dem optischen Messsystem analysiert wurden, um eine Pause ergänzt.



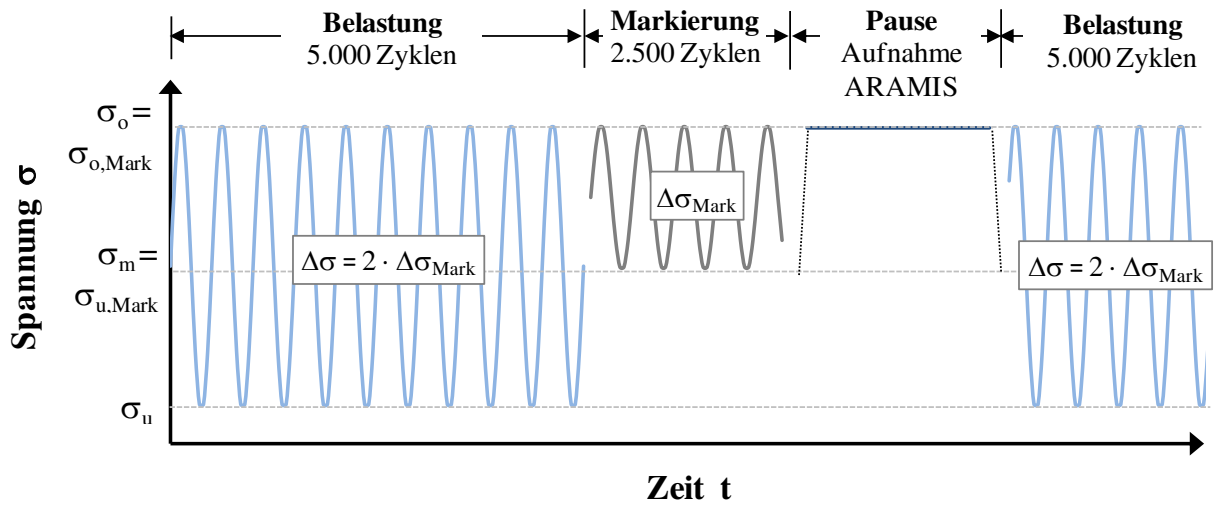


Abb. 6-13. Schematische Darstellung der Laststeuerung bei den durchgeführten Blocklastversuchen mit Unterbrechung für Aufnahme mit ARAMIS

Über die zugehörige Software können die Messdaten auf vielfältige Art und Weise ausgewertet und aufbereitet werden. Dabei ist sowohl eine punktuelle als auch flächige Darstellung der Messergebnisse möglich. Veränderungen im Verformungsverhalten durch eine fortschreitende Schädigung können damit beobachtet werden. Da der Nahtbereich sehr lokal betrachtet werden kann, ist frühzeitig eine Veränderung von Verformungen und Dehnungen erkennbar.

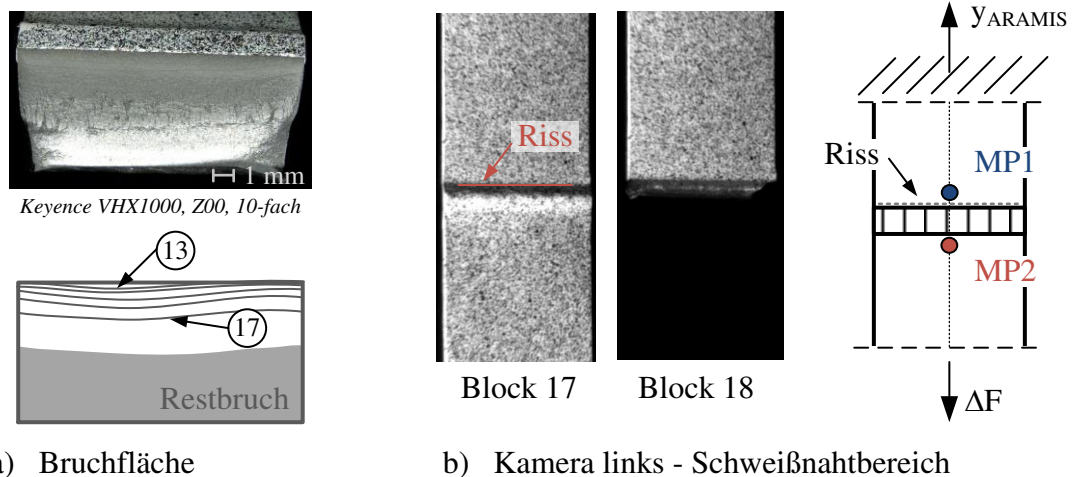


Abb. 6-14. Darstellung der Bruchfläche sowie Aufnahmen der linken Kamera mit Darstellung der Punkte für die Auswertung

Abb. 6-14 zeigt zwei für die Probe MSG-Laser-X70-13,2.138-16 frei gewählte Punkte in Probenmitte im Kerbbereich der Schweißnaht. Für diese Punkte sind in Abb. 6-15 Weg und Dehnung ausgewertet. Die jeweiligen Verformungen über die Versuchszeit lassen dabei ein Öffnen des Risses erkennen. Da der Prüfzylinder in diesem Prüfstand (siehe auch Abb. 4-9 b)) unten angeordnet war, wird auch die Probe von unten belastet. Das Koordinatensystem in ARAMIS war nach oben gerichtet positiv orientiert. Dies erklärt die negativen Vorzeichen der Wegaufzeichnung. Bei Rissöffnung nahm der Weg für den Messpunkt *MP2* in negativer Richtung weiter zu, wohingegen er für den Messpunkt *MP1* durch die Entspannung leicht abnahm. Die lokalen Dehnungen in Belastungsrichtung stiegen besonders für die Kerbseite deutlich an, auf der der spätere Abriss erfolgte.

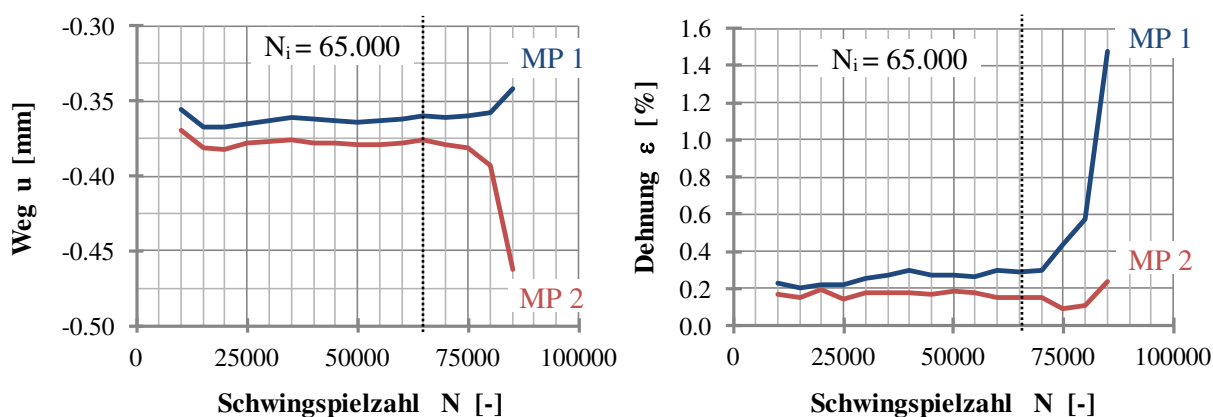


Abb. 6-15. Lokale Auswertung der Verformungen und Dehnungen in Hauptbeanspruchungsrichtung im Bereich der Schweißnaht für den Versuch MSG-Laser-X70-13,2.138-16,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 87\,762$  Schwingspiele

Abb. 6-16 und Abb. 6-17 zeigen die Verformungen und Dehnungen in Belastungsrichtung auf der Probenoberfläche für die Proben MSG-Laser-X70-13,2.138-16 und MSG-Laser-X70-13,2.137-15. Deutlich ist eine Zunahme der Dehnungen im Kerbbereich erkennbar. Die Auswertung der mit ARAMIS beobachteten Versuche wird in nachfolgender Tabelle auch im Vergleich zur Auswertung der Rastlinien aus Kapitel 6.2.2 zusammengefasst.

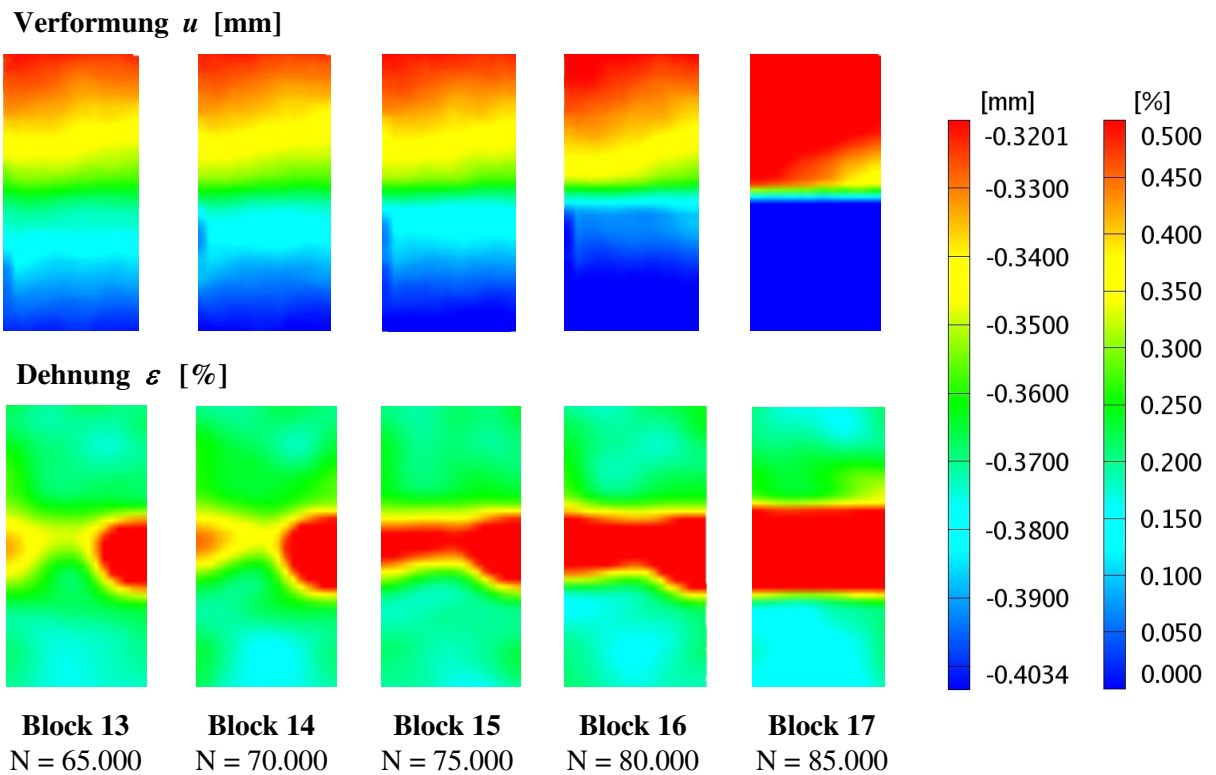


Abb. 6-16. Auswertung der Verformungen und Dehnungen in Hauptbeanspruchungsrichtung für den Versuch MSG-Laser-X70-13,2.138-16,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 87\,762$  Schwingspiele

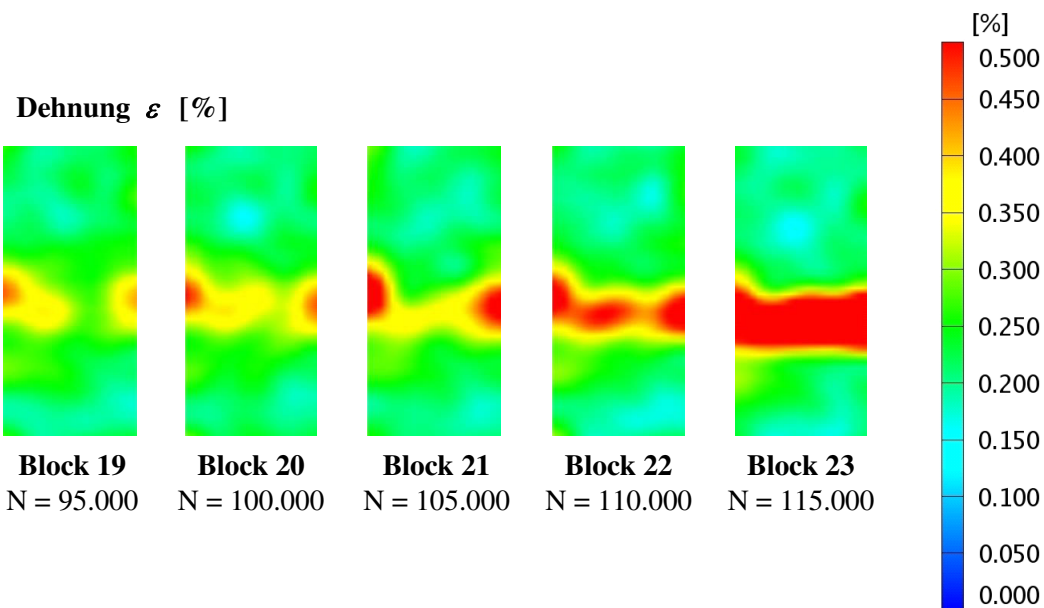


Abb. 6-17. Auswertung der Verformungen und Dehnungen in Hauptbeanspruchungsrichtung für Versuch MSG-Laser-X70-13,2.137-15,  $R = 0,1$ ,  $\Delta\sigma = 280 \text{ N/mm}^2$ ,  $N_f = 120\,307$  Schwingspiele

Tab. 6-2: Vergleich der Anrisschwingspielzahlen  $N_i$  mit ARAMIS und anhand der Rastlinien

Probe	R	$\Delta\sigma$	$N_f$	$a_{i, RL}$	$N_{i, RL}$	$N_{i, ARAMIS}$
	[-]	[N/mm <sup>2</sup> ]	[-]	[mm]	[-]	[-]
MSG-Laser-S690-15.67-1	0,1	300	250 615	1,1	190 000	210 000
MSG-Laser-X70-13,2.137-15	0,1	280	120 307	0,8	95 000	95 000
MSG-Laser-X70-13,2.138-16	0,1	300	87 762	1,0	70 000	65 000
MSG-Laser-X70-13,2.164-29	0,1	280	161 345	0,8	115 000	110 000
MSG-Laser-X70-13,2.165-38	0,1	280	148 890	1,1	125 000	125 000

Beide Auswertungen liefern nahezu identische Anrisslebensdauern, deren Anteil an der Gesamtlebensdauer erneut bestätigt werden kann. Die Zweckmäßigkeit der Methode zur Anrissdetektion konnte aufgezeigt werden. Eine Einordnung der ermittelten Anrisstiefe ist damit möglich. Auch für Probekörper, bei denen der Anriss im Innern oder auf der Seite erfolgt, die nicht durch ARAMIS beobachtet wird, kann über die Messmethode eine Veränderung des Verformungsverhaltens festgestellt werden. Allerdings reagieren sowohl Wege als auch Dehnungen weniger sensitiv auf Veränderungen, wenn die Probe durch das Fortschreiten eines Ermüdungsrissses geschädigt wird, der nicht direkt an der mit ARAMIS beobachteten Oberfläche liegt. Dies wird an der Auswertung des Versuchs MSG-Laser-S690-15.67-1 deutlich. Diese Probe versagte ausgehend von der laserdominierten Wurzelseite, wohingegen die Probenseite mit der lichtbogendominierten Nahtoberfläche beobachtet wurde.

#### Messungen mittels Dehnungsmessstreifen (DMS)

Um den Dehnungsverlauf über die Dauer des Schwingversuchs zu dokumentieren, wurden in ausgewählten Versuchen neun DMS in einem Raster von drei auf drei mit Abständen von etwa 3,5 bis 45 mm vom Nahtübergang gemäß Abb. 6-18 auf der Probe appliziert. Der gemessene Dehnungswert eines DMS stellt einen über die Messgitterlänge interpolierten Wert dar. Um diesen möglichst punktuell zu bestimmen, wurden DMS mit kürzerer Messgitterlänge von 3 mm verwendet. Aufgrund der eindeutigen Belastungssituation - die Proben wurden im Vorfeld gerichtet und rein axial belastet - wurden die Dehnungen ausschließlich in Hauptbeanspruchungsrichtung gemessen. Die DMS wurden als Halbbrücke mit einem DMS zur Temperaturkompensation verschaltet. Messtechnisch betrachtet, handelt es sich weiterhin um eine Viertelbrückenschaltung.

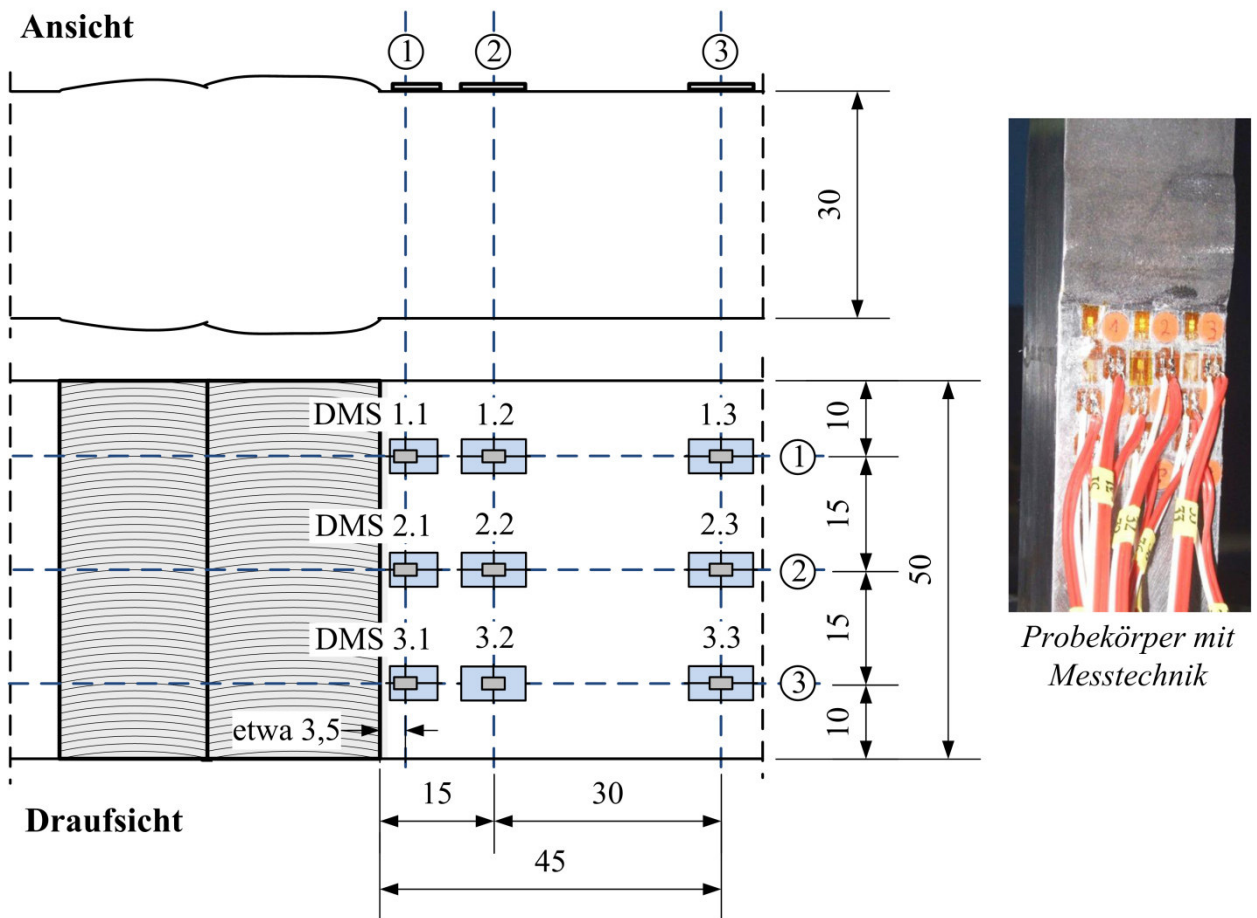


Abb. 6-18. Anordnung der DMS auf der Probe

Vor Versuchsbeginn im unbelasteten Zustand des Prüfkörpers wurde ein Nullabgleich der Messwerte durchgeführt. Der Einspannvorgang wurde ebenfalls mit aufgezeichnet und blieb als Offset der Messung während der Versuchsdurchführung erhalten. Vor dem Beginn des Schwingversuchs wurden die untersuchten Prüfkörper zunächst statisch auf mehreren Stufen vorbelastet.

Für die statische Belastung sind in Tab. 6-3 die Dehnungswerte jeweils gemittelt für die drei DMS mit gleichem Abstand aufgeführt. Wie erwartet, nehmen die Dehnungen und damit auch die Spannungen zum Nahtübergang hin geringfügig zu. Aus den ermittelten Dehnungen mit Abstand  $x = 0,5 \cdot t$  und  $1,5 \cdot t$  wird außerdem der Spannungskonzentrationsfaktor (SCF) auf Basis des Strukturspannungskonzeptes berechnet. Weiterhin wird die Spannungserhöhung  $K_{t,DMS,x,l}$  gegenüber der Nennspannung am DMS mit geringstem Abstand zum Nahtübergang ermittelt. Die errechneten Werte variieren kaum, da die Maximalspannungen im elastischen Bereich bleiben. Nach dem Kerbfallkatalog der

DIN EN 1993-1-9 ist diese querbeanspruchte, beidseitig geschweißte Verbindung als Kerbfall 90<sup>144</sup> gemäß Nennspannungskonzept und Kerbfall 100<sup>145</sup> gemäß Strukturspannungskonzept einzustufen. Dies bedeutet, dass im Kerbfall 90 des Nennspannungskonzeptes, planmäßig Verbindungen mit einem SCF von 1,11 berücksichtigt werden. Dies deckt sich mit den Messungen an der Probe UP-S355-30.3-18. Dagegen ist die Spannungskonzentration der Probe UP-S355-30.2-6 geringer. Die SCF und auch der Erhöhungsfaktor  $K_{t,DMSx,1}$  sind geringer. Dies deutet bei gleicher Belastung auf eine höhere erreichbare Bruchschwingspielzahl hin.

Tab. 6-3: Dehnungen und errechnete Spannungen bei statischer Vorbelastung der Proben UP-S355-30.3-18 (bezeichnet mit (1)) und UP-S355-30.2-6 (bezeichnet mit (2))

	$F_{\text{Prüf}}$	$\sigma_{\text{nenn}}$	$\varepsilon_{\text{DMS } x.1}$	$\varepsilon_{\text{DMS } x.2}$	$\varepsilon_{\text{DMS } x.3}$	$\sigma_{\text{DMS } x.1}$	$\sigma_{\text{DMS } x.2}$	$\sigma_{\text{DMS } x.3}$	SCF	$K_{t,DMSx,1}$
	[kN]	[N/mm <sup>2</sup> ]	x = 3,5 mm [%]	x = 15 mm [%]	x = 45 mm [%]	x = 3,5 mm [N/mm <sup>2</sup> ]	x = 15 mm [N/mm <sup>2</sup> ]	x = 45 mm [N/mm <sup>2</sup> ]		
1	100	65,3	0,038	0,034	0,033	80,4	72,2	68,9	1,12	1,23
	200	133,3	0,077	0,069	0,066	161,1	144,7	137,6	1,11	1,21
	300	200,0	0,115	0,103	0,098	240,9	216,3	206,0	1,11	1,20
	400	266,9	0,153	0,137	0,131	320,5	287,9	274,5	1,10	1,20
2	100	65,3	0,036	0,033	0,033	76,3	69,8	68,6	1,06	1,15
	200	133,3	0,073	0,066	0,065	152,8	139,6	137,4	1,06	1,15
	300	200,0	0,109	0,100	0,098	228,7	209,5	205,8	1,06	1,14
	400	266,9	0,145	0,133	0,131	304,6	279,4	274,1	1,06	1,14

Die Ergebnisse der Schwingversuche in Tab. 6-4 bestätigen dies. Gemäß Tab. 6-4 versagte die Probe UP-S355-30.3-18 im Versuch bei einer Bruchlebensdauer von  $N_f = 92\ 100$  Schwingspielen und somit deutlich früher als die Probe UP-S355-30.2-6, die erst nach 227 340 Lastzyklen brach. Die numerisch ermittelten Kerbformzahlen  $K_t$  sind im Mittel für diese Probe deutlich höher. DMS-Messung und entsprechend Kapitel 5.3 ausgewertete Kerbformzahlen liefern konsistente Ergebnisse. Die maßgeblichen Dehnungen steigen jedoch in der Kerbe nochmals deutlich an und können nur abgemindert durch die DMS erfasst werden. Der kleinstmögliche Abstand zum Nahtübergang,

<sup>144</sup> DIN EN 1993-1-9, Tabelle 8.3

<sup>145</sup> DIN EN 1993-1-9, Tabelle B.1

um einen DMS zu applizieren, ist für eine Bestimmung der Kerbdehnungen immer noch zu groß.

Tab. 6-4: Ergebnisse der Schwingversuche

Proben-Nr. [-]	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\sigma_{\max}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	R [-]	$K_t$	$N_f$ [-]	$N_{i, DMS}$ [-]
UP-S355-30.2-6	300	333,3	0,1	1,7	227 340	165 000
UP-S355-30.3-18	300	333,3	0,1	2,1	91 630	50 000

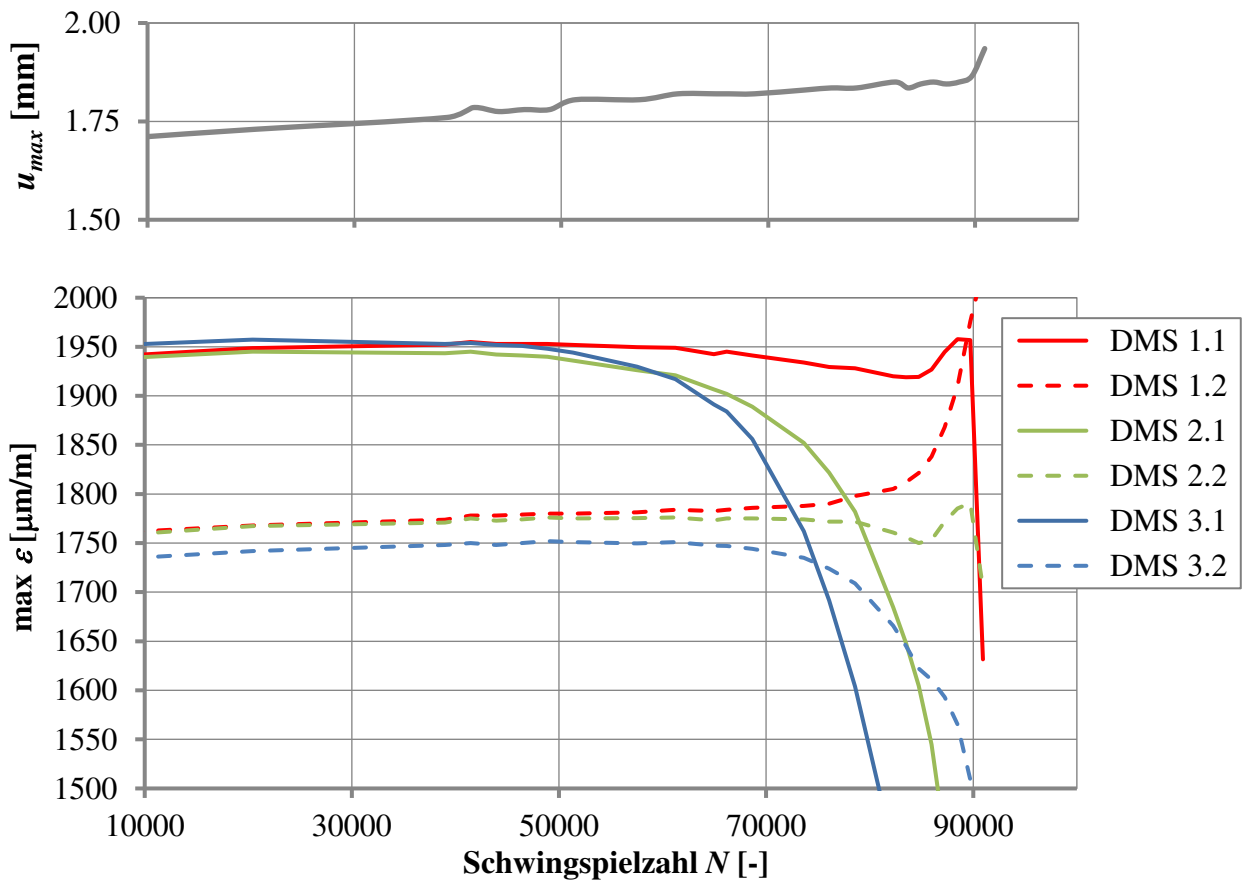
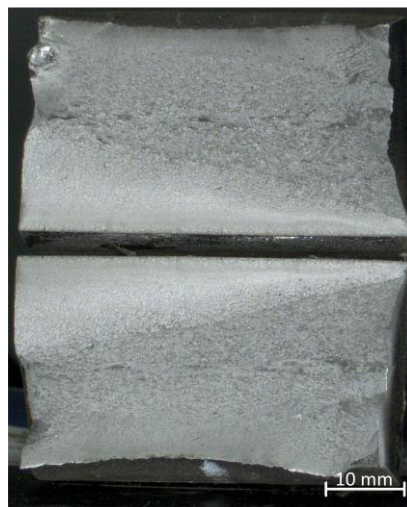


Abb. 6-19. Aufgezeichnete Dehnungen während des Schwingversuchs UP - S355 - 30.3-18

Abb. 6-19 fasst die aufgezeichneten Dehnungen der neun applizierten DMS aus Versuch UP-S355-30.3-18 in einem Diagramm über die Schwingspielzahl zusammen. Bis zu einer Schwingspielzahl  $N$  von etwa 50 000 nahmen Dehnungen wie auch Prüfweg  $u$  leicht zu. Danach fielen die Dehnungen der DMS mit geringster Entfernung zum Nahtübergang ab. Mit zunehmender Versuchsdauer war dies auch für DMS weiter entfernt zu



beobachten, insbesondere für die DMS 3.2 und 3.3 am Rand der Probe. Der Riss schien damit in direkter Umgebung des DMS eingeleitet worden zu sein. Die Dehnungen lagerten sich um und nahmen für die DMS 1.2 und 1.3, appliziert am gegenüberliegenden Rand, bis zum Bruch der Probe zu. Diese Beobachtung spiegelt sich auch auf der Bruchfläche der Probe, dargestellt in Abb. 6-20, wider. Sie zeigt deutlich einen einseitig ausgeprägten Bereich des Rissfortschritts, wohingegen auf der gegenüberliegenden Seite der Restbruchanteil deutlich überwiegt.



Keyence VHX1000, Z00, 5-fach

Abb. 6-20. Zugehörige Bruchfläche der Probe UP - S355 - 30.3-18

### 6.2.5 Zusammenfassung der Ergebnisse

Die Begleituntersuchungen zeigten, dass die Rissinitiierungsphase einen maßgeblichen Anteil an der Gesamtlebensdauer besitzt und in keinem Fall zu vernachlässigen ist. Eine theoretische Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit, bestehend aus der Anrisslebensdauer auf Grundlage des Kerbdehnungskonzeptes sowie der daran anschließenden Phase des Rissfortschritts über das bruchmechanische Rissfortschrittskonzept ist damit zweckmäßig. Für Proben mit einer Blechdicke von  $t = 13,2$  mm macht die Rissfortschrittsphase etwa 25 % der Gesamtlebensdauer aus, bei Proben mit  $t = 30$  mm etwa 30 %, wobei das Beanspruchungsniveau im oberen Zeitfestigkeitsbereich liegt. Die detektierbare Anrisstiefe  $a_i$  variiert für Schweißproben mit  $t = 13,2$  mm zwischen 0,8 und 1,1 mm. Für Proben mit einer Blechdicke von  $t = 30$  mm sind größere Anrisstiefen zwischen 1,1 und 2,3 mm feststellbar.



Die Bruchflächen mit Rastlinien von Proben aus dem Blocklastversuch liefern besonders viele Informationen über den Schädigungsverlauf. Eine alleinige Betrachtung der Prüfgrößen Kraft und Weg sind wenig sensitiv, um die Schädigungsphasen zu identifizieren. Dehnungsmessungen sowohl per Dehnungsmessstreifen als auch optisch mittels ARAMIS sind hierzu deutlich besser geeignet, da mit ihnen lokale Veränderung im Bereich der Risseinleitung erfasst und bewertet werden können.

### **6.3 Besonderheiten bei der Anwendung des Zwei-Phasenmodells auf Schweißverbindungen**

#### **6.3.1 Diskussion zur Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes auf Schweißverbindungen**

Zur Bestimmung der Anrisslebensdauer  $N_i$  gekerbter metallischer Bauteile hat sich die Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes bewährt. Die Übertragung auf Schweißverbindungen schien zunächst nicht sinnvoll, da die Lebensdauer dieser Verbindungsart maßgeblich durch die Rissfortschrittphase geprägt schien. Es wurde davon ausgegangen, dass Schweißungen per se rissähnliche Defekte aufweisen, die zeitnah zu einem Übergang in die Rissfortschrittsphase führen. Wie zahlreiche Versuche, u. a. von Heuler und Seeger (1983) belegen, ist diese Annahme in vielen Fällen wenig realistisch und führt zu einer sehr konservativen Lebensdauerabschätzung.

Die Untersuchungen von Materialwissenschaftlern zu der Bedeutung des Mikrorisswachstums, die u. a. von Krupp (2004) zusammengefasst wurden, zeigen, dass die Phase des Mikrorisswachstums einen wesentlichen Teil der Lebensdauer ausmacht. Nach Krupp wird der Phase der Rissbildung und des Mikrorisswachstums für metallische Werkstoffe bis zu 90 % der Lebensdauer zugeschrieben.<sup>146</sup> Diese Verhältnisse sind nicht direkt auf Schweißverbindungen übertragbar, da Schweißen naturgemäß eine erhebliche lokale Beeinflussung der Werkstoffeigenschaften und des Spannungszustandes bedeutet. Es kann davon ausgegangen werden, dass selbst qualitativ hochwertig ausgeführte Schweißverbindungen, die mit den üblichen zerstörungsfreien Prüfmethoden für fehlerfrei befunden wurden, vielfach Defekte im Mikrorissbereich aufweisen, die nicht nachgewiesen und damit nicht ohne Weiteres quantifizierbar sind. Wurden Mikrorisse bei der Bewertung der Schweißnahtqualität bis etwa 2014 vernachlässigt, sind sie nach

---

<sup>146</sup> Krupp (2004), u. a. auf S. 99

aktueller Normung in DIN EN 1090-2 zur Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken insbesondere für vergütete Feinkornbaustähle auszuschließen. Mit Fokus auf lichtbogengeschweißte Verbindungen aus vergütetem, höherfestem Feinkornbaustahl S690 bzw. S960 untersuchte Heinze (2014) den Einfluss der Schweißparameter und Nahtabmessungen auf eine mögliche Mikrorissbildung. Im Querschliff detektierte er lichtmikroskopisch Risse mit einer Länge von 20 bis 200  $\mu\text{m}$ . Mit Sicherheit sind Mikrorisse bisher nur zerstörend im Makroschliff im Rahmen einer Schweißverfahrensprüfung feststellbar. Inwieweit diese Risse die Integrität einer Verbindung beeinflussen, ist noch ungeklärt.

### **6.3.2 Diskussion der maßgebenden Länge des technischen Anrisses**

Da der sogenannte technische Anriss den Übergang zwischen beiden Konzepten markiert, kommt ihm eine besondere Bedeutung zu. Wie erläutert, ist er jedoch kein physikalisch zu erklärendes Phänomen. Der Phasenübergang zwischen Mikro- und Langrisswachstum erfolgt fließend. Der Anwender ist daher gezwungen, Anrisslänge bzw. -tiefe zu definieren und stets bei der Darstellung der Ergebnisse anzugeben.

Die Frage, welche Rissabmessungen den technischen Anriss festlegen, ist zu diskutieren. Nach Gudehus und Zenner (1999) wird hierunter ein Riss verstanden, „der mit den betrieblich anwendbaren, üblichen Inspektionsverfahren vor Ort entdeckbar ist.“<sup>147</sup> Dies trifft auf (Oberflächen-)Risse mit einer Länge von 1,0 mm und einer Tiefe von 0,5 mm zu. Anhaltswerte für die Risserkennbarkeit zerstörungsfreier Prüfverfahren sind auch in der Richtlinie des Forschungskuratoriums Maschinenbau (FKM) „Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis“ zusammengefasst. Dort wird für visuell erkennbare Risse eine Länge an der Oberfläche von 2 mm genannt. Für weiterführende zerstörungsfreie Prüfverfahren wie Magnetpulver-, Farbeindring-, Potentialsonden- oder Wirbelstromprüfung variiert die Risserkennbarkeit zwischen 1,0 und 2,0 mm bei einer Risstiefe von 0,1 bis 0,5 mm.<sup>148</sup>

Eine einheitliche Definition ist damit schwierig, sodass auch Lawrence, Sonsino und Seeger, die das Kerbdehnungskonzept maßgeblich entwickelt und geprägt haben, den Anriss für ihre Konzeptvarianten gemäß Tab. 6-5 unterschiedlich definieren. Baumgartner (2014) ergänzt diese Auflistung in seiner Dissertation um Annahmen weiterer Autoren. Gemäß seinem Literaturstudium variiert sie bei unterschiedlichen Autoren

---

<sup>147</sup> Zitat aus Gudehus und Zenner (1999), S. 1.2

<sup>148</sup> FKM-Richtlinie (2001), S. 24, Tab. 2.1-1

zwischen 0,1 und 0,5 mm. Sie setzen im Zwei-Phasenmodell eine sehr kurze Anrisstiefe von  $a_i = 0,1$  mm an. Diese Risstiefe ist damit deutlich geringer als die gängige Definition des technischen Anrisses. Diese Annahme, die gleichzeitig als Eingangsparameter für das Rissfortschrittsverfahren fungiert, ist zu hinterfragen. In der FKM-Richtlinie zum bruchmechanischen Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile wird das zyklische Langrisswachstum als Funktion des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors  $\Delta K$  für Risse mit einer Tiefe  $> 0,5$  mm betrachtet. Ab dieser Länge sind Risse laut Richtlinie den Makrorissen zuzuordnen. Wird der Schwingweite des Spannungsintensitätsfaktors für kleinere Risslängen angewendet, kann dies zu einer Überschätzung der Lebensdauer führen. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit von Mikrorissen ist in der Regel höher als die Makrorissgeschwindigkeit, wodurch nicht konservative Ergebnisse zu erwarten sind.<sup>149</sup>

Tab. 6-5: Annahmen für die Anrisstiefe  $a_i$  aus den Konzeptvarianten

	Autor	Anrisstiefe $a_i$
1	Lawrence und Mitarbeiter	0,25 mm*
2	Seeger und Mitarbeiter	1,0 mm
3	Sonsino	0,5 – 1,0 mm

\*in späterer Variante verringert auf 0,1 mm, allerdings mit Berücksichtigung einer Phase des Kurzrisswachstums

Baumgartner untersuchte den Einfluss von Schweißeigenstressungen und Größeneffekten auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen. Sein Untersuchungsgegenstand waren nichttragende Längssteifen aus dem Werkstoff S460NL. Wird der Übergang von Mikro- zu Makrorisswachstum von den Autoren üblicherweise als technischer Anriss bezeichnet, benennt Baumgartner diesen abweichend als Übergangsrisslänge  $a_t$ . Für seine Berechnungen wählte er eine maßgebliche Anrisstiefe von  $a_i = 0,5$  mm, die gleichzeitig als Anfangsrisstiefe in das Rissfortschrittskonzept eingeht. Er definierte dies auf Basis zweier Rissstadien, die er während der Schwingversuche an den geschweißten Längssteifen ermittelt hatte. In einer frühen Phase des Versuchs trat ein anfänglicher Riss mit einer Risstiefe nahe der Detektionsgrenze von etwa 0,1 mm auf. Das zweite Rissstadium beschrieb die Risstiefe des fortschreitenden Makrorisses begonnen von etwa 0,5 mm. Die thermographischen Untersuchungen von Weich (2009) an

<sup>149</sup> FKM-Richtlinie (2001), S. 32, Abschnitt 2.3.4.1 und S. 34

Schweißverbindungen im Schwingversuch zeigten ebenfalls, dass schon in einem frühen Stadium des eigentlichen Lebenszyklus eine Schädigungsentwicklung erkennbar ist. Der Makroriss, der letztendlich zum Bruch der Probe führt, wurde von Weich mit einer Risstiefe von 1,0 mm ausgewertet.<sup>150</sup>

### 6.3.3 Rückschlüsse aus Begleituntersuchungen und Literaturstudium für die Entwicklung des Berechnungsmodells

Die Begleituntersuchungen des Abschnitts 0 zeigen einmal mehr, dass die Rissinitiationsphase einen maßgeblichen Anteil an der Gesamtlebensdauer besitzt und in keinem Fall zu vernachlässigen ist. Eine theoretische Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit, bestehend aus der Anrisslebensdauer auf Grundlage des Kerbdehnungskonzeptes sowie der daran anschließenden Phase des Rissfortschritts über das bruchmechanische Rissfortschrittskonzept ist damit zweckmäßig.

Für Schweißverbindungen bleibt festzustellen, dass rissartige Defekte, die einen direkten Übergang in die Rissfortschrittsphase rechtfertigen, für wechselnd beanspruchte Verbindung gemäß den Anforderungen nach DIN EN ISO 5817 für die Bewertungsgruppe B auszuschließen sind. Der Ausgangszustand mit möglicherweise vorhandenen Mikrorissen ist bisher nicht charakterisierbar. Eine kontinuumsmechanische Betrachtung der Anrissphase macht deshalb auch für Schweißverbindungen Sinn, selbst wenn die Lebensdauer bis zur Rissbildung  $N_{nuc}$  hier schon als abgeschlossen betrachtet werden kann.

Der Argumentation aus Abschnitt 6.3.2 folgend, wird als Eingangsparameter für die Rissfortschrittsuntersuchungen eine Anrissstiefe von  $a_i = 0,5$  mm und eine –länge  $c_i = 1,0$  mm gewählt, obwohl im Rahmen der Begleituntersuchungen minimal eine Risstiefe von  $a_i = 0,8$  mm detektiert wurde. Die mikroskopische Bewertung und Vermessung der Rastlinien ist jedoch gerade am Ort der Risseinleitung auch bei starker Vergrößerung schwierig und mit Unsicherheiten verbunden. Daher wird zunächst auf gängige Ansätze aus der Literatur zurückgegriffen. Die Berechnungen erlauben, die Anfangsrissabmessungen zu variieren und ihren Einfluss auf die Gesamtlebensdauer dadurch gezielt zu untersuchen.

---

<sup>150</sup> Weich (2009), S. 238

## 6.4 Umsetzung des Zwei-Phasenmodells

### 6.4.1 Berechnungsablauf

Die Grundlagen und notwendigen Eingangsparameter sowohl für das Kerbdehnungs- als auch für das Rissfortschrittkonzept wurden in den Kapiteln 2.7 und 2.8 beschrieben. Gemeinsam bilden sie das Zwei-Phasenmodell, mit dem der Verlauf der Bruchwöhlerlinie rechnerisch ermittelt werden kann. Beide Konzepte ermöglichen, lokale Eigenschaften wie Festigkeitsvariationen, Geometrie und Eigenspannung in der Abschätzung individuell zu berücksichtigen und damit die Prognosegüte zu beeinflussen. Die Besonderheiten bei der Anwendung auf Schweißverbindungen werden nachfolgend erläutert.

Um die komplexen Berechnungen, die sowohl Iterationen als auch numerische Integrationen beinhalten, möglichst effizient durchführen zu können, wurden die Berechnungsabläufe als Skript im mathematischen Programmsystem MATLAB implementiert. Eingangsparameter können damit leicht parametrisiert und variiert werden. Die Möglichkeit, das Kerbdehnungskonzept, das Rissfortschrittkonzept und die anschließende statistische Auswertung als Funktionen zu implementieren, hilft die Berechnungen zu strukturieren und übersichtlich zu gestalten. Daraufhin wurden verschiedene Literaturbeispiele, z. B. nach den Seminarunterlagen „Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen“ von Vormwald et al. (2013), berechnet, um die Ergebnisse zu verifizieren.

### 6.4.2 Eingangsparameter für das Kerbdehnungskonzept

Da es Ziel dieses Abschnittes ist, die rechnerisch ermittelten Wöhlerlinien anhand der hier durchgeführten Schwingversuche an Kleinproben zu validieren, sind zusätzlich Unterschiede zwischen einer Groß- und Kleinprobe zu betrachten. Schweißnahtspezifische Ansätze aus der Literatur sind im Kapitel 7 bei der Übertragbarkeit der Ergebnisse auf die reale Struktur zu bewerten.

Im Folgenden werden einige Besonderheiten bei der Anwendung des Kerbdehnungskonzeptes auf Schweißverbindungen zusammengefasst. Nach Clormann (1986) sind folgende Punkte zu berücksichtigen:

- (1) Schweißverbindungen weisen eine wechselnde Nahtgeometrie auf, die nur mit einigem Aufwand individuell bestimmbar ist.

- (2) Am Nahtübergang, dem für die Rissinitiierung kritischen Ort, sind die Werkstoffeigenschaften sehr inhomogen. Dabei ist das lokale Formänderungsverhalten geprägt von den vom Grundwerkstoff abweichenden Festigkeitseigenschaften des Schweißzusatzes und der Wärmeeinflusszone.
- (3) Durch die lokale Wärmeeinwirkung während des Schweißvorgangs und das anschließend schnelle Abkühlen können Eigenspannungen entstehen, die mit der äußeren Belastung zu überlagern sind.

#### *Zur variierenden Nahtgeometrie*

In Kapitel 5 wurde mit hohem Aufwand die lokale Nahtgeometrie jedes Prüfkörpers erfasst und ausgewertet. Die Kerbformzahlen und auch die Profile stehen als Eingangswert zur Verfügung, um den Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe sowohl analytisch als auch numerisch individuell zu berechnen. Numerisch kann die Bauteilfließkurve sowohl linear-elastisch als auch elastisch-plastisch berechnet werden.

#### *Zu den inhomogenen Festigkeitseigenschaften*

Der konzentrierte lokale Wärmeeintrag während des Schweißens führt zu hohen Temperaturgradienten zwischen der aufgeschmolzenen Schweißnaht und dem umgebenden, kalten Werkstoff. In der Abkühlphase treten bei un- und niedriglegierten Baustählen Veränderungen im Gefüge des Werkstoffs auf. Die Gitterstruktur wandelt von Austenit in Ferrit um und führt in der Wärmeeinflusszone zu variierenden Festigkeitseigenschaften, die sich vom Grundwerkstoff unterscheiden. Entsprechend variieren die Härtewerte über den Grundwerkstoff, die Wärmeeinflusszone und das Schweißgut. Der Temperatur-Zeit-Verlauf und besonders die Zeitspanne, während die Naht von 800 auf 500°C abkühlt, sind maßgebend für die mechanischen Eigenschaften der Verbindung. Diese sogenannte  $t_{8/5}$ -Zeit ist abhängig von der Blechdicke, der Schweißfolge, der Streckenergie und der Vorwärmtemperatur. In Kombination mit der Werkstoffzusammensetzung und mit Kenntnis der  $t_{8/5}$ -Zeit können die Zugfestigkeit bzw. auch die Härtewerte ermittelt werden. Diese können während des Schweißens gemessen oder auch im Rahmen einer Temperaturfeldsimulation bestimmt werden. Einen umfassenden Überblick zum Themenfeld der numerischen Schweißsimulation bieten u. a. Radaj (1988) oder auch Goldak und Akhlaghi (2005). Umfangreiche Messungen der Temperatur-Zeit-Verläufe und die anschließende numerische Simulation des Temperaturfelds wurden auch für die hier untersuchten Verbindungen durchgeführt. Für weitere Informationen wird auf die jeweiligen Abschlussberichte, Schaumann et al. (2013) und Lahdo et al. (2015), verwiesen.

### *Zur Berücksichtigung von Schweißeigenstressungen*

Fertigungsbedingte Eigenstressungen können überlagert mit den Spannungen, hervorgerufen aus äußerer Belastung, die Lebensdauer maßgeblich beeinflussen. Ihre Berücksichtigung bei einer Prognose der Lebensdauer ist daher elementar. Im Abschnitt 2.3.4 wird der derzeitige Stand der Forschung zum Einfluss von Eigenstressungen auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zusammengefasst. Deutlich wird, dass weiterhin großer Forschungsbedarf besteht, Eigenstressungszustände messtechnisch zu erfassen, zu modellieren und zu simulieren. Die Zusammenhänge sind komplex und viele Fragen weiterhin offen. In Überlagerung mit äußeren Belastungszuständen ist auch das zeitabhängige Verhalten und ein möglicher Abbau von Eigenstressungen nicht einheitlich durch experimentelle Schwingversuche zu klären, wie die erneute Auswertung von Schwingversuchen aus der Literatur in Kapitel 4.2 zeigt. Aus diesen Ausführungen lässt sich für die folgenden Berechnungen kein allgemein gültiges Bild ableiten.

Nach Nitschke-Pagel (1995) nimmt mit zunehmender Breite und Wärmeeinbringung der Decklage auch die Höhe der Querspannungen zu.<sup>151</sup> Die größten Eigenstressungen misst Nitschke-Pagel in der Schweißnaht und nicht am Nahtübergang. Die Fertigungsparameter wie die Streckenenergie, die Schweißfolge, die Kombination aus Grund- und Zusatzwerkstoffeigenschaften und der Einspanngrad beeinflussen den Eigenstressungszustand vielfältig. Die Modellierung, Simulation und Validierung dieser Zusammenhänge sind daher komplex und erfordern weitreichende Kenntnisse der Mehrfeld-Simulation sowie Werkstoffmodellierung. Sie sind bis heute Gegenstand der Forschung, u. a. in den Arbeiten von Voß (2001), Hildebrand (2008), Ossenbrink (2009) und Varfolomeev et al. (2011).

Eine weitere Herausforderung für die quantitative Berücksichtigung von Eigenstressung in der Lebensdauervorhersage ist, dass sich der Eigenstressungszustand über die Lebensdauer der Verbindung in Abhängigkeit der lokalen Kerbwirkung, der Ausprägung und Beständigkeit des mehraxialen Spannungszustandes sowie der Belastungsgeschichte verändert. Ein weiterer wichtiger Faktor ist die Grundmaterialfestigkeit. Wie schon im Abschnitt 2.3.4 beschrieben, nimmt der Einfluss von Eigenstressungen ähnlich wie auch die Mittelspannungsempfindlichkeit mit zunehmender Festigkeit zu.

Werden bauteilähnliche, dünnwandige Kleinproben betrachtet, verändert sich der Eigenstressungszustand schon beim Zuschnitt der Proben und repräsentiert nicht mehr den

---

<sup>151</sup> Nitschke-Pagel (1995), Kapitel 10, S. 207

realen Zustand der Verbindung innerhalb einer stahlbaulichen Struktur. Durch den Zuschnitt lösen sich Eigenspannungen in Verformungen und werden dadurch reduziert. Jede Probe weist nach dem Zuschnitt außerdem einen individuellen Eigenspannungszustand auf. Nach Hildebrand (2008) zeigt sich dies besonders deutlich innerhalb der Wärmeeinflusszone und Schweißnaht für die Zugeigenspannungen in Nahtlängsrichtung. Druckeigenspannungen werden durch den Zuschnitt ebenfalls verringert. In seiner Dissertation untersuchte er den Zuschnitt von Kleinproben aus einer stumpfgeschweißten Großprobe mit einer Blechdicke von  $t = 10$  mm sowohl experimentell als auch numerisch. Die Wirkung des Zuschnitts auf eine Umlagerung der Eigenspannungen quer zur Naht sind deutlich geringer, wobei schon ihr Ausgangsniveau deutlich geringer ist. Das Festigkeitsverhältnis zwischen Grundmaterial und Zusatzwerkstoff beeinflusst zusätzlich die Umlagerung von Spannungen beim Zuschnitt. Mit zunehmender Grundwerkstofffestigkeit lagern sich Quereigenspannungen in geringerem Maße um. Bei einem Undermatching, d. h., wenn die Festigkeit des Zusatzwerkstoffes geringer ist als die des Grundwerkstoffes, sind die Spannungsumlagerungen ausgeprägter als bei einem sogenannte Overmatching. Die Umlagerungen von Querzugeigenspannungen ist bei Proben am Rand größer als für Proben in der Mitte des Bleches.<sup>152</sup>

Die Auswertung der Literaturdaten in Abschnitt 4.2.2 hat außerdem gezeigt, dass eine Mittelspannungsabhängigkeit der Ermüdungsfestigkeiten für dünnwandige nicht aber für dickwandige Proben beobachtet werden kann. Dies kann darauf hindeuten, dass der Eigenspannungszustand in dickwandigen Proben aufgrund der stärkeren räumlichen Ausprägung des Spannungszustandes auch über den Zuschnitt hinaus konserviert ist. Sowohl die Untersuchungen von Hildebrand als auch Weich (2009) zeigen, dass die Querzugeigenspannungen in stabähnlichen Einzelproben deutlich unterhalb der Streckgrenze liegen.

Üblicherweise wird gemäß Gl. (6.3) angenommen, dass ein Abbau der Eigenspannungen unter zyklischer Beanspruchung dann einsetzt, wenn die maximale Vergleichsspannung, berechnet aus den mehrachsigen Eigenspannungen  $\sigma_1^{ES}$  sowie  $\sigma_2^{ES}$  und den Lastspannungen  $\sigma^L$ , die zyklische Streckgrenze  $R'_{p0,2}$  überschreitet. Sie stellt den Spannungswert der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Linie bei einem plastischen Dehnungsanteil von 0,2 % dar und kann nach Gl. (6.4) unter Annahme des zyklischen Verfestigungsexponenten  $n'$  und des Verfestigungskoeffizienten  $K'$  ermittelt werden.

---

<sup>152</sup> Hildebrand (2008), Abschnitt 4.3.4.1, S. 123 ff.



$$\sigma_v = f(\sigma_1^{ES}, \sigma_2^{ES}, \sigma^{LS}) \geq R'_{p0,2} \quad (6.3)$$

$$R'_{p0,2} = K' \cdot 0,002^{n'} \quad (6.4)$$

Auf Grundlage seiner Untersuchungen kann Nitschke-Pagel (1995) eine Abhängigkeit des Eigenspannungsabbaus von der zyklischen Streckgrenze nicht eindeutig feststellen.<sup>153</sup> Er kommt zu dem Schluss, dass der Abbau der Eigenspannungen von den Plastizierungen im gesamten Probenvolumen abhängt. Die inhomogenen Festigkeitseigenschaften einer Schweißnaht führen zu inhomogenen Deformationsprozessen, die sich wiederum nicht mit integralen Festigkeitseigenschaften beschreiben lassen. Nitschke-Pagel bewertet den Eigenspannungseinfluss auf die Schwingfestigkeit von Verbindungen aus normalfesten, duktilen Baustählen als gering. Für höherfeste, kerbempfindliche Stähle sieht er dagegen eine deutliche Abhängigkeit der Schwingfestigkeit vom Eigenspannungszustand. Eine Annahme von Eigenspannungen in Höhe der Grundwerkstoffstreckgrenze bewertet er als zu hoch. In den folgenden Berechnungen wird die Höhe der Eigenspannungen variiert und der Einfluss auf die Anrisslebensdauer gezielt untersucht.

### 6.4.3 Ermittlung der lokalen Kerbbeanspruchung

#### *Abschätzung der zyklischen Materialparameter*

Die inhomogenen zyklischen Festigkeitseigenschaften einer Schweißnaht mit Schweißgut, Wärmeeinflusszone und Grundmaterial können vereinfacht über die jeweilige Umwertung der Härtewerte in die Zugfestigkeit überführt werden. Die geringsten Härtewerte und damit geringsten Festigkeiten treten im Schweißgut auf. Für die weiteren Untersuchungen werden die ermittelten Härtewerte direkt genutzt, um auf die Zugfestigkeit zu schließen. Tabellen zur Umwertung der Härtewerte in Zugfestigkeit sind u. a. in der DIN EN ISO 18265 enthalten. Die Zugfestigkeit ist wiederum Eingangswert für die Abschätzung der zyklischen Materialparameter nach dem Uniform Material Law aus Kapitel 2.7.2.

#### *Berücksichtigung der Stützwirkung*

Neben der Berücksichtigung der Makrostützwirkung, die über eine Bestimmung der elastisch-plastischen Kerbbeanspruchung erfolgt, ist auch die Mikrostützwirkung zu erfassen. Die gebräuchlichsten Ansätze wurden bereits in Kapitel 2.5.3 vorgestellt. Wird das Kerbgrundkonzept auf Nahtschweißverbindungen angewendet, ist zu diskutieren,

<sup>153</sup> Nitschke-Pagel (1995), Kapitel 10, S. 210 f

wie die Mikrostützwirkung sinnvoll umgesetzt wird. Seeger (1996) fasst die Untersuchungen unterschiedlicher Autoren zur Anwendung des Kerbgrundkonzeptes auf Schweißverbindungen zusammen. Die Forschungsarbeiten von Lawrence et al., Radaj et al. und Seeger et al. sind dabei besonders hervorzuheben. Über den Spannungsmittelungsansatz und Betrachtung der Ersatzstrukturlänge kann nach Radaj die Neubersche Mikrostützwirkung durch eine fiktive Ausrundung des Kerbradius am Nahtübergang betrachtet werden. Für Blechdicken  $t > 5$  mm wird der sogenannte Referenzradius  $r_{ref}$  von 1 mm abgeleitet. Diese fiktive Ausrundung des Nahtüberganges bzw. der Nahtwurzel mit einem Radius von 1 mm wird auch beim Kerbspannungskonzept angewendet. Für geringere Blechdicken ist der Referenzradius entsprechend anzupassen.<sup>154</sup> Statt der Annahme des fiktiven Kerbradius entsprechend der Mikrostützwirkung kann nach Seeger (1996) auch der Mittelwert des real vorhandenen Kerbradius  $r$  angesetzt werden. Diese Annahmen wurden schon bei Auslegung und Auswertung der real erfassten Nahtprofile zugrunde gelegt (vgl. Kapitel 5.1.4 und 5.2). Die Annäherung der geometrischen Nahtparameter in Kapitel 5.4 ergab auch für die hier untersuchten Stumpfnähte einen mittleren Kerbradius  $r_{min}$  von 0,83 bis 1,53 mm. Für ein Berechnungsmodell auf Basis real gemessener Nahtprofile ist letztgenannter Ansatz besonders zielführend.

Alternativ kann auch der weit verbreitete Spannungsgradientenansatz zur Berücksichtigung sowohl der Mikrostützwirkung als auch des spannungsmechanischen Größeneinflusses angesetzt werden. Der maßgebende Spannungsgradient kann neben der Formzahl zusätzlich im Rahmen der linear-elastischen FE-Analyse ermittelt werden und als Eingangswert in die Berechnung der dynamischen Stützziffer  $n_\chi$  eingehen.

Bei Analyse der Kerbwirkung kann mit der Stützziffer die elastizitätstheoretische Kerbformzahl  $K_t$  durch die Kerbwirkungszahl  $K_f$  ersetzt werden. Sinnvoll und eindeutiger ist allerdings, diese nicht auf Seiten der Beanspruchung, sondern auf Seiten der Beanspruchbarkeit und als Multiplikator für die Werkstoffwöhlerlinie zu erfassen. Dabei wird auf Widerstandsseite die  $P_{SWT}$ -Dehnungswöhlerlinie mit der Stützziffer  $n_\chi$  multipliziert. Beide Varianten führen quantitativ zu gleichen Ergebnissen. Bei Anwendung der Neuber-Formel sind sie exakt gleich. Eine Berücksichtigung auf Seiten der Beanspruchung wird dann schwierig, wenn, wie hier erfolgt, die lokalen Spannungen und

---

<sup>154</sup> u. a. in DVS-Cluster (2009), S. 152

Dehnungen über Messungen bzw. aus FE-Berechnungen gewonnen werden. Hier können Abminderungsfaktoren nicht angesetzt werden. Einer Berücksichtigung auf der Widerstandsseite wird damit der Vorzug gegeben.<sup>155</sup>

In Kapitel 5.2 zur Vorbereitung der Messdaten für die FE-Modellierung wurde diskutiert, wie die Eigenschaften des Nahtübergangs mit seinen Eigenschaften als ermüdungswirksame Kerbe sinnvoll messtechnisch zu erfassen und die Messdaten anschließend aufzubereiten sind. Mit diesen Überlegungen ist implizit auch die Frage einer möglichen Berücksichtigung der Mikrostützwirkung zu beantworten. Die angenäherten Nahtübergangsradien der Messprofile liegen im Bereich von 1 mm und decken sich nahezu mit der Annahme des fiktiven Kerbradius  $r_{ref}$  von 1 mm. Ähnlich zum Vorgehen von Seeger (1996) wird daher favorisiert, den Kerbbeanspruchungspfad direkt unter Verwendung der Kerbformzahl  $K_t$  und damit ohne eine weitere Berücksichtigung der Mikrostützwirkung anzunähern.

#### *Berücksichtigung von Eigenspannungen*

Eigenspannungen können im Rahmen des Kerbdehnungskonzeptes über verschiedene Ansätze in der Neuber-Formel berücksichtigt werden. Lawrence und Mitarbeiter setzen Eigenspannungen ähnlich einer konstant über die Lebensdauer wirkenden Mittelspannung an.

$$\sigma_k \cdot \varepsilon_k = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_n \cdot K_t + \sigma_r)^2 \quad (6.5)$$

Seeger und Heuler (1984) entwickeln das Modell „Dünne Randschicht“, um Eigenspannungen in oberflächennahen Schichten zu berücksichtigen, wenn sie beispielsweise durch Kugelstrahlen oder Nitrieren nachbehandelt wurde. Häufig wird diese Modifikation der Neuber-Formel auch für geschweißte Verbindungen in Bezug auf Schweißereigenspannungen angewendet und ist in der Literatur beschrieben, u. a. in Radaj et al. (2006).

$$\sigma_k \cdot (\varepsilon_k - \varepsilon_{kc}) = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_n \cdot K_t)^2 \quad (6.6)$$

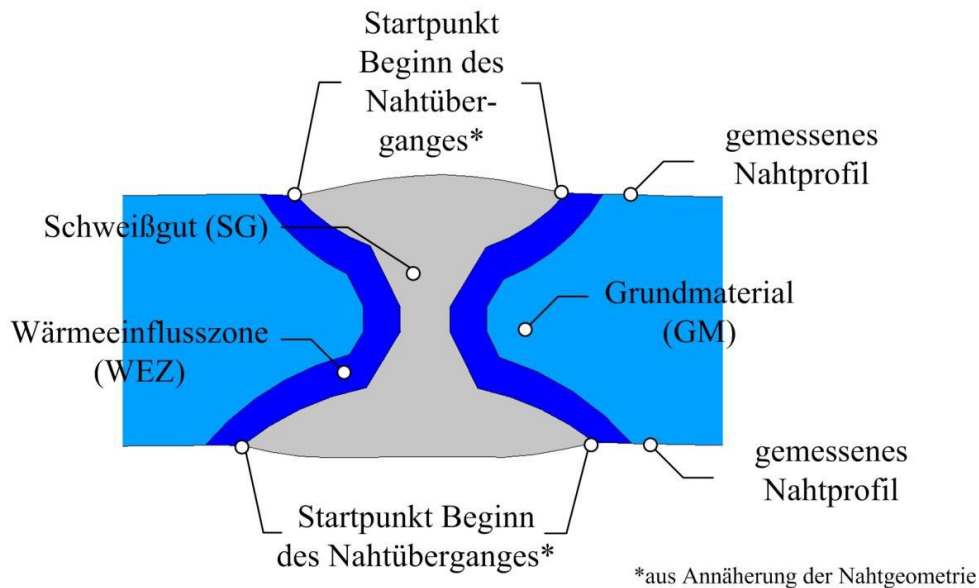
#### *Numerisch ermittelter Spannungs-Dehnungspfad*

Der Beanspruchungs-Dehnungspfad in der Kerbe kann außerdem im Rahmen einer elastisch-plastischen FE-Analyse bestimmt werden. Die gemessenen Nahtprofile bilden wie

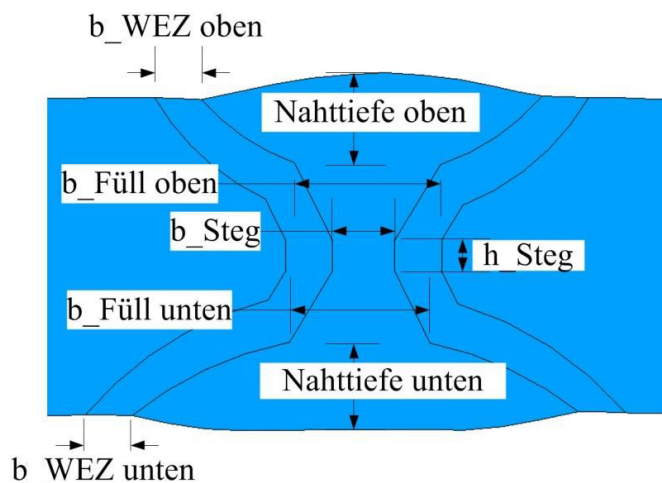
---

<sup>155</sup> u. a. in Seeger (1996), S. 72

schon in den Kapiteln 5.3.2 und 5.3.3, in denen die Bestimmung der Kerbformzahlen vorgestellt wird, die Grundlage der Modellgeometrie. Weiterhin sind für eine Schweißverbindung die lokal konzentrierten und über den Nahtquerschnitt heterogenen Festigkeitseigenschaften des Schweißgutes (SG), der Wärmeeinflusszone (WEZ) sowie des unbeeinflussten Grundwerkstoffes (GM) charakteristisch.



a) Bereiche der Stumpfnahtheit



b) Parameter zur Eingabe des Nahtquerschnitts

Abb. 6-21. FE-Modell des Nahtquerschnitts

Um diese Zonen auch in den FE-Analysen berücksichtigen zu können, wurde das Nahtprofil, wie in Abb. 6-21 a) dargestellt, um eine parametrisierte Eingabe des Schweißnahtquerschnitts und der Wärmeeinflusszone ergänzt. Für die numerische Simulation können die Abmessungen gemäß Abb. 6-21 b) aus dem Schliffbild oder aus der Schweißsimulation abgeleitet und für die Simulation übernommen werden. Diese Vereinfachung ist zulässig, da die Rissinitiierung bei technisch einwandfrei ausgeführten Schweißnähten in der Regel von der Oberfläche des Nahtüberganges erfolgt. Die Bereiche können mit den jeweiligen zyklischen Materialparametern belegt werden.

#### *Elastisch-plastischer Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe*

Im Rahmen einer elastisch-plastischen FE-Analyse wird auf Grundlage des beschriebenen Modells der Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe numerisch berechnet. Ausgewählt wird hierfür die Probe UP-S355-20.1-2 aus den Referenzserien. Die zyklische Spannungs-Dehnungslinie gemäß der Beziehung nach Ramberg-Osgood wird dabei in ANSYS als nichtlineares Materialgesetz mit kinematischer Verfestigung (TB,KINH) hinterlegt. Für Grundmaterial, WEZ und Schweißgut sind die Verläufe in Abb. 6-22 a) dargestellt. Für die Berechnung wurden die jeweiligen Nahtzonen mit diesen inhomogenen Materialeigenschaften belegt und der Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe, wie in Abb. 6-22 b) dargestellt, ausgewertet.

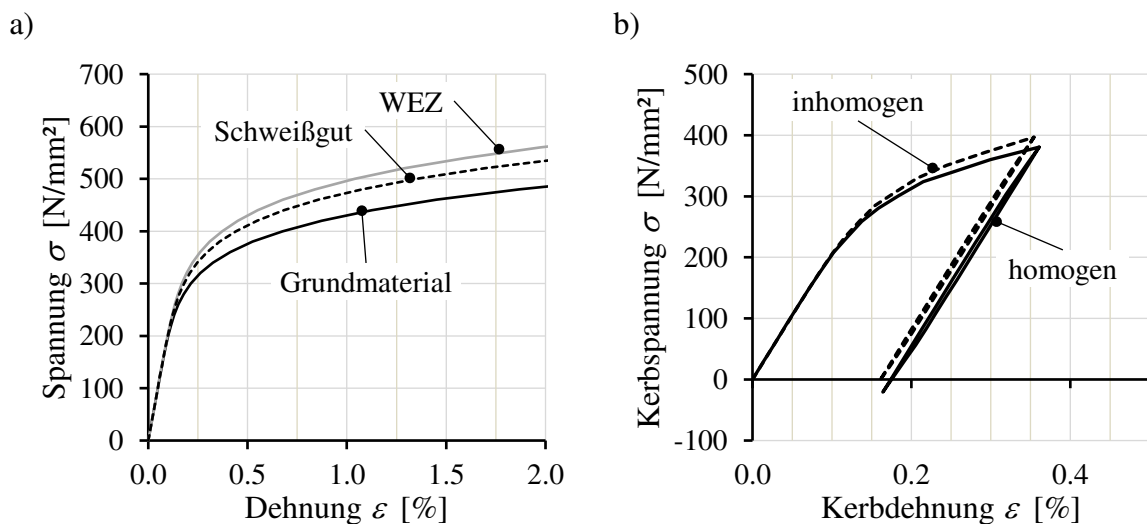


Abb. 6-22. a) Darstellung der zyklischen Materialparameter des Grundmaterials, des Schweißgutes und der WEZ; b) Vergleich des Spannungs-Dehnungspfades in der Kerbe am Beispiel der Probe UP-S355-20.1-2 für  $\Delta\sigma = 260 \text{ N/mm}^2$  und  $R = 0,1$

Vergleichend wurde die Berechnung auch mit homogenen Festigkeiten durchgeführt. Die Eigenschaften des Schweißgutes wurden dabei für alle Nahtzonen angenommen. Die resultierenden Spannungs-Dehnungsverläufe in der Kerbe, ausgewertet für den Knoten mit der maximalen Spannung, wobei Knoten an den Materialübergängen ausgeschlossen werden, zeigen sehr ähnliche Verläufe. Das ist auch damit zu begründen, dass die Zugfestigkeiten für alle drei Nahtzonen mit  $f_u = 539 \text{ N/mm}^2$  für das Grundmaterial und  $625 \text{ N/mm}^2$  für die Wärmeeinflusszone variieren.

Durch die unterschiedlichen Materialeigenschaften in den Nahtzonen weist die Spannungsverteilung an den jeweiligen Materialübergängen eine Unstetigkeit auf. Abb. 6-23 vergleicht die Spannungsverteilung bei Erreichen der Oberlast für beide Varianten. Die Sprünge in der Verteilung bei Annahme inhomogener Festigkeitseigenschaften sind dabei deutlich zu erkennen. Dies bedeutet für den Verlauf an der Oberfläche eine Unendlichkeitsstelle, die eine Auswertung an dieser Stelle nicht ohne Weiteres zulässt.

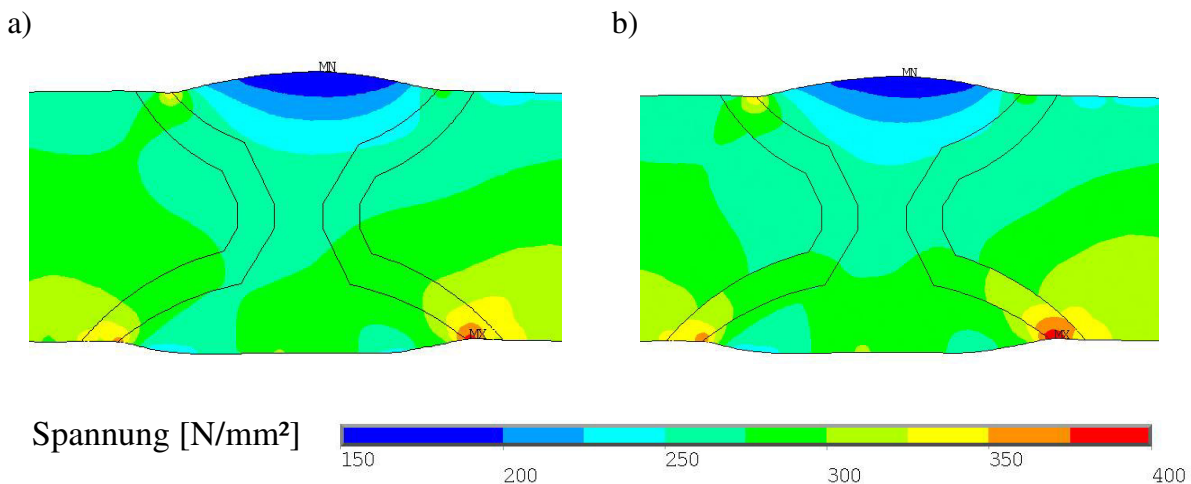


Abb. 6-23. Spannungsverteilung (gemittelte Darstellung) bei a) homogenen und b) inhomogenen Materialeigenschaften

### Bewertung der Ergebnisse

Wird also das Modell wie beschrieben aufgebaut, führt die Variation der Materialeigenschaften für die einzelnen Nahtzonen numerisch zu unendlich hohen Spannungen und damit zu einer Singularität an der freien Oberfläche der Grenzlinie zwischen den jeweiligen Nahtzonen. Bei einer Netzverfeinerung nehmen die Spannungen an dieser Stelle weiter zu. Die Lösung konvergiert nicht, da lediglich die Unendlichkeitsstelle besser

abgebildet wird. Für ein Schweißnahtmodell mit unterschiedlich definierten Materialeigenschaften innerhalb der Nahtzonen beschreibt schon Clormann (1986), dass diese Modellierung nur begrenzt zielführend ist. Denn genau an der Zonengrenze, die von höchstem Interesse ist – also am Nahtübergang mit einem Materialwechsel von Schweißgut zu Wärmeeinflusszone – treten unter Normalkraftbeanspruchung Spannungssprünge auf, die eine Konvergenz der numerischen Lösung verhindern. Durch das inhomogene Formänderungsverhalten des Grundwerkstoffs, der Wärmeeinflusszone und der Schweißnaht und die daraus resultierende Singularität an den Übergängen wird das Ergebnis von der Diskretisierung und damit dem Rechenmodell abhängig.

Das Auftreten dieser Singularität heißt jedoch nicht, dass die gewählte Methode oder das Modell falsch sind, sondern es lässt sich aus der Finite Elemente Methode selbst heraus begründen. Ist die Verformung bzw. Beanspruchung eines komplexen Festkörpers numerisch mit Hilfe der FE zu berechnen, wird das Kontinuum in viele endliche Teilbereiche bzw. Elemente zerlegt. Für jedes Element werden nun frei Ansatzfunktionen niedrigen Grades gewählt, die das komplexe Verformungsfeld des Gesamtkörpers an den Elementknoten annähern. Das umfassende Differentialgleichungsproblem wird in ein algebraisches Gleichungssystem überführt und für die unbekannt Parameter gelöst. Die Qualität der Näherungslösung ist von den gewählten Ansatzfunktionen und von der Diskretisierung, die die Anzahl der unbekannt Parameter bestimmt, abhängig. Die Spannungen werden anschließend elementweise berechnet und sind das Produkt aus den Stoffeigenschaften und dem Verzerrungsfeld, das wiederum durch Differenzieren der Ansatzfunktion ermittelt wird. Die Spannungen werden in den Integrationspunkten des Elements bestimmt und zu den Knoten hin extrapoliert, was zu einer Diskontinuität des Spannungsverlaufs an den Elementgrenzen und bei nichtlinearer Rechnung zu weiterer Ungenauigkeiten führt. ANSYS bietet an, zwischen einer flächenhaften Darstellung der Knotenergebnisse bzw. der Elementergebnisse zu wählen. Bei Ausgabe der Ergebnisse an den Knoten werden die jeweils elementweise ermittelten Spannungen nochmals gemittelt, was die Ungenauigkeit wiederum erhöht. Bei ausreichender Diskretisierung wird der aus Extrapolation und Mittelung resultierende Fehler jedoch so gering, dass er vernachlässigbar wird. Grundsätzlich ist der Spannungsverlauf über die Elemente aber weiterhin nicht kontinuierlich. Werden nun Modellbereiche mit unterschiedlichen Materialeigenschaften definiert, gehören die Knoten der Grenzschicht zu Elementen mit unterschiedlichen Eigenschaften. Parallel zur Materialgrenze ist das Formänderungsverhalten aufgrund der Steifigkeitsunterschiede verschieden. Als Folge unterschiedlicher E-Moduli, Querdehnzahlen oder unterschiedlichem plastischen Verhaltens kommt es zu

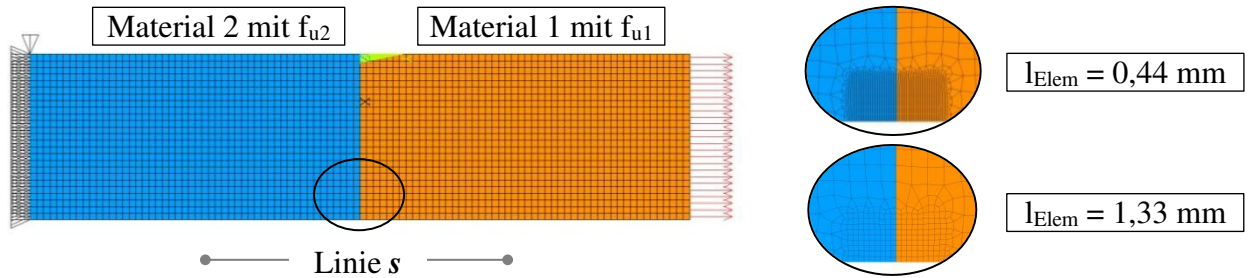
Unterschieden in der Quereinschnürung. Dieser Unverträglichkeit muss durch Schubspannungen entlang der Grenzlinie begegnet werden. Für den Knoten, der sich auf der Grenzlinie an der freien Oberfläche befindet, führt dies zu singulären Spannungsspitzen.

Die vereinfachende FE-Simulation eines Zugstabes, modelliert mit zwei Bereichen unterschiedlicher Materialeigenschaften soll dies verdeutlichen. In Abb. 6-24 wird das, die für beide Materialien gewählten konstitutiven Beziehungen und die Ergebnisse zusammenfassend dargestellt. Mit Blick auf die folgende Bestimmung des Beanspruchungs-Dehnungspfades in der Kerbe wird das Material zyklisch entsprechend der Beziehung von Ramberg Osgood gemäß Gl. (2.2) definiert. Die zyklischen Materialparameter werden aus dem UML in Tab. 2-2 abgeleitet. Bei konstantem E-Modul für Stahl von  $E = 210\,000\text{ N/mm}^2$  wird als Eingangsparameter die Zugfestigkeit  $f_u$  variiert. Für das Material 1 wird dabei ein Vielfaches (Faktor 1,5 bzw. 3) des Materials 2 mit einer Zugfestigkeit von  $f_u = 523\text{ N/mm}^2$  gewählt. Der Stab wird mit einer Zugspannung von  $\sigma = 500\text{ N/mm}^2$  beansprucht.

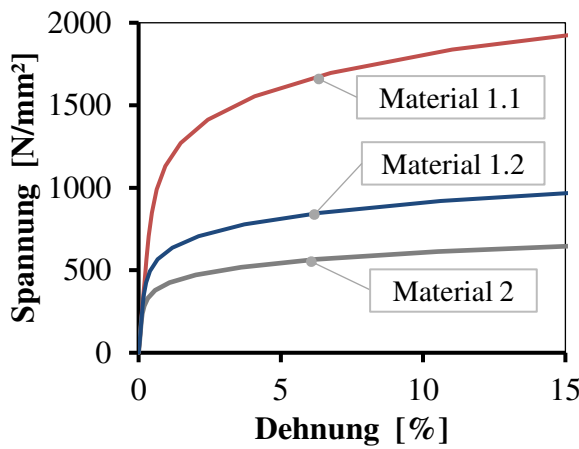
Die resultierenden Dehnungen für den Bereich 2 des Zugstabes liegen damit schon weit im plastischen Bereich. Unterschiede im Formänderungsverhalten und der resultierenden Querdehnungsbehinderung führen am Übergang zu einer Unverträglichkeit und damit zu Spannungsspitzen. Abb. 6-24 d) zeigt, eine Auswertung der Knotenspannungen entlang des Oberflächenpfades  $s$ . Die roten Kurven verdeutlichen bei einem Zugfestigkeitsverhältnis von 1 : 3, dass die Lösung nicht konvergiert, sondern lediglich der Spannungsanstieg an der Singularitätsstelle immer besser abgebildet wird. Bei geringem Festigkeitsunterschied von 1 : 1,5, repräsentiert durch die blaue Kurve, fällt dieser Sprung geringer aus. Dieser Festigkeitsunterschied kommt den Verhältnissen einer Schweißnaht schon recht nah, wenn normalfester Baustahl verwendet wird. Die Spannungsunterschiede an der Singularitätsstelle werden zwar abgemindert, bestehen aber weiterhin. Es bleibt die Frage offen, wie mit dieser Singularität umgegangen werden kann und welche örtlichen Kerbbeanspruchungen in die Berechnungen einfließen.



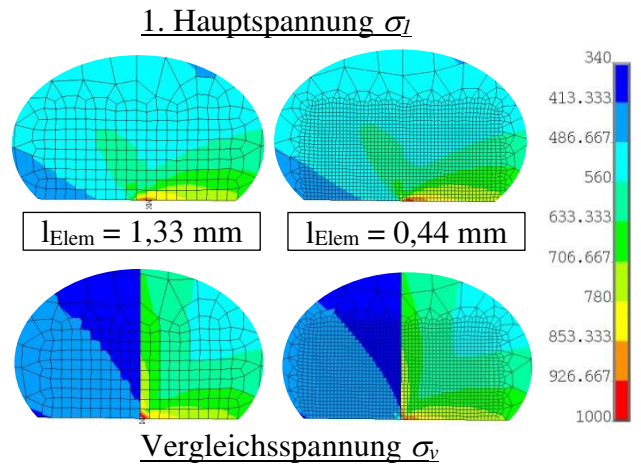
a) 2D-Modellierung mit Darstellung der Vernetzung im Bereich der Singularität



b) Zyklische Materialeigenschaften



c) Spannungsverteilung



d) Auswertung der 1. Hauptspannung an den Knoten entlang der Linie s

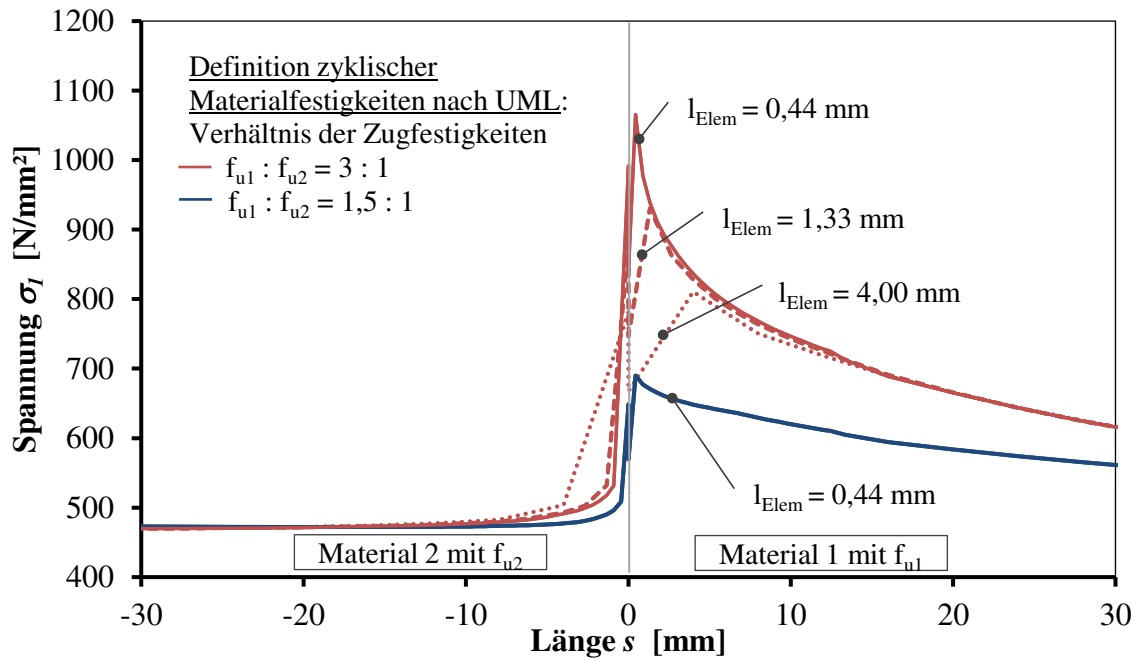


Abb. 6-24. FE-Berechnung eines Zugstabes mit zwei Materialeigenschaften in Anlehnung an Clormann (1986)

Härtemessungen an Schweißverbindungen weisen typischerweise einen steilen Anstieg bzw. Abfall beim Übergang vom Schweißgut zur Wärmeeinflusszone bzw. von der Wärmeeinflusszone zum Grundmaterial auf. Eine genaue prüftechnische Abbildung dieses Bereichs ist bisher nicht möglich. Ein sprunghaft angenommener Wechsel der Festigkeitseigenschaften beim Übergang zwischen den Nahtzonen stellt damit sicher eine zulässige Idealisierung der realen Verhältnisse am Ort der Rissinitiierung dar. Sie führt aber wie oben beschrieben zu einer Singularität und Clormann (1986) schließt daraus, dass die lokalen Kerbbeanspruchungen nicht unabhängig von der Modellierung ermittelt werden können. In der Literatur werden daher die inhomogenen Festigkeitseigenschaften von Schweißverbindungen bei der Modellierung vernachlässigt.<sup>156</sup> Radaj et al. (2006) empfehlen die Werkstoffeigenschaften am Ort der Rissinitiierung zu wählen.<sup>157</sup> In vielen Fällen werden die Eigenschaften der Wärmeeinflusszone gewählt. In der Regel weist jedoch das Schweißgut eine geringere Festigkeit auf. In seiner Dissertation führt Baumgartner (2014) daher FE-Berechnungen an Längssteifen durch, um den örtlichen Beanspruchungspfad in der Nahtübergangskerbe zu bestimmen. Wie Clormann berücksichtigt er in seinem Modell inhomogene Festigkeitseigenschaften für die jeweiligen Nahtzonen. In der Auswertung werden Spannungen und Dehnungen einmal von Seiten des Elementes mit den Festigkeitseigenschaften des Schweißguts und zum anderen vom Element ausgehend mit denjenigen der Wärmeeinflusszone auf den Knoten, der sich an der Oberfläche direkt auf der Trennlinie befindet, extrapoliert und beide verglichen. Die Singularität wird nicht berücksichtigt. In einer weiteren Variante wird das Modell vereinfacht homogen mit den Festigkeitseigenschaften des Schweißgutes berechnet. Baumgartner stellt dabei fest, dass der Einfluss der Inhomogenität für den Verlauf des Beanspruchungsdehnungspfades gering ist.<sup>158</sup> Am Ende seiner Arbeit empfiehlt er die Materialeigenschaften des Werkstoffbereichs mit der geringsten Härte zu wählen und die zyklischen Materialparameter mit Hilfe des UML anzunähern.<sup>159</sup> Diese Strategie wird auch für die folgenden Berechnungen verfolgt. Der Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe weist nach Abb. 6-22 nur geringe Unterschiede bei Annahme homogener und inhomogener Materialeigenschaften auf. Eine Beeinflussung des Ergebnisses durch eine rein numerisch bedingte Unstetigkeit, gerade am Ort Rissinitiierung, kann so leicht vermieden werden.

---

<sup>156</sup> Clormann und Seeger (1986), S. 124f

<sup>157</sup> Radaj et al. (2006), u. a. S. 200

<sup>158</sup> Baumgartner (2014), S. 83-87

<sup>159</sup> Baumgartner (2014), S. 122

#### 6.4.4 Rissfortschrittsphase

Die angenommenen Werkstoffkonstanten und Rissmodelle können anhand der Blocklastversuche aus Kapitel 6.2.2 validiert werden. Um die verbleibende Lebensdauer  $N_{cp}$  bis zum vollständigen Bruch der Probe zu bestimmen, wird daher das Rissfortschrittskonzept mit den Eingangsparametern, beschrieben in Kapitel 2.8, angewendet. Ein Vergleich des Rissfortschritts anhand der Messdaten aus den Blocklastversuchen und analytisch bestimmt auf Basis der linearen Bruchmechanik ist in Abb. 6-25 dargestellt. Die berechneten und anhand der Rastlinien vermessenen Verläufe stimmen sehr gut überein. Die gewählten Rissmodelle sind geeignet, das Rissfortschrittsverhalten hinreichend genau abzubilden.

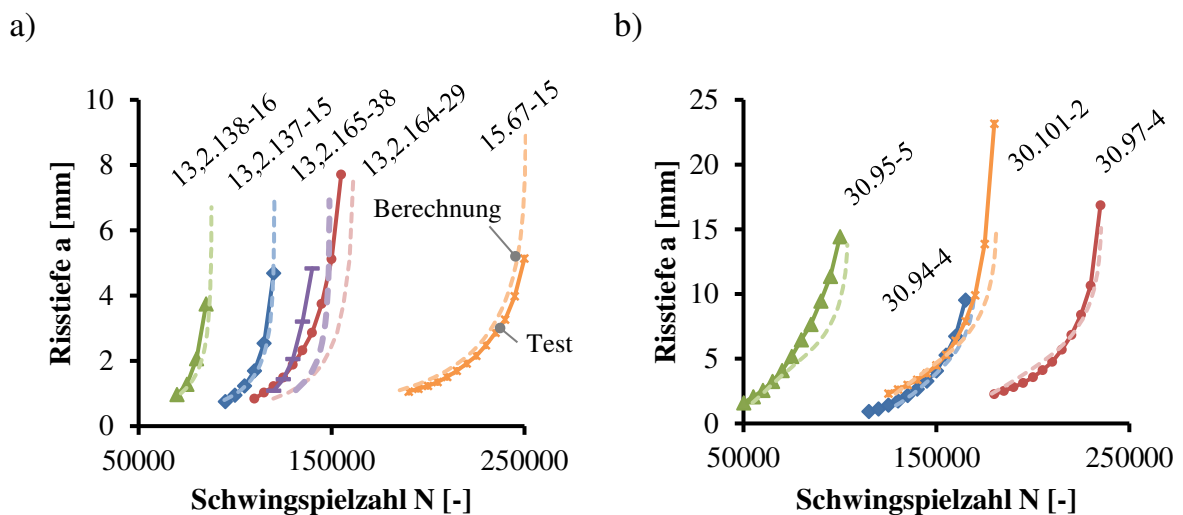


Abb. 6-25. *Risstiefe über Schwingspielzahl aus dem Blocklastversuch und berechnet gemäß des Rissfortschrittskonzeptes a) für Proben der Serie 8 und 9 und b) für Proben der Serie 4 und 5*

Folgende Punkte sind jedoch bei der Modellierung des Rissfortschrittsverhaltens zu bedenken. Für Proben mit geringer Blechdicke fällt die Wahl des Rissmodells in der Regel eindeutiger aus. Bei den dickwandigen Prüfkörpern der Serie 4 und 5, für welche die Verläufe in Abb. 6-25 b) dargestellt sind, liegen häufig mehrere Anrisse in Form eines halbelliptischen Oberflächenanrisses vor, bevor sich diese im Versuchsverlauf zu einer Rissfront verbinden. Bei Proben mit geringer Blechdicke in Abb. 6-25 a) schließen sich die Anrisse entweder sehr schnell zusammen und können mit dem Modell des Seitenrisses abgebildet werden, oder sie wachsen weiterhin als halbelliptischer Anriss fort. Die Zuordnung und gegenseitige Beeinflussung ist damit geringer und das gewählte Riss-

modell bildet über die gesamte Rissfortschrittsphase die Realität mit ausreichender Näherung ab. Weiterhin weisen gerade die Proben NVEBW+UP-S690-30 (Serie 4) große Festigkeitsunterschiede zwischen Grundmaterial, Wärmeeinflusszone und Grundmaterial auf. Dies zeigt sich auch bei den Härtewerten. Sie variieren von 280 HV 2 für das Grundmaterial über 370 HV 2 für die Wärmeeinflusszone bis hin zu 240 HV 2 für das Schweißgut. Für die Proben NVEBW+UP-S700-30 und auch für diejenigen des MSG-Laser-X70-13,2 ist sowohl das Gefüge als auch die Festigkeit homogener. Für die Proben NVEBW+UP-S690-30 erfolgt die Rissinitiierung im Schweißgut, dessen Gefüge durch dendritisches, verhältnismäßig grobes Gefüge gekennzeichnet ist. Trotz dieser inhomogenen Werkstoffzustände und Festigkeitseigenschaften werden als Eingangsparameter für die Risswachstumsgleichung mit  $m = 3,1$  und  $C = 1,1 \cdot 10^{-13} \text{ Nmm}^{-3/2}$  einheitlich die Materialkennwerte nach DNV-OS-J101 angewendet.

Um nachfolgend die berechneten Bruchschwingzahlen mit den Versuchsergebnissen zu vergleichen, wird die Rissfortschrittslebensdauer auf Basis der gewählten Rissmodelle für eine im Zwei-Phasenmodell gewählte Anrisstiefe von  $a_i = 0,5 \text{ mm}$  angepasst. Für die Blocklastversuche der Serien 4 und 5 ist die modifizierte Rissfortschrittslebensdauer  $N_{cp}$  in Tab. 6-6 zusammengefasst.

Tab. 6-6: Modifizierte Rissfortschrittslebensdauer bei einer Anrisstiefe von  $a_i = 0,5 \text{ mm}$

Probe	$K_{t,max}$ [-]	$K_{t,mit-tel}$ [-]	$a_{i,Mess}$ [mm]	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$N_i^{Rast}$ [-]	$N_{cp}^{Rast}$ [-]	$N_{i,a_i=0,5 \text{ mm}}$ [-]	$N_{cp}^{a_i=0,5 \text{ mm}}$ [-]	$N_f$ [-]	$N_i/N_f$ [-]
30.94-4	2,22	2,08	1,4	225	115 000	54 725	111 389	58 336	169 725	66 %
39.95-5	3,39	3,28	1,6	225	50 000	53 830	41 620	62 210	103 830	40 %
30.97-4	2,12	1,96	2,3	225	180 000	55 353	144 207	91 146	235 353	61 %
30.101-2	2,53	2,38	2,3	225	125 000	55 982	100 076	80 906	180 982	55 %

## 6.5 Validierung des Berechnungsmodells anhand von Versuchsdaten

### 6.5.1 Betrachtete Varianten

Mit Konzentration auf die Schwingversuche der Serien 1 und 2 sowie 4 und 5 aus Kapitel 4.3 werden verschiedene Modellvarianten des Zwei-Phasenmodells hinsichtlich ihrer Prognosegüte untersucht. Eine Übersicht über die Ablaufvarianten innerhalb der numerischen Simulation gibt Abb. 6-26.

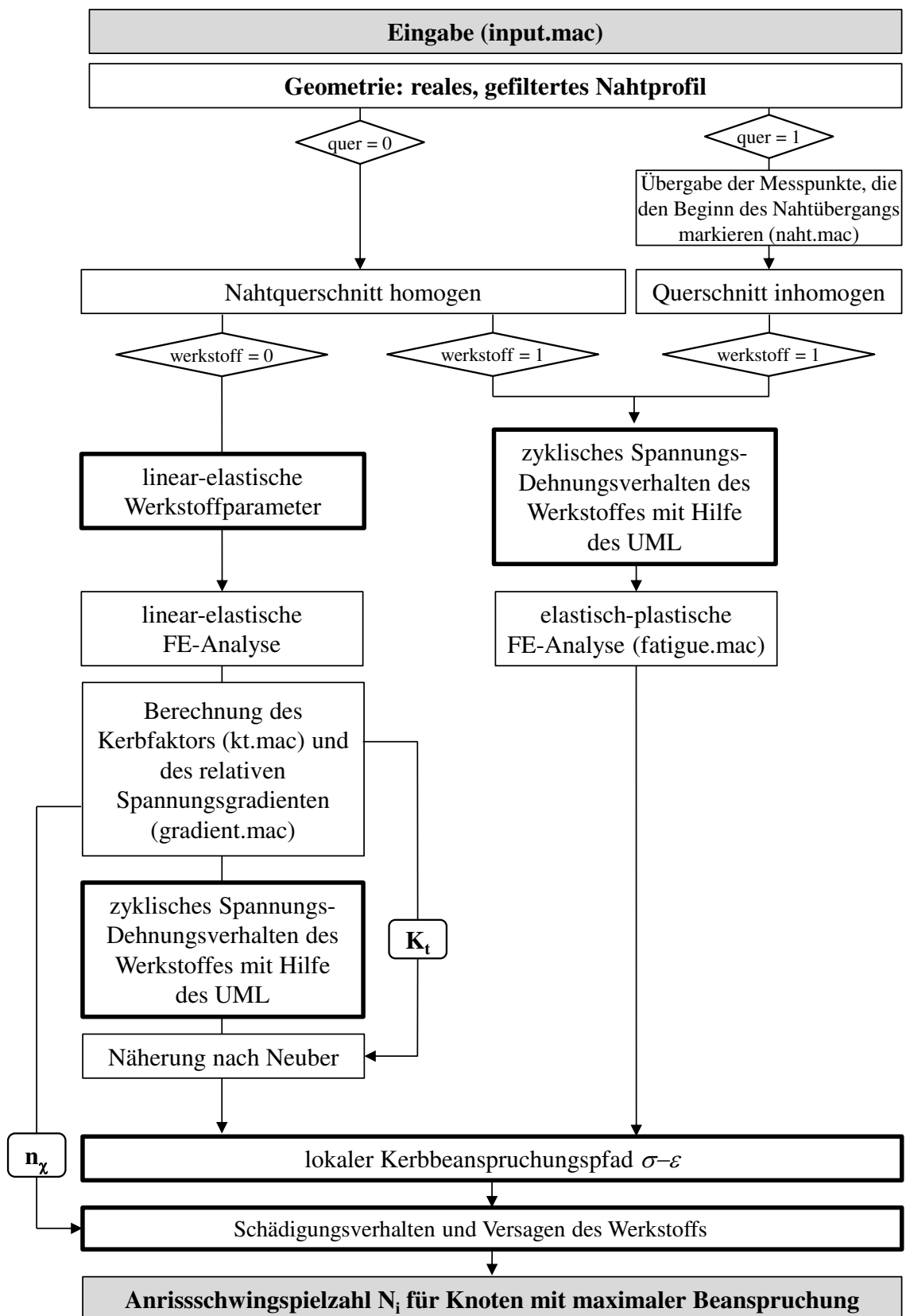


Abb. 6-26. Berechnungsablauf mit Variationen innerhalb der numerischen Berechnung

Als Eingangsparameter für das örtliche Konzept wird der Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe über die Neuber-Hyperbel analytisch angenähert. Eine mögliche Modifikation der Neuber-Hyperbel für schwach gekerbte Bauteile beispielsweise nach Seeger oder Sonsino wird nicht untersucht. Ist weiterhin die spannungsmechanische Stützwirkung  $n$  zu berücksichtigen, wird die lokal, schädigungswirksame Kerbbeanspruchung weiter abgemindert. Dieses Vorgehen wurde in Abschnitt 6.4.3 beschrieben und diskutiert. Im Rahmen der numerischen Analyse wird hierfür am Ort der maximalen Kerbspannung der bezogene Spannungsgradient  $\chi^*$  als Quotient aus maximalem Spannungsgradienten  $\chi_{max}$  und maximaler Kerbspannung  $\sigma_{I,max}$  ermittelt.

Neben dem relativen Spannungsgradienten  $\chi^*$  hängt die Stützziffer  $n$  zusätzlich von den Werkstoffeigenschaften ab. Für diese Berechnungen wird der Ansatz nach Hück et al. (1981) gemäß Gl. (6.7) gewählt

$$n = 1 + 0,45 \cdot \chi^{*0,30} \quad \text{für Stahl} \quad (6.7)$$

Diese Beziehung ist das Ergebnis statistischer Auswertungen und berücksichtigt nicht explizit die Abhängigkeit von der Werkstofffestigkeit. Für höherfeste Stähle kann die Stützwirkung mit diesem Ansatz überschätzt werden. Gemäß dem Berechnungsablauf in Abb. 6-26 kann optional die Stützziffer im Anschluss an die elastische Simulation der Kerbformzahlen  $K_t$  berechnet werden. Die Kerbformzahl wird durch die Stützziffer dividiert, um die Kerbwirkungszahl zu erhalten. Wie in Abschnitt 6.4.3 beschrieben, geht im Berechnungsablauf die Stützwirkung auf Seiten des Materialwiderstandes ein.

Die elastisch-plastische Kerbbeanspruchung kann ebenso direkt über eine elastisch-plastische FE-Analyse mit zyklischen Materialparametern bestimmt werden. Mit Blick auf die Untersuchungen in Kapitel 7 hat jedoch eine rein funktionsanalytische Näherung den Vorteil, dass die Simulationen mit Berücksichtigung variierender Kerbformzahlen mittels Monte-Carlo-Methode geschlossen mit dem Programmsystem MATLAB durchgeführt werden können.

Für die spannungsarmgeglühten Proben der Serie 1 und 2 sind keine Eigenspannungen zu berücksichtigen. Für die Proben der Serie 4 und 5 ist ein Eigenspannungszustand zu berücksichtigen. Mögliche Zugeigenspannungen werden in unterschiedlicher Höhe über den Ansatz nach Lawrence bzw. nach Seeger, wie bereits in Abschnitt 6.4.3 beschrieben, bei der funktionsanalytischen Näherung des Kerbbeanspruchungspfades berücksichtigt.

### 6.5.2 Serie 1 und 2 - Referenz

Die Schweißproben der Serien 1 ( $t = 20$  mm) und 2 ( $t = 30$  mm) wurden konventionell, mehrlagig UP-geschweißt. Die Randbedingungen und Eingangsparameter der Berechnungsvarianten orientieren sich an den Schwingversuchen der Serien 1 und 2 und sind in Tab. 6-7 für die untersuchten Varianten zusammengefasst. Anders als bei der statistischen Auswertung der beiden Serien in Abschnitt 4.3.2 werden auch Versuche mit Lebensdauern  $N < 50\,000$  Lastzyklen einbezogen, um die größtmögliche Versuchsanzahl zu berücksichtigen. Die Materialeigenschaften des Schweißgutes werden durch eine Umwertung der Härtewerte innerhalb des Profils abgeleitet. Als Zugfestigkeit des Schweißgutes geht  $f_u = 595$  N/mm<sup>2</sup> und ein Elastizitätsmodul von  $E = 206\,000$  N/mm<sup>2</sup> in die Berechnungen ein. Die zyklischen Materialparameter werden in den Varianten 1 bis 3 gemäß dem UML angenähert. In der Variante 4 wird die Modifikation nach Wächter betrachtet. Die Näherung der zyklischen Materialparameter ist für beide Ansätze in Tab. 6-8 angegeben.

Tab. 6-7: Varianten zur Validierung der Versuchsserie 1 und 2

		Variante			
		1	2	3	4
<b>Kerbdehnungskonzept</b>					
Näherung der zyklischen Materialeigenschaften	Uniform Material Law nach Seeger (1996)				
	Modifizierung nach Wächter (2016)				
Ermittlung des elastisch-plastischen Kerbdehnungspfad in der Kerbe	analytische Näherung nach Neuber				
	analytische Näherung nach Neuber, mit Berücksichtigung der Kerbwirkungszahl $K_f$				
	numerische elastisch-plastische Analyse				
<b>Rissfortschrittskonzept</b>					
Rissmodell	Halbelliptischer Oberflächenanriss $a/c = 0,5$ , $a_i = 0,5$ mm	für alle Varianten			
Berücksichtigung der Kerbwirkung	ja, als Spannungserhöhung aus der Kerbformzahl $K_t$	für alle Varianten			

Tab. 6-8: Näherung der zyklischen Materialparameter für die Berechnung mit dem Uniform Material Law nach Bäumel Jr. und Seeger und modifiziert nach Wächter

UML für unlegierten und niedriglegierten Baustahl		
	Bäumel Jr. und Seeger (1990)	Wächter (2016) - FKM
$R_m$	595 N/mm <sup>2</sup> - Schweißgut	
$E$	206 000 N/mm <sup>2</sup>	
$\sigma_f'$	$1,50 \cdot R_m = 892,5 \text{ N/mm}^2$	$3,1148 \cdot R_m^{0,897} = 960 \text{ N/mm}^2$
$b$	<b>-0,087</b>	<b>-0,097</b>
$\varepsilon_f'$	$0,59 \cdot \psi = 0,59$	min (0,338; $1\,033 \cdot R_m^{-1,235} = 0,338$ )
$c$	<b>-0,58</b>	<b>-0,52</b>
$K'$	$1,65 \cdot R_m = 981,75$	$\sigma_f' / \varepsilon_f'^{n'} = 1175$
$n'$	<b>0,15</b>	<b>0,187</b>
$\psi$	$\psi = 1,0$	-

Die Abb. 6-27 bis Abb. 6-29 zeigen jeweils links die mit dem Zwei-Phasenmodell berechneten Wöhler-Diagramme der jeweiligen Berechnungsvariante. Das Diagramm rechts stellt die Prognose den tatsächlichen Versuchsergebnissen gegenüber und verdeutlicht die Güte der Lebensdauervorhersage. Die statistische Auswertung der Wöhlerlinienparameter ist in Tab. 6-9 zusammengestellt.

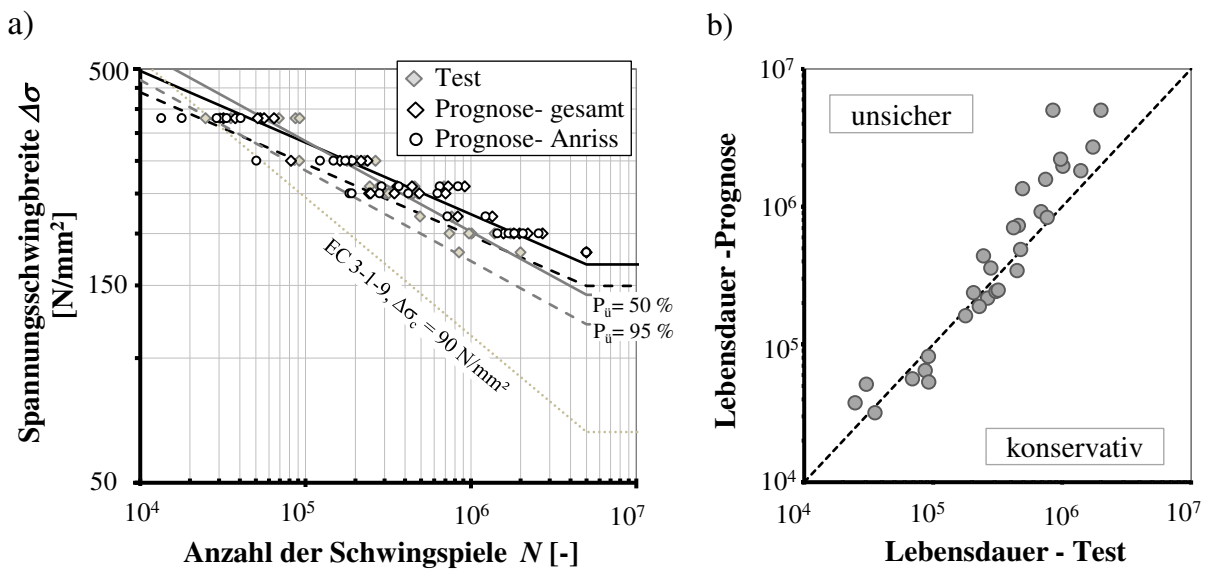


Abb. 6-27. a) Wöhler-Diagramm der Variante 1 für Versuch und Berechnung; b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Test



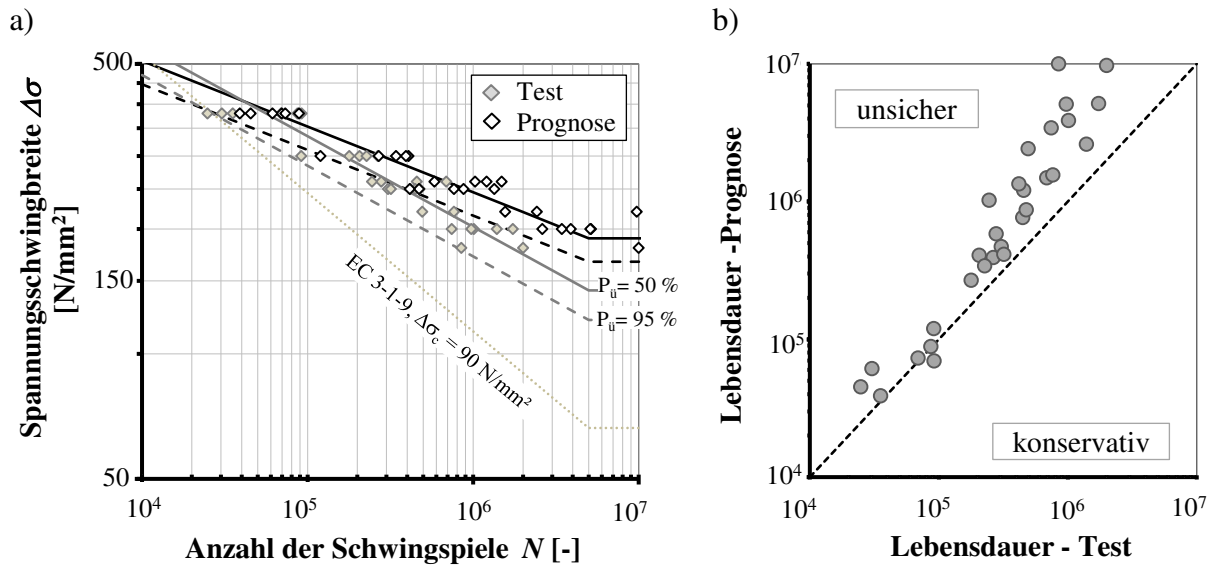


Abb. 6-28. a) Wöhler-Diagramm der Variante 2 für Versuch und Berechnung;  
 b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Test

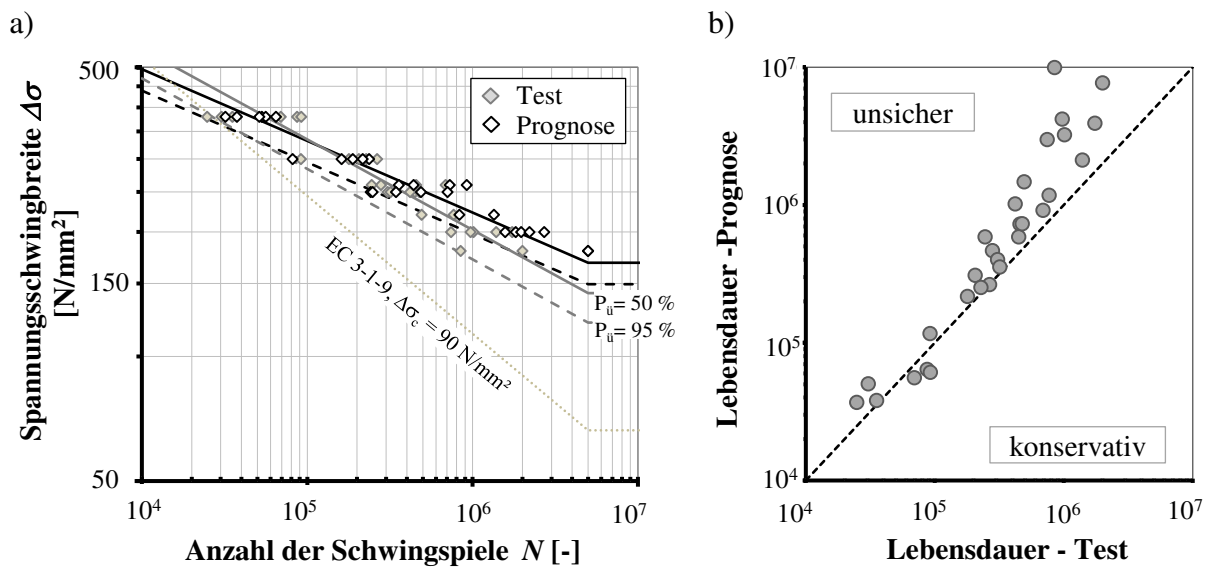


Abb. 6-29. a) Wöhler-Diagramm der Variante 3 für Versuch und Berechnung;  
 b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

Die Lebensdauerprognose der Varianten 1, 2 und 3 liegen mehr oder weniger deutlich oberhalb der Versuchsergebnisse und liefern damit eine unsichere Lebensdauervorhersage, wobei die Abweichungen der Variante 2 am größten sind. In dieser Variante wird die  $P_{SWT}$ -Schädigungsparameter-Wöhlerlinie mit der Stützziffer  $n$  multipliziert. Der wirksame Schädigungsanteil je Schwingspiel wird im Vergleich zu den Varianten 1 und 2 verringert, und die ertragbare Lebensdauer somit verlängert. Der Ansatz der Stützziffer  $n$  kann für diese Verbindungen und Randbedingungen daher nicht unterstützt werden. Da der Stumpfnahtquerschnitt mit einer mittleren Kerbformzahl von  $K_t = 1,6$  bzw.  $1,8$  den flachen und milden Kerben zugeordnet werden kann, ist die Stützwirkung gering. Abb. 6-30 verdeutlicht an einer einfachen und regelmäßigen Kerbgeometrie, dass das hochbeanspruchte Volumen im Kerbgrund bei geringer Kerbwirkung durch den geringeren Spannungsgradienten im Verhältnis größer ist als bei scharfen Kerben mit steilerem Spannungsgradienten. Die Stützwirkung ist damit für letztgenannte Kerben deutlich höher. Für flache, milde Kerben nähern sich Kerbform- und Kerbwirkungszahl immer näher an und sind nahezu identisch.

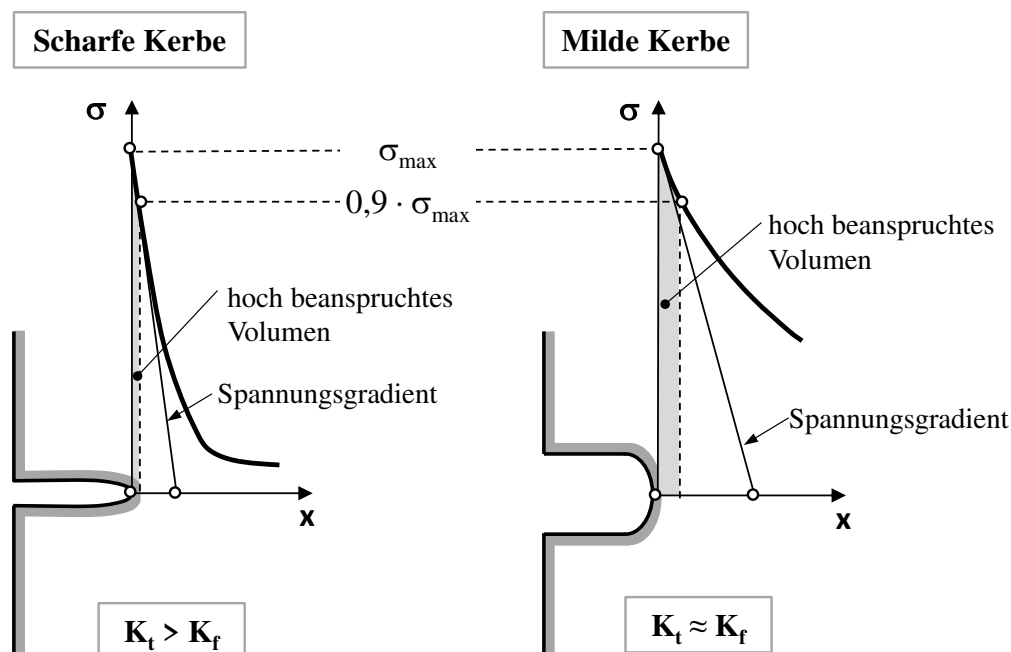


Abb. 6-30. Hoch beanspruchtes Volumen bei scharfen und milden Kerben gemäß Läßle (2011)<sup>160</sup>

<sup>160</sup>Läßle (2011), S. 289

Wie beschrieben wurde für die Variante 2 der bezogene Spannungsgradient im Rahmen einer linear-elastischen FE-Analyse bestimmt und hiermit die Stützziffer gemäß Gl. (6.7) abgeleitet. Für die Nahtprofile der Serien 1 und 2 werden Stützziffern zwischen  $n = 1,05$  und  $1,10$  ermittelt. Werden die Kerbwirkungszahlen  $K_f$  angewendet, bedeutet dies, dass die Kerbformzahl  $K_t$  nur geringfügig abmindert wird. Auf einen Ansatz der Kerbwirkungszahl kann damit verzichtet werden.

Eine bessere Näherung an die tatsächliche Lebensdauer wird erzielt, wenn die zyklischen Materialparameter nach dem Ansatz von Wächter berechnet werden. Beim Vergleich der beiden Wöhlerlinien aus Versuch und Prognose in Abb. 6-31 wird die Lebensdauer gut - wenn auch nicht über alle Versuche konservativ - abgeschätzt. Die berechnete Wöhlerlinie ist etwas flacher geneigt. Diese flachere Neigung resultiert aus größeren Abweichungen der Berechnung bei geringeren Lastniveaus also für Bereiche höherer Schwingspielzahlen. Ähnliches konnte in Kapitel 5.5 für diese Serien bei der Vorhersage der maßgebenden Nahtübergänge für den Anrissbeginn festgestellt werden: Für Proben geprüft auf geringeren Lastniveaus traf die Prognose des Anrissortes häufiger nicht zu. Dennoch erreicht diese Variante die beste Näherung an die Winkelhalbierende in Abb. 6-31 b) und die Vorhersagegüte kann als sehr gut bezeichnet werden.

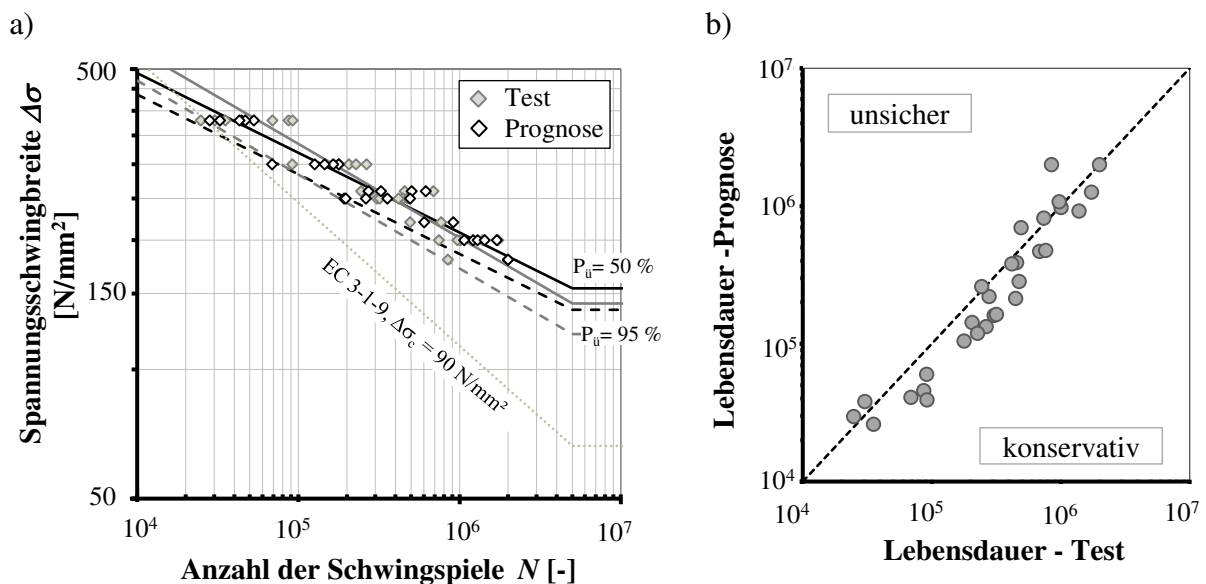


Abb. 6-31. a) Wöhler-Diagramm der Variante 4 für Versuch und Berechnung;  
b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{ii} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

Tab. 6-9: Zusammenfassung der statistischen Auswertung der Ermüdungsfestigkeiten für die Varianten 1 bis 4

	m = variabel			m = 3	
	m [-]	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>Test</b>	<b>4,6</b>	<b>174</b>	<b>148</b>	<b>139</b>	<b>97</b>
Variante 1	5,8	198	175	147	91
Variante 2	6,3	220	193	159	92
Variante 3	6,0	207	188	150	93
Variante 4	5,4	183	163	134	87

Im folgenden Absatz wird kurz beschrieben, worin sich diese beiden Näherungen unterscheiden. Für den Berechnungsverlauf des Kerbdehnungskonzeptes ist zunächst die zyklische Spannungs-Dehnungsbeziehung von Interesse, um auf Grundlage der Neuberger Kerbspannungstheorie den Belastungspfad in der Kerbe zu ermitteln. Abb. 6-32 zeigt die zyklischen Spannungs-Dehnungslinien für den hier betrachteten Werkstoff mit einer Zugfestigkeit von  $f_u = 595 \text{ N/mm}^2$  zum einen auf Basis der Näherung der zyklischen Materialparameter nach UML und in der modifizierten Variante nach Wächter.

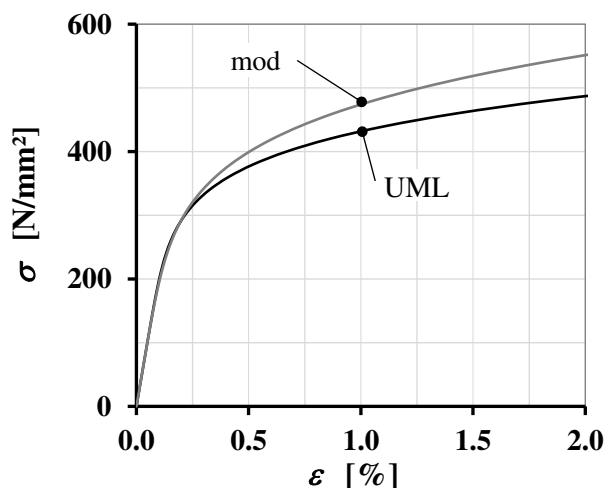


Abb. 6-32. Vergleich der zyklischen Spannungs-Dehnungslinien für die Näherungen der zyklischen Materialparameter gemäß UML und in der modifizierten Version von Wächter

Die zyklische Spannungs-Dehnungsbeziehung wurde über den zweiparametrischen Potenzansatz von Ramberg und Osgood entsprechend Gl. (2.2) berechnet. Die Kurve mit der Parameternäherung in der modifizierten Variante verläuft steiler und liegt mit zunehmenden plastischen Dehnungen, die über die zyklischen Materialparameter  $K'$  und  $n'$  beschrieben werden, merklich oberhalb der Näherung gemäß dem UML in seiner ursprünglichen Form. Bei gleichen Dehnungen im Kerbgrund sind die absoluten Spannungen somit höher. Die Unterschiede werden erst bei Dehnungen, die größer als 0,25 % sind, deutlicher. In der Kerbe treten diese hohen Dehnungen mit zunehmend plastischen Anteilen nur bei sehr hohen Beanspruchungen bzw. sehr scharfen Kerben auf. Im weiteren Berechnungsverlauf ist zu erwarten, dass bei moderater Belastung und Kerbwirkung die Spannungs-Dehnungspfade in der Kerbe für beide Näherungen sehr ähnliche Verläufe aufweisen.

Am Beispiel der Probe UP - S355 - 30.2-8 wird im Folgenden erläutert, wie sich diese Unterschiede auf den Spannungs-Dehnungspfad in der Kerbe auswirken und die Lebensdauerprognose beeinflussen. Die Kerbformzahl dieser Probe ist  $K_t = 1,84$ . Sie wurde mit einer Spannungsschwingbreite von  $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$  und bei einem Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  geprüft.

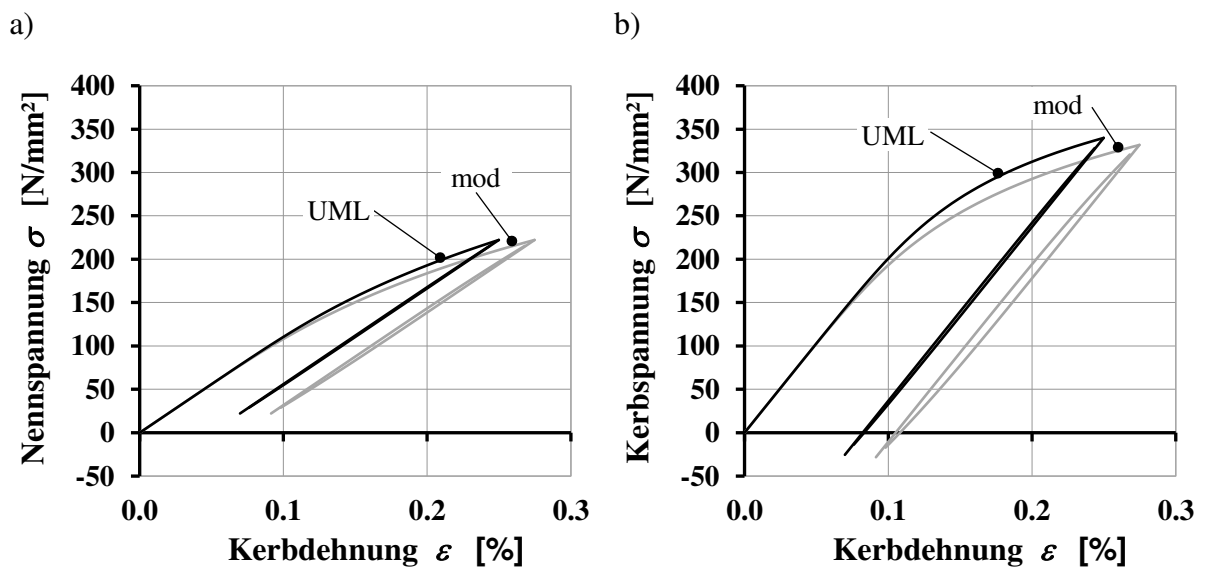


Abb. 6-33. Vergleich der Hysteresen-Verläufe im Kerbgrund analytisch angenähert nach Neuber für  $K_t=1,84$ ,  $\Delta\sigma=200 \text{ N/mm}^2$  und  $R=0,1$ ; a) Nennspannungs-Kerbdehnungsverlauf; b) Kerbspannungs-Kerbdehnungsverlauf

Durch die in der modifizierten Fassung höheren plastischen Anteile verläuft der Erstbelastungspfad in der Kerbe, dargestellt in Abb. 6-33 b), durch die höheren plastischen Dehnungsanteile ebenfalls flacher und die Hysterese ist etwas weiter und beschreibt eine größere Fläche. Die Schädigungsanteile eines Schwingspiels sind somit größer, was wiederum eine im Vergleich geringere Lebensdauer zur Folge hat.

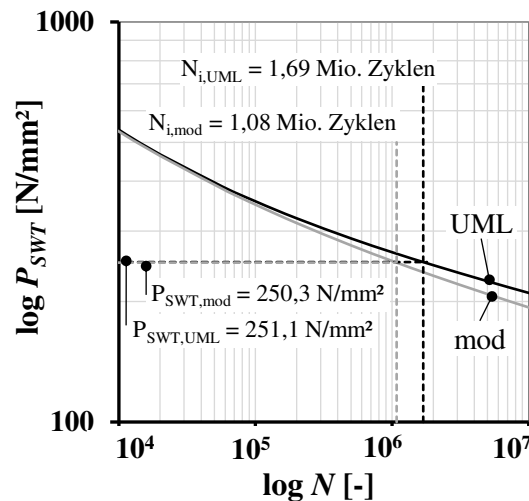


Abb. 6-34. Unterschiedliche Näherung der zyklischen Materialparameter gemäß UML und in der modifizierten Version von Wächter; Vergleich der  $P_{SWT}$ -Schädigungsparameter-Wöhlerlinie

Der Schädigungsparameter  $P_{SWT}$  wird nach Gl. (2.7) mit den Eingangsparametern Elastizitätsmodul, Mittelspannung sowie die Spannungs- und Dehnungsamplitude im Kerbgrund berechnet. Da sich diese Parameter der Hysterese für das Beispiel durch die Modifizierung des UML nur geringfügig ändern, sind die Schädigungsparameter  $P_{SWT}$  für beide Variante nahezu identisch. Die Schädigungsparameter-Wöhlerlinie entsprechend Gl. (2.8) ist dabei das Ergebnis einer Kombination mit der Dehnungs-Wöhlerlinie, die mit dem vierparametrischen Ansatz nach Coffin, Manson und Morrow beschrieben wird, in den wiederum der Schwingfestigkeitskoeffizient  $\sigma_f'$ , der zyklische Duktilitätskoeffizienten  $\varepsilon_f'$ , der Schwingfestigkeitsexponenten  $b$  und der Duktilitätsexponent  $c$  eingehen. Die modifizierte Näherung sieht an dieser Stelle ungünstigere Werte vor, sodass die resultierende Kurve geringfügig unterhalb der UML-Variante liegt. Abb. 6-32 verdeutlicht, dass bereits geringe Unterschiede bei den ermittelten Schädigungsparametern zu deutlichen Unterschieden in der Lebensdauer führen. Ab etwa 100 000 Zyklen unterscheiden sich beide Kurven.

Die Zugfestigkeit als Eingangsparameter für die Ableitung der zyklischen Materialeigenschaften wird gemäß DIN EN ISO 18265 aus der Härtemessung umgewertet. Dieses Vorgehen ist mit Unsicherheiten verbunden. In Ringversuchen des VDEh, die dieser Norm zugrunde liegen, wurde eine Streubandbreite von  $\pm 25$  HV10 bei den Härtewerten und von  $\pm 85$  N/mm<sup>2</sup> bei der Zugfestigkeit ermittelt. Eine Regressionsberechnung und statistische Auswertung war aufgrund des geringen Datenumfangs nicht möglich. In der Norm besitzt die beschriebene Umwertung einen rein informativen Charakter. Auch in der Literatur sind vielfältige Ansätze für die Korrelation von Härte und Zugfestigkeit zu finden, u. a. von Kloos und Velten (1984). Hiernach gilt für HV < 445 folgende Beziehung:

$$R_m = 3,29 \cdot HV - 47 \quad [\text{N/mm}^2] \quad \text{für Stahl und HV} < 445 \quad (6.8)$$

Wird Gl. (2.6) angewendet, ergeben sich geringere Zugfestigkeiten. Als Eingangsparameter für die Näherung nach Wächter wird dann eine Zugfestigkeit von  $f_u = 565$  N/mm<sup>2</sup> gegenüber vormals 595 N/mm<sup>2</sup> in der Berechnungsvariante 5 maßgebend. Die mit dem Zwei-Phasenmodell berechneten Lebensdauern, die in Tab. 6-10 im Vergleich zu den Versuchsdaten dargestellt sind, sind geringer. Die Prognosegüte wird nochmals verbessert und führt gemäß Abb. 6-35 b) zu einer überwiegend konservativen Abschätzung der Lebensdauer.

Tab. 6-10: Zusammenfassung der statistischen Auswertung der Ermüdungsfestigkeiten für die Variante 5

	m = variabel			m = 3	
	m [-]	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>Test</b>	<b>4,6</b>	<b>174</b>	<b>148</b>	<b>139</b>	<b>97</b>
Variante 5	5,1	172	154	125	84

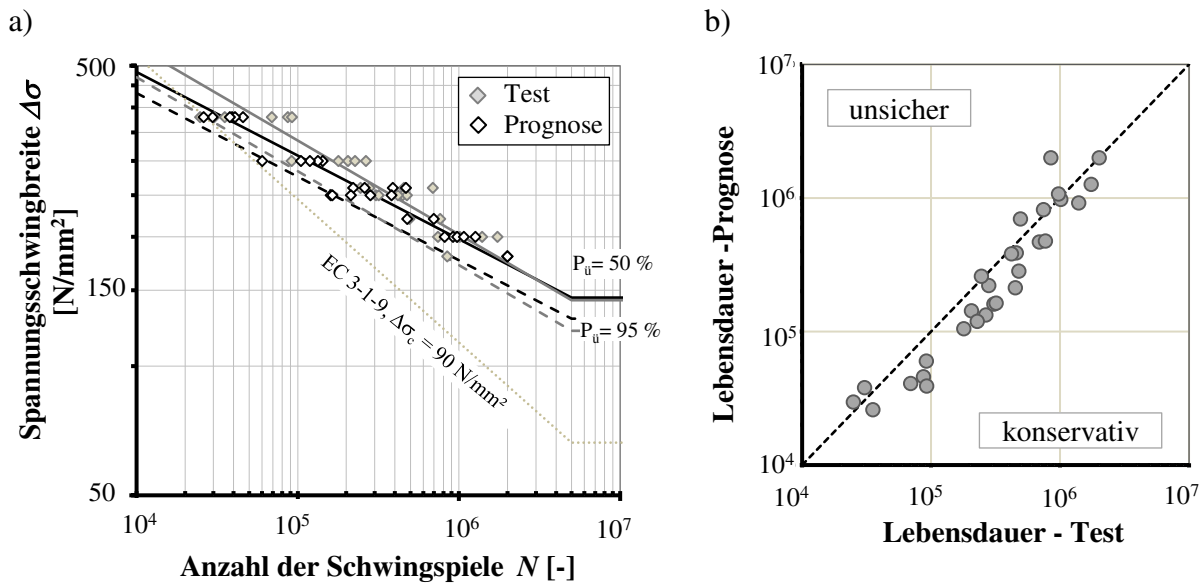


Abb. 6-35. a) Wöhler-Diagramm Vergleich Versuche mit Berechnungen der Variante 5 mit einer Umwertung der Härte nach Kloos und Velten (1984); b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

In Abschnitt 6.2.4 wurden Dehnungsmessungen an zwei Schweißproben während des Versuchs aufgezeichnet und aus den Versuchen die Anrisslebensdauer abgeleitet. Diese Lebensdauern können mit den rechnerischen Werten in Tab. 6-11 verglichen werden. Für beide Proben wird die Lebensdauer bis zur Rissinitiierung in guter Näherung bestimmt. Eine Auswertung der Bruchflächen mit entsprechenden Rastlinien ist für diese Proben jedoch nicht möglich, die zugehörige Anrissstiefe ist daher nicht genau zu bestimmen. Dennoch gilt auch für diese Gegenüberstellung, dass mit dem Zwei-Phasenmodell die Lebensdauer sehr gut und auf der sicheren Seite liegend abschätzt werden kann.

Tab. 6-11: Vergleich der Anrisslebensdauern  $N_{i,DMS}$  aus der Dehnungsmessung mit der berechneten Anrisslebensdauern  $N_{i,ana}$  sowie der Gesamtlebensdauer  $N_f$

Proben-Nr. [-]	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	R [-]	$K_t$	$N_{i,DMS}$ [-]	$N_f$ [-]	$N_{i,ana}$ [-]	$N_{cp,ana}$ [-]	$N_{f,ana} = N_{i,ana} + N_{cp,ana}$ [-]
UP - S355 - 30.2-6	300	0,1	1,7	165 000	227 340	130 000	41 030	171 030
UP - S355 - 30.3-18	300	0,1	2,1	50 000	91 630	48 540	31 230	79 770

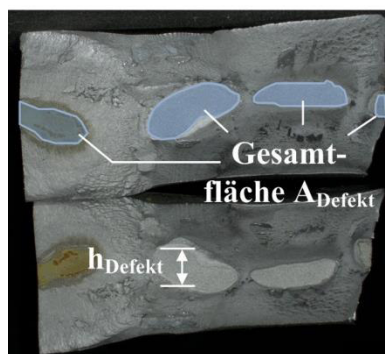


### 6.5.3 Serie 3 - Verfahrenskombination aus NVEBW und UP, S355J2+N

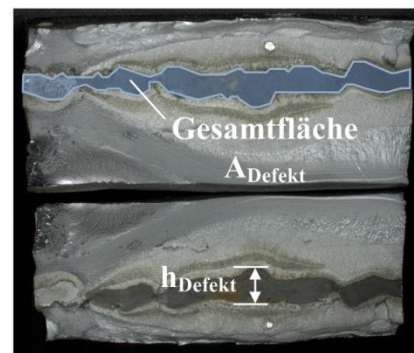
Die Ermüdungsfestigkeit der Versuchsserie 3 war gegenüber den Referenzserien 1 und 2 stark durch den Mittelrippendefekt reduziert, siehe auch Kapitel 4.3.3. Die Bruchflächen offenbarten die zum Teil großflächigen rissartigen Schweißdefekte, die daraufhin unter dem Mikroskop vermessen werden konnten. Für die Lebensdauer dieser Proben ist allein die Rissfortschrittslebensdauer zu betrachten.

Für die Bruchflächen können im Wesentlichen zwei geometrische Erscheinungsformen unterschieden werden. Die Prüfkörper der Schweißprobe 20.1 wiesen entsprechend Abb. 6-36 a) Defekte mit überwiegend in sich abgeschlossenen Bereichen auf, wohingegen die Bruchflächen der Probe 20.2 einen durchgehenden, schlauchartigen Defekt wie in Abb. 6-36 b) zeigten. Die Defekte traten im mittleren Drittel der Bruchfläche auf. Dieser Teil des Nahtquerschnitts wird beim Fügen durch den Elektronenstrahl dominiert.

a) Einzeldefekte



b) durchgehende Defekte



Keyence VHX-1000, Z00, 5-fach

Abb. 6-36. *Unterschiedliche Erscheinungsformen der inneren Defekte*  
 a) Probe NVEBW+UP-S355-20.1-5,  $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$ , 70 100 Lastzyklen  
 b) Probe NVEBW+UP-S355-20.2-15,  $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$ , 247 850 Lastzyklen

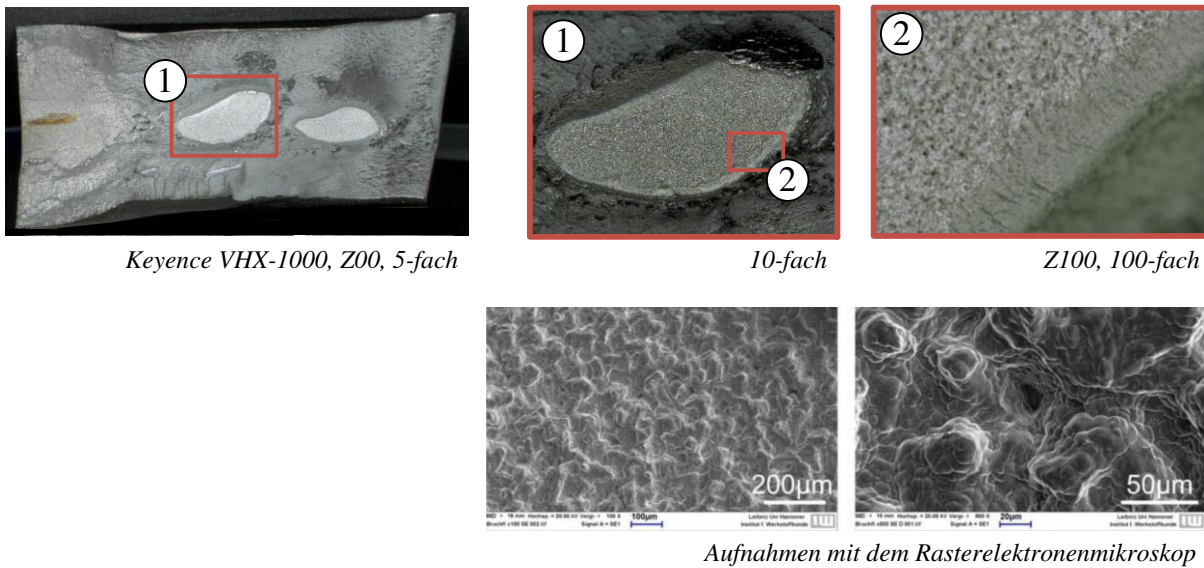


Abb. 6-37. Bruchfläche der Probe NVEBW+UP-S355-20.1-6,  $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ , 32 700 Lastzyklen; REM-Aufnahmen der Defektoberfläche aus Konya (2015)

Dieser durch den Schwingversuch aufgebrochene Erstarrungsriss (Abb. 6-37, Detail (1)) ist durch freie Oberflächen erstarrter Dendriten charakterisiert.<sup>161</sup> Die Tannenbaumstruktur der Dendriten wird in der ebenfalls dargestellten Aufnahme mit dem Rasterelektronenmikroskop besonders deutlich. Auf dieser Grundlage konnte der Defekt gemäß Kapitel 2.1.6, S. 24 ff. eindeutig als Mittelrippendefekt charakterisiert werden. Diese Untersuchungen sind detailliert u. a. in den Abschlussberichten der entsprechenden Projekte<sup>9,11</sup> und in Hassel et al. (2013) erläutert. Der Prüfkörper in Abb. 6-37 weist große Restbruchanteile auf. Sie überwiegen gegenüber den sehr geringen Schwingbruchanteilen, die ausgehend von den Defekten zu erkennen sind (siehe Detail (2), Abb. 6-37). Der Restbruch erfolgte als Gleitbruch unter großen plastischen Verformungen.

Abb. 6-38 und Abb. 6-39 fassen die Analyse der Röntgenaufnahmen der beiden Schweißproben sowie die vor dem Elektronenstrahlschweißen vermessenen Spaltmaße zusammen. Der Vergleich der Defekte auf den Bruchflächen mit der Anzeige auf den Röntgenaufnahmen zeigt, dass diese Unregelmäßigkeiten detektiert, dabei jedoch leicht unterschätzt werden. Lässt die Röntgenaufnahme Interpretationsspielraum zu, ob ein Defekt vorliegt oder nicht, zeigen die Bruchflächen ausgeprägte Risserscheinungen. Das variierende Spaltmaß, das nach dem Schweißen der Wurzellage mit UP und vor dem

<sup>161</sup> Lange und Pohl (2014), S. 228f.

Schweißen mit Elektronenstrahl aufgenommen wurde, gibt nach Abb. 6-38 bzw. Abb. 6-39 keinen Hinweis auf einen Zusammenhang zwischen der Größe des anfänglichen Spaltes und dem Auftreten des Defekts. Grundsätzlich erschwert das systematische Auftreten dieses Defekts eine tatsächliche Umsetzung dieses Verfahrens und motivierte zu den Anpassungen für die Schweißungen der Versuchsserien 4, 5, 6 und 7. Für diese rissbehafteten Proben und insbesondere dann, wenn die Größe des Defektes bekannt ist, kann die verbleibende Lebensdauer mit Hilfe der linearen Bruchmechanik angenähert werden.

Im ersten Schritt wurden mit Hilfe des Digitalmikroskops Keyence VHX-1000 unter Verwendung des Objektivs Z00 Defektpositionen und -größen jedes Prüfkörpers vermessen und in Tab. 6-12 zusammengefasst. In einem Raster mit etwa 1,5 bis 2 mm Abstand wurden Breiten und Höhen vermessen. Die durchschnittliche Defekthöhe  $h_{\text{Defekt}}$  ergibt sich aus dem Mittelwert der Einzelwerte. Werden die Schwingergebnisse eines Lastniveaus betrachtet, ist die Korrelation zwischen maximaler Defekthöhe  $h_{\text{Defekt}}$  und erreichter Lebensdauer erkennbar. Mit zunehmender Defekthöhe nimmt die Lebensdauer ab.

Tab. 6-12: Evaluierung der Defektanmessungen für Proben der Serie 3

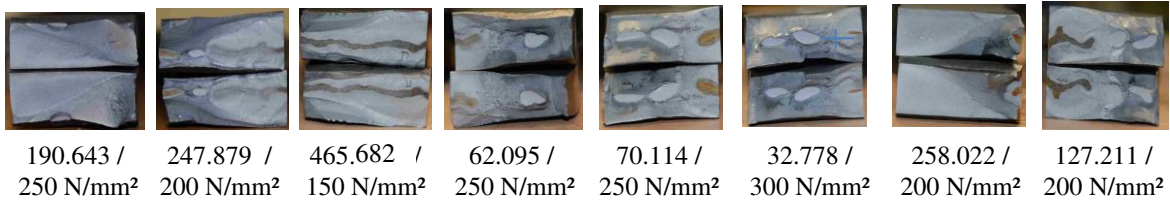
Proben-Nr. [-]	Versuch		Defektgröße		
	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$N_f$ [-]	$\varnothing$ $h_{\text{Defekt}}$ [mm]	max $h_{\text{Defekt}}$ [mm]	$A_{\text{Defekt}}$ [mm <sup>2</sup> ]
20.2-14 <sup>a</sup>	300	26 603	3,2	6,9	152,3
20.1-6 <sup>b</sup>	300	32 778	3,9	4,9	91,7
20.1-4 <sup>b</sup>	250	62 095	3,9	5,1	69,8
20.1-5 <sup>b</sup>	250	70 114	3,9	4,8	106,1
20.2-11 <sup>a</sup>	250	106 103	2,3	3,3	93,0

Proben-Nr. [-]	Versuch		Defektgröße		
	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$N_f$ [-]	$\varnothing$ $h_{\text{Defekt}}$ [mm]	max $h_{\text{Defekt}}$ [mm]	$A_{\text{Defekt}}$ [mm <sup>2</sup> ]
20.2-12 <sup>a</sup>	200	97 668	3,1	6,8	147,7
20.1-8 <sup>a</sup>	200	127 211	3,7	6,8	130,0
20.2-15 <sup>a</sup>	200	147 809	3,0	5,0	142,6
20.1-2 <sup>b</sup>	200	247 879	2,3	4,2	84,2
20.1-7 <sup>c</sup>	200	258 022	2,9	3,2	8,4
20.1-3 <sup>a</sup>	150	465 682	2,5	3,6	122,8
20.2-9 <sup>b</sup>	150	2 000 575	2,3	2,5	34,7

a - Defekt durchgängig; b - Defekt begrenzter Größe; c - Rissinitiierung sowohl am Nahtübergang als auch im Innern

**a) Bruchflächen** (Schwingspielzahl bis Bruch / Spannungsschwingbreite)



**b) Auswertung der Röntgenaufnahmen** ( — Defekt; — Defekt wahrscheinlich, geringeren Ausmaßes)

	— —	— — — —	— — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —
20.1-1	20.1-2	20.1-3	20.1-4	20.1-5	20.1-6	20.1-7	20.1-8

**c) Spalt [mm] nach dem Schweißen der Wurzel mit UP**

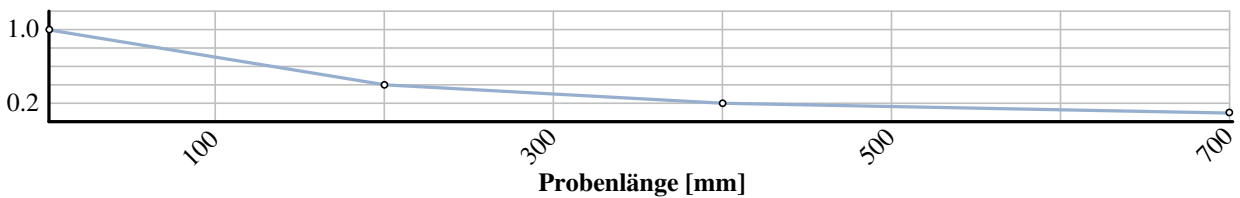
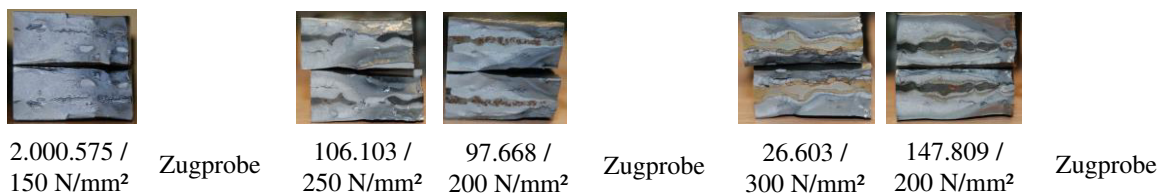


Abb. 6-38. Schweißprobe NVEBW+UP-S355-20.1; Vergleich der Bruchflächen mit Auswertung der Anzeigen auf den Röntgenaufnahmen und der anfänglichen Spaltmaße vor dem Schweißen der Lage mit NVEBW

**a) Bruchflächen** (Schwingspielzahl bis Bruch / Spannungsschwingbreite)



**b) Auswertung der Röntgenaufnahmen** ( — Defekt; — Defekt wahrscheinlich, geringeren Ausmaßes)

		— — — —	— — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —	— — — — — — — —
20.2-9	20.2-10	20.2-11	20.2-12	20.2-13	20.2-14	20.2-15	20.2-16

**c) Spalt [mm] nach dem Schweißen der Wurzel mit UP**

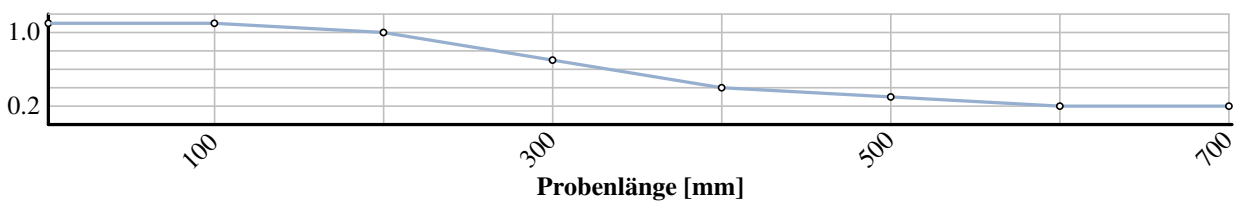


Abb. 6-39. Schweißprobe NVEBW+UP - S355 - 20.2; Vergleich der Bruchflächen mit Auswertung der Anzeigen auf den Röntgenaufnahmen und der anfänglichen Spaltmaße vor dem Schweißen der Lage mit NVEBW

Die Untersuchungen in Abschnitt 6.4.4 haben gezeigt, dass sich die Rissfortschrittsphase sehr gut durch die lineare Bruchmechanik beschreiben lässt. Dies wird im Folgenden auch bei einem Versagen der Proben ausgehend von einem inneren Defekt untersucht. Die Kerbwirkung des Nahtübergangs ist für diesen Fall nicht zu berücksichtigen. Für die Berechnung werden in verschiedenen Varianten die Rissmodelle entsprechend Abb. 2-23 untersucht. Dies sind

- a) der Innenriss in einer unendlichen Scheibe,
- b) der Innenriss in einer endlichen Scheibe und
- c) der zentrische Innenriss in einem endlichen Volumen.

Neben dem Rissmodell werden auch die Anfangsrissgrößen variiert. In die Rissfortschrittsberechnung geht daher entweder die maximale oder die mittlere Defekthöhe ein.

Tab. 6-13 fasst die Berechnungsvarianten zusammen. Für die Varianten 5 und 6 werden die Rissmodelle kombiniert. Die Proben mit überwiegend durchgehendem Riss werden entsprechend des Rissmodells b) und die Proben mit einem in sich abgeschlossen Defekt werden mit dem Modell c) berücksichtigt.

Werden die Rissmodelle für innenliegende Defekte und das Rissfortschrittsgesetz nach Paris angewendet, können die Restlebensdauern in guter Näherung mit der Variante 6 (Kombination von Rissmodell b) und c), durchschnittliche Defekthöhe  $h_{Defekt, \theta}$ ) berechnet werden. Abb. 6-40 verdeutlicht, dass die Lebensdauerprognose zu einer Annahme auf der sicheren Seite führt. Für die Varianten 1 bis 5 sind die Vorhersagen gemäß Tab. 6-14 deutlich zu konservativ. Die Annahme einer mittleren Defekthöhe nähert die Versuchsergebnisse besonders gut an.

Tab. 6-13: Varianten zur Validierung der Versuchsserie 3

		Variante					
		1	2	3	4	5	6
<b>Rissfortschrittskonzept</b>							
Rissmodell	unendliche Platte mit Mittenriss						
	endliche Platte mit Mittenriss						
	Modell nach Newman mit elliptischen Innenriss						
Anfangsrissgröße	$a_i = \text{maximale Defekthöhe } h_{Defekt}$						
	$a_i = \text{durchschnittliche Defekthöhe } h_{Defekt}$						

Tab. 6-14: Zusammenfassung der Ergebnisse für die Berechnungsvarianten

	$a_i$ [mm]	Modell	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
<b>Test</b>			<b>3,8</b>	<b>102</b>	<b>81</b>	<b>3</b>	<b>83</b>	<b>56</b>
Variante 1	$h_{Defekt,max}$	a)	3,4	74	55	3	64	44
Variante 2	$h_{Defekt,\emptyset}$	a)	3,5	87	75	3	74	58
Variante 3	$h_{Defekt,max}$	b)	4,3	66	42	3	54	29
Variante 4	$h_{Defekt,\emptyset}$	b)	3,5	80	66	3	67	50
Variante 5	$h_{Defekt,max}$	a), c)	3,7	79	61	3	61	41
Variante 6	$h_{Defekt,\emptyset}$	a), c)	3,7	91	75	3	73	52

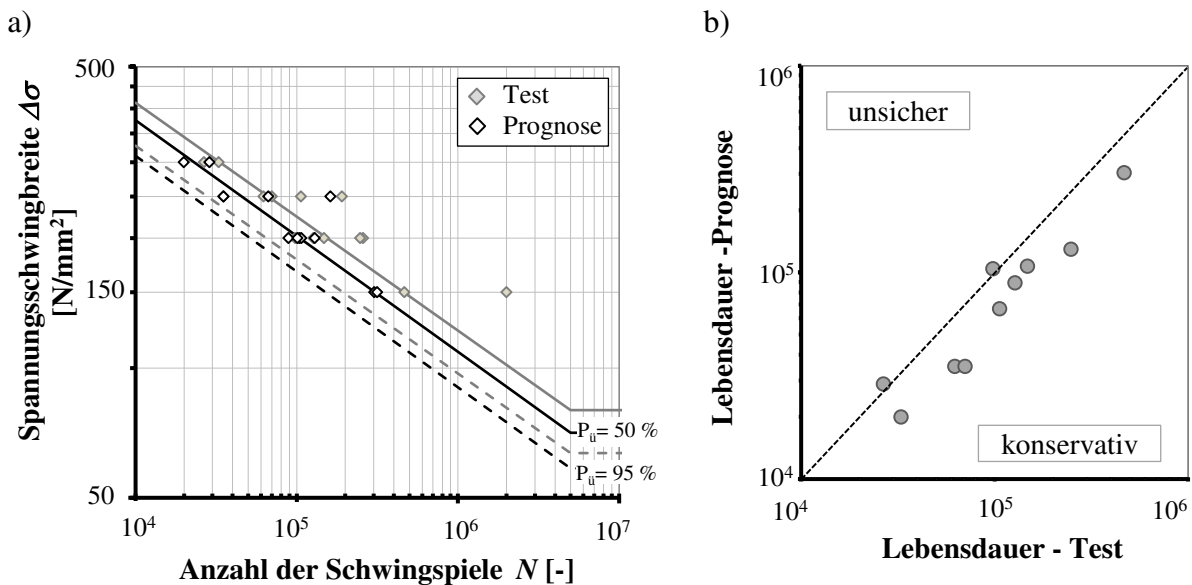


Abb. 6-40. a) Wöhler-Diagramm Vergleich Versuche mit Berechnungen der Variante 6; b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

Untersuchung zur maximalen Defektgröße für ein Ermüdungsversagen von Innen heraus

Die Rissmodellvariante eines zentrischen Innenrisses in einem Volumen und die Berechnungsvariante für das Zwei-Phasenmodell der Serie 1 und 2 wird herangezogen, um zu untersuchen, wie groß ein innerer Defekt sein darf, sodass eine Rissinitiierung weiterhin von außen erfolgt. Für verschiedene Kerbformzahlen wurde zunächst die Anrisslebensdauer  $N_i$  bestimmt und in Abb. 6-41 dargestellt.

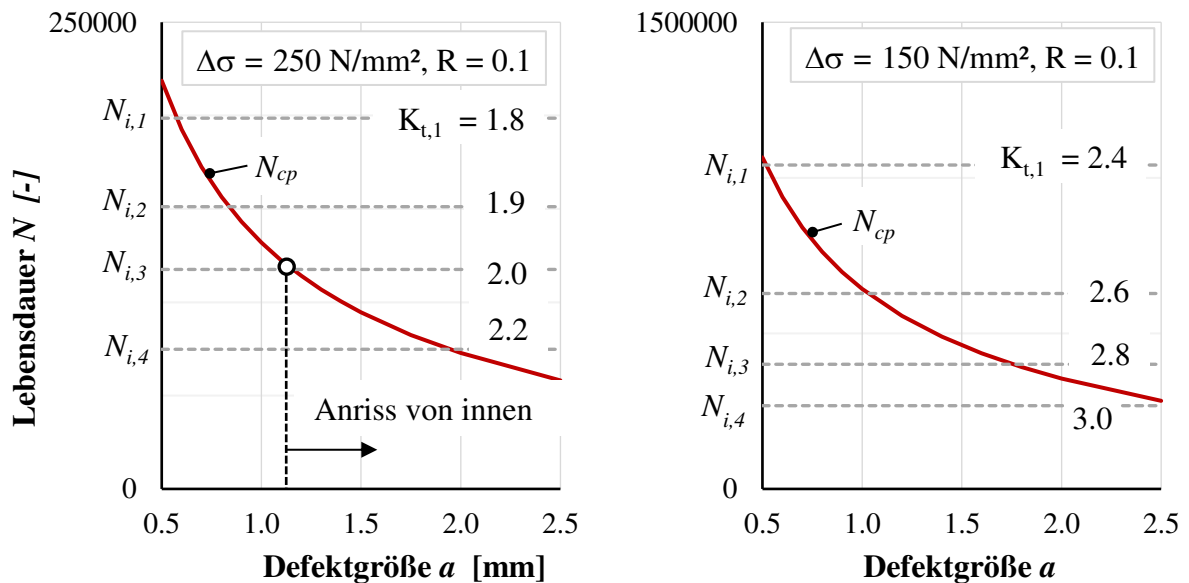


Abb. 6-41. Ermittelte Restlebensdauer (rot) bei variierender anfänglicher Defektgröße und errechnete Anrisslebensdauern für Kerbformzahlen  $K_t = 1,8 \dots 2,2$  bzw.  $2,4 \dots 3,0$ , untersucht für zwei Beanspruchungsniveaus

Daraufhin wurde die Rissfortschrittslebensdauer  $N_{cp}$  anhand eines elliptischen Innenrisses für unterschiedliche anfängliche Defektgrößen bestimmt. Wenn der rissartige Defekt kleiner als die Rissgröße am Schnittpunkt zwischen  $N_i$  und  $N_{cp}$  ist, reißt die Probe trotz Defekt von außen. Beispielhaft ist dies im linken Diagramm für eine Kerbformzahl von  $K_t = 2,0$  dargestellt. Da eine sinnvolle Berechnung mit dem Rissfortschrittmodell erst ab einer Anfangsrisslänge von etwa  $a_i = 0,5$  mm möglich ist, stellt dies die untere Anwendungsgrenze des Modells dar. Wie zu erwarten, bedeutet dies: Je stärker die Kerbwirkung der Nahtgeometrie, desto größere innere Defekte dürfen zugelassen werden. Im Umkehrschluss bedeutet dies aber auch, dass bei Verbindungen mit sehr hoher Nahtqualität schon sehr kleine Defekte im Nahtinnern für einen Rissbeginn entscheidend sein können.

#### 6.5.4 Serie 4 und 5 - Verfahrenskombination aus NVEBW und UP, S690Q und S700M

In diesem Abschnitt wird die Prognosegüte des Zwei-Phasenmodells für die Proben geschweißt mit der Verfahrenskombination aus NVEBW und UP untersucht. Für diese Serien werden die Feinkornbaustähle S690Q und S700M verwendet. Als kritischer Anrissort kann der Bereich des Zusatzwerkstoffes am Übergang zur Wärmeinflusszone ausgemacht werden. Proben, die von innen heraus an einem Schweißdefekt versagen,

werden nicht berücksichtigt. Entgegen der Auswertung in Abschnitt 4.3.4 werden zwei Proben berücksichtigt, die sowohl von Innen und gleichzeitig auch am Nahtübergang versagten.

Anders als die Prüfkörper der Serien 1 und 2 werden die Schwingproben der Serien 4 und 5 nicht spannungsarmgeglüht und sind eigenspannungsbehaftet. Da diese Proben energiearm mit dem Elektronenstrahl geschweißt wurden, kann außerdem vermutet werden, dass die Proben ausgeprägte Zugeigenspannungen aufweisen. Dieses Phänomen ist durchaus bekannt und verstärkt die Problematik der Defektbildung an der Mittelrippe.<sup>162</sup> Durch den Tiefschweißeffekt sind weniger Schweißlagen erforderlich. Die Steifigkeit der Verbindung ist bereits nach dem Fügen der ersten Lage mit dem Elektronenstrahl im Vergleich zu einer konventionellen Mehrlagen-Schweißung hoch. Für die jeweils UP-geschweißten Decklagen ist das Verformungsvermögen durch diese Steifigkeit gering und hohe Zugeigenspannungen bauen sich auf. Aufgrund des hohen Messaufwandes wurde der Eigenspannungszustand im Vorfeld der Schwingversuche nicht näher untersucht. Er ist auf Grundlage des Literaturstudiums in den Abschnitten 2.3.4 und 4.2 abzuschätzen und anzunehmen. In Anlehnung an die IIW-Richtlinie werden geringe, mittlere und hohe Eigenspannungen unterschieden. Als gering werden Eigenspannungen  $\sigma^{ES} \leq 0,2 \cdot f_y$  bezeichnet. Für Kleinproben ist dieser Ansatz zunächst zulässig. Die Streckgrenze der hier verwendeten Stähle S690Q und S700M beträgt  $f_y = 750$  bzw.  $700 \text{ N/mm}^2$ .

Im Zwei-Phasenmodell kann durch variable Eingangsgrößen der Einfluss unterschiedlicher Eigenspannungszustände auf die Lebensdauer untersucht werden. Weiterhin werden gemäß Abschnitt 6.4.3 zwei Modellvorstellungen zur Berücksichtigung von Eigenspannungen im Kerbdehnungskonzept hinsichtlich ihrer Prognosegüte betrachtet, nach Lawrence ähnlich einer Mittelspannung und nach Seeger und Heuler mit dem Modell der „dünnen Randschicht“. Tab. 6-15 fasst die Eingangsparameter der untersuchten Varianten zusammen. Aufgrund der sehr hohen Prognosegüte für die Serien 1 und 2 werden die zyklischen Materialparameter mit der Modifizierung des UML nach Wächter angenähert. Die Zugfestigkeit, die als Eingangswert für die modifizierte Form des UML notwendig ist, wird auf Grundlage der Härtewerte des Schweißgutes in die Zugfestigkeit umgewertet. Diese Werte können Tab. 3-9 entnommen werden. Hierfür wird der von Kloos formulierte Zusammenhang gemäß Gl. (6.8) gewählt. Für die Serie 4 entspricht

---

<sup>162</sup> u. a. Schuster et al. (2011)



dies einer Zugfestigkeit von  $f_{u, Serie 4} = 736 \text{ N/mm}^2$  und für die Serie 5 von  $f_{u, Serie 5} = 700 \text{ N/mm}^2$ .

Tab. 6-15: Berechnungsvarianten zur Validierung der Versuchsserie 4 und 5

		Variante						
		1	2	3	4	5	6	7
<b>Kerbdehnungskonzept</b>								
Höhe der Eigenspannungen	eigenspannungsfrei							
	$\sigma^{ES} = 0,2 \cdot f_y$							
	$\sigma^{ES} = 0,5 \cdot f_y$							
	$\sigma^{ES} = 1,0 \cdot f_y$							
Modell	nach Lawrence							
	nach Seeger							
<b>Rissfortschrittskonzept</b>								
Rissmodell	Halbelliptischer Oberflächenanriss $a/c = 0,5, a_i = 0,5 \text{ mm}$	für alle Varianten						
Berücksichtigung der Kerbwirkung	ja, als Spannungserhöhung aus der Kerbformzahl $K_t$	für alle Varianten						

Für die Berechnungsvariante 1, dargestellt in Abb. 6-42, werden aus der Annahme heraus, dass sich Eigenspannungen unter Schwingbelastung schnell abbauen, keine Eigenspannungen berücksichtigt. Die Lebensdauerprognose dieser Konfiguration liegt jedoch deutlich oberhalb der Testergebnisse und liefert eine Abschätzung auf der unsicheren Seite. Es kann daher nicht angenommen werden, dass sich ungünstig wirkende Zugeigenspannungen während des Probenzuschnitts oder auch unter Schwingbeanspruchung vollständig abbauen. Sie sind daher im Modell zu berücksichtigen, um zu einer besseren Lebensdauervorhersage zu gelangen.

Wird diese Variante 1 ohne Eigenspannungen mit den Berechnungsergebnissen der Variante 5 der Serie 1 und 2 (siehe Tab. 6-10) verglichen, sind die Verläufe der Wöhlerlinie im Mittel ähnlich. Die Neigung der Wöhlerlinie beträgt 5,1 und die mittlere Ermüdungsfestigkeit liegt mit  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 172 \text{ N/mm}^2$  trotz geringerer Zugfestigkeit leicht darüber. Denn auch die mittleren Kerbformzahlen dieser Proben sind geringer. Dieser aufschlussreiche Vergleich ist ein Beispiel für die flexible Gestaltung der Eingangsparameter innerhalb des Zwei-Phasenmodells und deutet das Potential dieser Berechnung an.

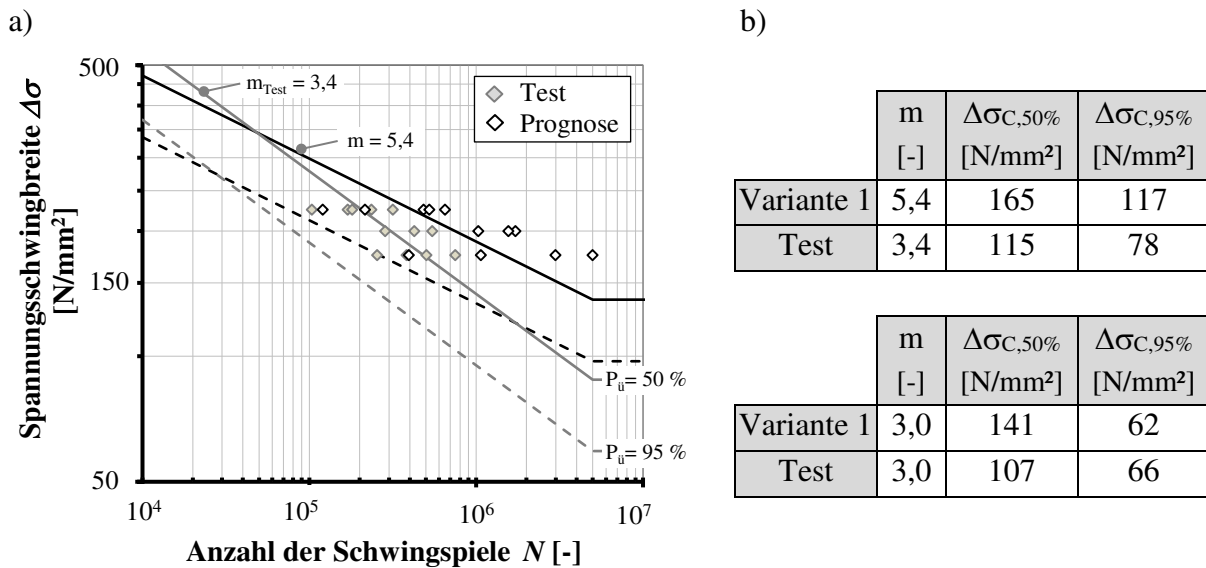


Abb. 6-42. a) Versuchsergebnisse und Berechnung im Vergleich für Variante 1  
b) Statistische Auswertung der Ergebnisse

Tab. 6-16: Zusammenfassung der Berechnungsvarianten

	$\sigma^{ES}$	Modell	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,95\%}$	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	$\Delta\sigma_{C,95\%}$
	[N/mm²]		[-]	[N/mm²]	[N/mm²]	[-]	[N/mm²]	[N/mm²]
<b>Test</b>			<b>3,4</b>	<b>115</b>	<b>78</b>	<b>3</b>	<b>107</b>	<b>66</b>
Variante 2	$0,2 \cdot f_y$	Mittelspannung	4,7	134	99	3	110	55
Variante 3	$0,2 \cdot f_y$	dünne Randschicht	5,5	163	124	3	137	70
Variante 4	$0,5 \cdot f_y$	Mittelspannung	3,7	103	73	3	88	52
Variante 5	$0,5 \cdot f_y$	dünne Randschicht	4,9	151	112	3	126	67
Variante 6	$1,0 \cdot f_y$	Mittelspannung	3,2	82	59	3	78	54
Variante 7	$1,0 \cdot f_y$	dünne Randschicht	4,4	137	99	3	116	63

Die Ergebnisse der weiteren Varianten sind in Tab. 6-16 zusammengefasst. Werden wie in Variante 2 und 3 nur geringe Eigenspannungen mit  $\sigma^{ES} = 0,2 \cdot f_y$  angenommen, sind die errechneten Ermüdungsfestigkeiten weiterhin zu hoch und die resultierende Wöhlerlinie damit nicht konservativ. Die Neigung der errechneten Wöhlerlinien ist mit  $m = 4,7$  bzw.  $5,5$  im Vergleich zu den Versuchsdaten sehr flach. Mit zunehmendem Eigenspannungsniveau nimmt auch die Neigung der Wöhlerlinie ab. Erst für die Berechnungsvariante 4 mit  $\sigma^{ES} = 0,5 \cdot f_y$  liegen die Ergebnisse mit dem Ansatz nach Lawrence unterhalb der Testergebnisse. Wird das Eigenspannungsniveau weiter gesteigert wird

die Berechnung zu konservativ. Von den untersuchten Variationen liefert die Variante 4 die beste Annäherung an die Versuchsergebnisse. Die Wöhlerlinie in Abb. 6-43 verläuft im Vergleich zu den Versuchsdaten jedoch etwas flacher.

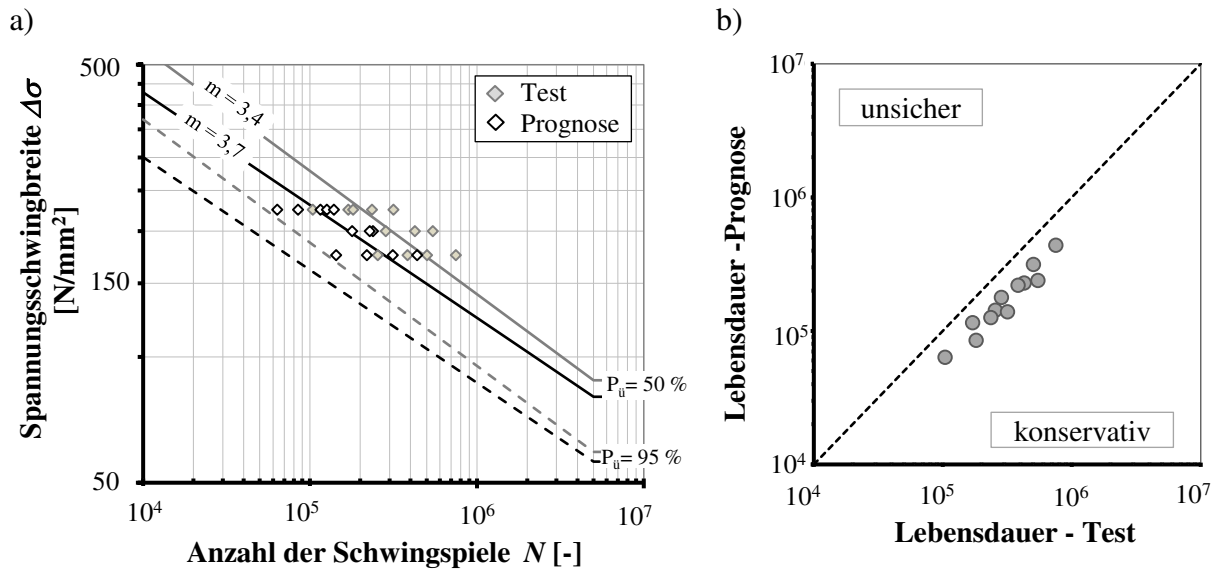


Abb. 6-43. a) Versuchsergebnisse und Berechnung im Vergleich für Variante 4;  
b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

Das Eigenspannungsniveau wird auf  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$  verringert, sodass sich die Prognose weiter den Versuchsergebnissen annähert. Mit Blick auf diese Ergebnisse ist zu diskutieren, welche Kerbformzahlen in die Berechnung eingehen. Die Nahtgeometrie der Serien 1 und 2 wird für jede Probe über jeweils vier Profile mit einem Abstand von 1 cm beschrieben. Für diese Serien hat es sich als zweckmäßig erwiesen, die tatsächlich höchste Kerbformzahl zu berücksichtigen. Letztendlich kennzeichnet diese eine zusätzliche Stützwirkung. Denn nicht unbedingt die schärfste Kerbe, sondern das maximal beanspruchte Volumen wird maßgebend. In Anlehnung an die Prognose des Anrissortes, ist dieser Ansatz sinnvoll, nicht nur den absoluten Maximalwert für die Berechnung heranzuziehen, sondern sich auch anzuschauen, wie häufig über alle Profile einer Probe an einem Nahtübergang der Maximalwert auftritt. Wird für die Serien 4 und 5 der jeweilige Mittelwert am Nahtübergang mit den höchsten Kerbformzahlen betrachtet, wird die Wöhlerlinie entsprechend der Darstellung in Abb. 6-44 noch besser angenähert.

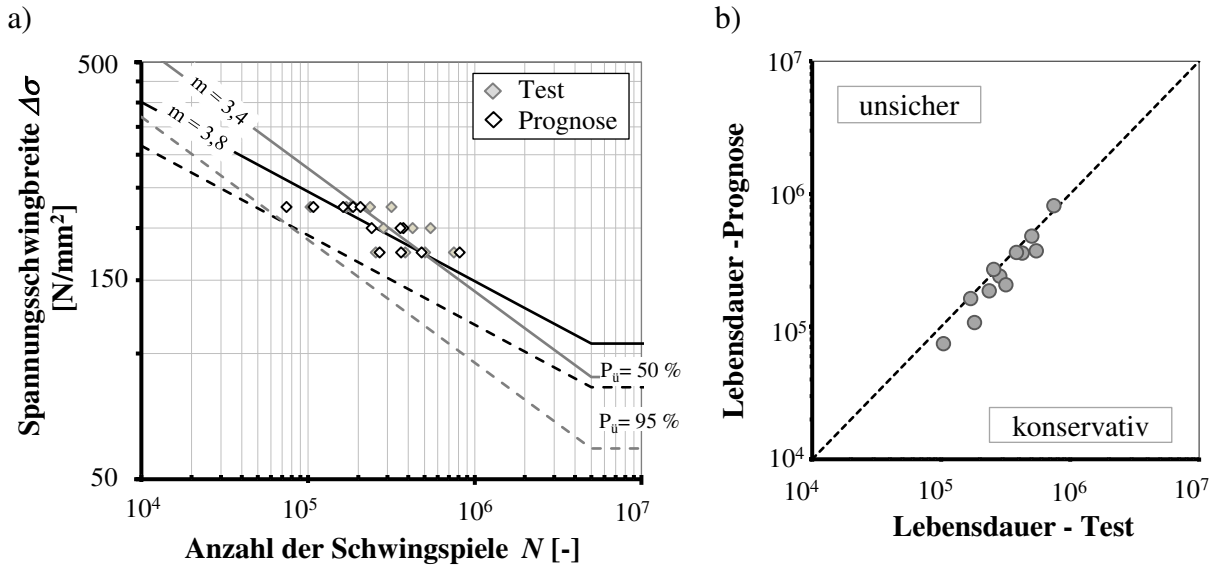


Abb. 6-44. a) Versuchsergebnisse und Berechnung im Vergleich für Variante 4\* mit  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$  und Ansatz von  $K_{t,\emptyset}$ ; b) Gegenüberstellung der mittleren Lebensdauer mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von  $P_{\bar{u}} = 50\%$  aus Prognose und Versuch

Werden die Blocklastversuche aus Abschnitt 6.4.4 für einen Vergleich herangezogen, zeigen sich in Tab. 6-17 insbesondere Abweichungen bei der Berechnung der Anrisselebensdauer. Um eine Vergleichbarkeit zu den Blocklastversuchen herzustellen, wurde die Restlebensdauer im Rahmen einer Rissfortschrittsberechnung auf eine Anrisstiefe von  $a_i = 0,5$  mm rückgerechnet. Dies wird notwendig, da die minimal messbare Anrisstiefe in den Blocklastversuchen zwischen  $a_i = 1,4$  und  $2,3$  mm variiert.

Tab. 6-17: Vergleich Blocklastversuch - Zwei-Phasenmodell mit  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$  und Ansatz der durchschnittlichen Kerbformzahl  $K_{t,\emptyset}$

Probe	$K_{t,max}$ [-]	$K_{t,\emptyset}$ [-]	$\Delta\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$N_i^{a_i=0,5\text{ mm}}$ [-]	$N_{cp}^{a_i=0,5\text{ mm}*}$ [-]	$N_f$ [-]	$N_i/N_f$ [-]	$N_{i,ana}$ [-]	$N_{cp,ana}$ [-]	$N_{f,ana}$ [-]
30.94-4	2,22	2,08	225	111 389	58 336	<b>169 725</b>	66 %	84 924	77 789	<b>162 713</b>
39.95-5	3,39	3,28	225	41 620	62 210	<b>103 830</b>	40 %	20 039	54 290	<b>74 329</b>
30.97-4	2,12	1,96	225	144 207	91 146	<b>235 353</b>	61 %	102 685	83 987	<b>186 672</b>
30.101-2	2,53	2,38	225	100 076	80 906	<b>180 982</b>	55 %	41 729	66 044	<b>107 773</b>

\* Rückrechnung auf Grundlage des validierten Rissfortschrittsmodells auf eine Anrisstiefe  $a_i = 0,5$  mm

Abweichungen der Restlebensdauer  $N_{cp,ana}$  aus Tab. 6-6 gegenüber dieser Darstellung  $N_{cp}^{ai=0,5\text{ mm}}$  ergeben sich aus einem für diese Berechnung einheitlichen angenommenen  $a/c$ -Verhältnis von 0,5. Da für die anderen Proben der Serie dieses Verhältnis nicht bekannt ist, wurde der Eingangsparameter  $a/c$  für diese Rissfortschrittsberechnung gemittelt.

In Kapitel 7 werden stochastische Simulationen durchgeführt. Bei der Wahl der statistischen Parameter, Mittelwert und Standardabweichung, werden aus dieser Überlegung heraus die Kerbformzahlen verwendet, die sich aus der statistischen Verteilung der Maximalwerte eines jeden Profils ergeben. Da die Eigenschaften streuend eingehen, sind Überlegungen zu der Frage, welche Werte bezogen auf eine Probe maßgebend werden, nicht notwendig.

## 6.6 Bewertung der Ergebnisse

Die Auswertung der Serien 1 und 2 zeigt, dass die Aufbereitung der Messdaten durch das Filter mit den entsprechend gewählten Einstellungen aus Kapitel 5 Nahtprofile liefert, die direkt in die Lebensdauerprognose eingehen können. Die Näherung der zyklischen Materialparameter nach Wächter in Kombination mit der analytischen Näherung des elastisch-plastischen Kerbdehnungspfades nach Neuber liefert die beste Prognosegüte der betrachteten Varianten. Wichtige Eingangsgröße im vorgestellten Zwei-Phasenmodell ist die Zugfestigkeit derjenigen Nahtzone, die für den Anriss kritisch ist. Mit ihr werden daraufhin die zyklischen Materialparameter abgeleitet. Werden die Festigkeiten aus der Härte umgewertet, ist ein Streuband zu beachten. Eine Annahme im unteren Bereich hat sich als sinnvoll erwiesen.

Für die defektbehafteten Proben der Serie 3 kann die Lebensdauer mit bruchmechanischen Methoden sehr gut angenähert werden, wenn die Defektgröße bekannt ist. Mit Hilfe zerstörungsfreier Prüfverfahren kann die Defektgröße derzeit jedoch nicht eindeutig bestimmt werden. Schon die Detektion eines senkrecht in der Schweißnaht befindlichen Risses, erweist sich als schwierig. Es hat sich gezeigt, dass auch im Rahmen einer Durchstrahlungsprüfung nicht eindeutig das Vorliegen eines Risses ausgeschlossen werden. Daher kann die Auswertung für Serie 3 als rein akademisches Beispiel verstanden werden, bei dem die Defektgröße anhand der Bruchflächen vermessen wurden und Eingangsgröße der Berechnung sind.

Der Fokus bei den Serien 4 und 5 lag daher auf den defektfreien Proben mit einem Anriss ausgehend vom Nahtübergang. Im Gegensatz zu den Referenzserien 1 und 2 war für

diese Proben zusätzlich ein im Vorfeld unbekannter Eigenspannungszustand zu berücksichtigen. Dieser komplexe Zustand wird zunächst durch das Schweißen und daran anschließend durch den Zuschnitt in Kleinproben beeinflusst und ist allgemein schwer quantifizierbar. Verschiedene Eigenspannungsniveaus wurden daraufhin für diese Proben untersucht. Die Eigenspannungen wurden im Kerbdehnungskonzept nach Art einer Mittelspannung gemäß dem Ansatz nach Lawrence und entsprechend dem Modell „dünne Randschicht“ nach Seeger berücksichtigt. Eine bessere Näherung wurde dabei mit dem Ansatz nach Lawrence erzielt. Die üblicherweise geltende Bemessungsannahme von Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze des Grundmaterials konnte nicht bestätigt werden. Die Berechnungen lieferten zu konservative Lebensdauern. Die Annahme von Eigenspannung  $\sigma^{ES}$  im Bereich von  $0,2$  bis  $0,5 \cdot f_y$  führt zu einer guten Annäherung der Prognose an die tatsächliche Lebensdauer. Ein schneller Abbau der Eigenspannungen bei schwingender Belastung konnte nicht bestätigt werden. Denn gehen die Proben als eigenspannungsfrei in die Prognose ein, führt die Berechnung zu Schwingfestigkeiten auf der unsicheren Seite.

Insgesamt konnte gezeigt werden, dass das Zwei-Phasenmodell sehr gut geeignet ist, um die Lebensdauer geschweißter, bauteilähnlicher Proben anzunähern. Für eine sichere Prognose müssen jedoch viele Randbedingungen bekannt sein. Dies erfordert aufwändige Voruntersuchungen. Besonders essentiell ist dabei die Erfassung der Nahtgeometrie. Weitere Einflüsse können in unterschiedlicher Tiefe im Modell berücksichtigt werden, was wiederum die Komplexität deutlich erhöht und besondere Kenntnisse des Anwenders voraussetzt.

## **6.7 Übertragbarkeit auf Verbindungen mit größerer Blechdicke**

Zunächst weist die Anwendung des Zwei-Phasenmodells keine zusätzlichen blechdickenabhängigen Parameter auf, um mögliche Größeneinflüsse zu berücksichtigen. Ein möglicher Einfluss der Kerbformzahl bei zunehmender Blechdicke wird implizit über die vermessenen Nahtprofile berücksichtigt. Um einen möglichen Effekt auf die Lebensdauer einordnen zu können, wurden beispielhaft drei vermessene Nahtprofile herangezogen und einige Vergleichsrechnungen mit unterschiedlicher Blechdicke konstruiert.

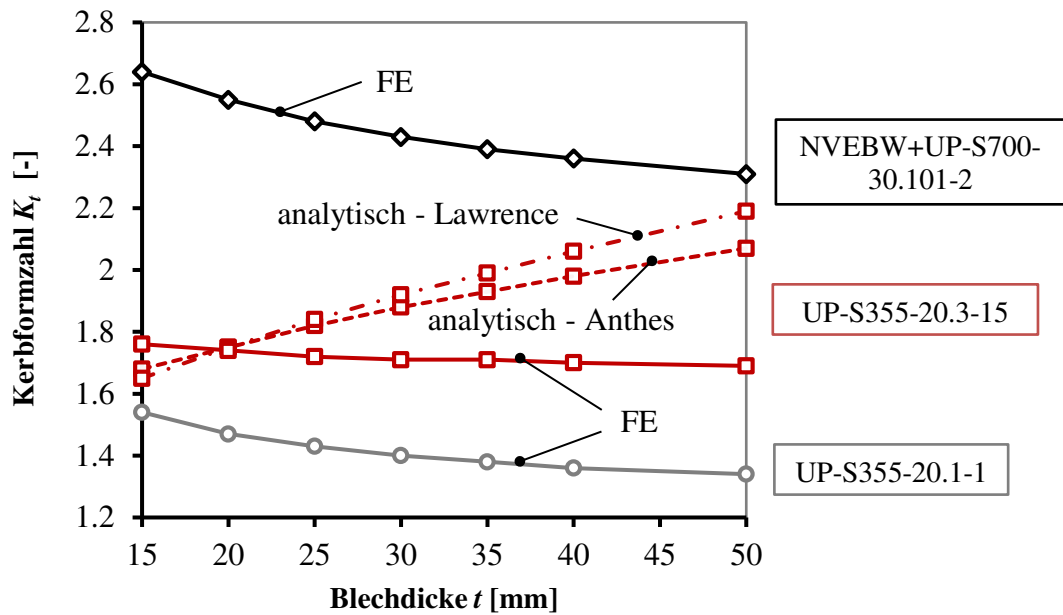


Abb. 6-45. Abhängigkeit der Kerbformzahl  $K_t$  von der Blechdicke  $t$ , berechnet auf Basis des analytischen Ansatzes nach Anthes und Lawrence und numerisch

Zunächst kann erwartet werden, dass bei einer Zunahme der Blechdicke auch die Kerbformzahlen zunehmen. Wird beispielsweise der analytische Ansatz nach Lawrence gemäß Gl. (5.10) oder nach Anthes gemäß Gl. (5.12) betrachtet, geht auch die Blechdicke in die Berechnung der Kerbformzahl ein. Mit zunehmender Blechdicke nimmt die Kerbformzahl zu. Exemplarisch ist dies in Abb. 6-45 für beide Näherungen und bei Ansatz der Nahtparameter des Profils UP-S355-20.3-15 dargestellt. Weiterhin wurden die Kerbformzahlen für dieses Profil und zwei weitere Profile, NVEBW+UP-S700-30.101-2 und UP-S355-20.1-1, numerisch in einer linear-elastischen Analyse gemäß Kapitel 5.3 berechnet. Für dieses konstruierte Beispiel wurden die Profillinien in variierendem Abstand zueinander angeordnet und damit die Blechdicke verändert. Die Vernetzung im Bereich des Nahtübergangs blieb über alle Analysen weitestgehend unverändert. Abb. 6-45 zeigt für die gewählten Profile die Kerbformzahlen bei variierender Blechdicke  $t$ . Anders als bei den analytischen Näherungen ist der Einfluss der Blechdicke auf die berechneten Kerbformzahlen geringer, sie nehmen tendenziell leicht ab. Dies würde bedeuten, dass die errechnete Anrisslebensdauer  $N_i$  für größere Blechdicken leicht zunimmt. Anzumerken ist jedoch, dass dies ein rein konstruiertes Beispiel ist. Um einen Größeneffekt der Blechdicke auf die Kerbformzahl abschließend abzuleiten, sind typische und unter realitätsnah geschweißte Verbindungen unterschiedlicher Blechdicke zu vermessen, die Kerbformzahlen zu ermitteln und auszuwerten. Durch die einheitlichen

Vorgaben bei der Aufbereitung der Messdaten aus Kapitel 5.2 wird dieser Schritt vereinfacht und ermöglicht einen direkten Vergleich. Erst dann ist eine abschließende Aussage zum Blechdickeneffekt möglich.

Ein Größeneffekt dickwandiger Verbindungen kann außerdem über die Berücksichtigung der Eigenspannungen in die Lebensdauerprognose einfließen. Denn wie in Kapitel 2.3.4 beschrieben, kann angenommen werden, dass Schweißeigenspannungen für dickwandige Bauteile dauerhaft mit der Beanspruchung zu überlagern sind. In der Lebensdauerprognose sind sie daher als Eingangsparameter zu berücksichtigen. Zugeigenspannungen wie bei den Proben der Serie 4 und 5 reduzieren die Lebensdauer. Die Modellierung der Eigenspannungen in der Lebensdauerprognose ist jedoch weiterhin mit großen Unsicherheiten behaftet und erfordert zusätzliche Forschungsarbeiten.

Auch in der Prognose der nach dem Anriss verbleibenden Lebensdauer mit dem Rissfortschrittskonzept wird die Blechdicke implizit berücksichtigt. Mit zunehmender Blechdicke nimmt die errechnete Lebensdauer zu. Dieser Einfluss ist jedoch geringer zu bewerten. Da bei zunehmender Risstiefe die Rissfortschrittsgeschwindigkeit groß wird, ist auch die zusätzlich aus der größeren Blechdicke generierte, verbleibende Lebensdauer im Verhältnis gering. Dies trifft insbesondere auf Kleinproben zu, die in der Regel eine begrenzte Schweißnahtlänge aufweisen. Bei der Übertragung auf reale Bauteile kommt jedoch für die Lebensdauer in der Rissfortschrittsphase der Schweißnahtlänge bzw. der Bauteilbreite eine größere Bedeutung zu als der Blechdicke. Lange Nähte verlängern die Lebensdauer in der Rissfortschrittsphase deutlich. Besonders signifikant wird dies bei Hohlprofilknoten, die eine im Verhältnis geringe Rissinitiierungsphase und deutlich längere Lebensdauer in der Rissfortschrittsphase aufweisen.

## **6.8 Empfehlungen für die Anwendung des Zwei-Phasenmodells**

Für die Anwendung des Modells auf die hier untersuchten Stumpfstöße können folgende Eingangsgrößen und Annahmen empfohlen werden:

- Analytische Annäherung des Beanspruchungspfades in der Kerbe gemäß der Neuberschen Kerbspannungstheorie, um die Makrostützwirkung zu berücksichtigen
- Direkte Analyse der Spannungserhöhung ohne Berücksichtigung der Mikrostützwirkung bei entsprechend gewählten Filtereinstellungen



- Näherung der zyklischen Materialeigenschaften in der modifizierten Form des UML nach Wächter für den Nahtbereich am Anrissort mit den ungünstigsten Festigkeitseigenschaften hier des Schweißgutes; Umwertung der Zugfestigkeit aus den Härtewerten nach den Angaben von Kloos
- Berücksichtigung einer Rissgröße von  $a_i = 0,5$  mm beim Übergang ins Rissfortschrittskonzept
- Anwendung der linearen Bruchmechanik mit der Paris-Gleichung mit Annahme der mittleren Werkstoffeigenschaften entsprechend der Richtlinien des DNV GL
- Annahme eines halb elliptischen Oberflächenanrisses mit einem Achsenverhältnis von  $a/c = 0,5$  bei Annahme einer quadratischen Abnahme der Spannungserhöhung an der Kerbe
- Berücksichtigung von Schweißeigenspannungen nach Art einer Mittelspannung, Eigenspannungsniveau von  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$  für Proben aus S700M und S690Q

## 7 Anwendung der Monte-Carlo-Methode zur Simulation von Wöhlerlinien

### 7.1 Motivation

Die Untersuchungen in Kapitel 6 haben gezeigt, dass die Lebensdauer von Schweißverbindung mit hoher Prognosegüte unter Anwendung des Zwei-Phasenmodells bestimmt werden kann. Die Berechnungsabläufe des Kerbdehnungs- und Rissfortschritt Konzeptes sind bereits in MATLAB umgesetzt, um eine hohe Automatisierung der Abläufe zu ermöglichen. Eingangsparameter können nun mit geringem Aufwand als stochastische Variablen, die jeweils die statistische Verteilung berücksichtigen, in die Berechnungen eingehen. Die Gesamtlebensdauer einer Schweißprobe wird mit einer Kombination aus Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept und mit Berücksichtigung streuender Materialeigenschaften bestimmt. Diese Berechnung wird mehrfach ausgeführt. Die Ermüdungsversuche erfolgen quasi virtuell, um anschließend die Simulationsergebnisse statistisch auszuwerten und die Wöhlerlinie zu bestimmen. Gehen Nahtgeometrie bzw. auch Materialfestigkeiten als zufällige Parameter in die Berechnung ein, können individuelle Wöhlerlinien für spezifische Nahteigenschaften bestimmt werden. Dies eröffnet die Möglichkeit, die Eingangsparameter und ihre Sensitivität auf die Lebensdauer sowie auch die allgemeine Übertragbarkeit zu untersuchen. Grundlagen und Randbedingungen für diese Simulationen werden nachfolgend dargestellt.

### 7.2 Sicherheitskonzepte in der Tragwerksbemessung

In der Tragwerksplanung sind Wahrscheinlichkeiten und Streuungen von Einwirkung und Widerstand zu beurteilen, um eine ausreichende Zuverlässigkeit des Bauwerks für definierte Grenzzustände bei angemessener Wirtschaftlichkeit zu gewährleisten. Nach Zuverlässigkeitstheorie werden probabilistische Zuverlässigkeitsmethoden auf Stufen zunehmender Komplexität unterschieden, wobei Stufe 1 das semiprobabilistische Sicherheitskonzept beinhaltet bis hin zu vollständig probabilistischen Methoden der Stufe 3, die eine Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f$  als Lösung liefert.<sup>163</sup> Einwirkung  $E$  und Bauteilwiderstand  $R$  werden dabei als Zufallsvariablen in einer sogenannten Grenzzustandsgleichung  $g$  mit  $g = R - E$  betrachtet. Für  $g \leq 0$  tritt Versagen ein. Im Verhältnis

---

<sup>163</sup> DIN EN 1990:2010-12 Eurocode 0: Grundlagen der Tragwerksplanung, Anhang C, Bild C.1

zu der Anzahl der durchgeführten Berechnungen ergibt sich hieraus die Versagenswahrscheinlichkeit  $P_f$ .

Voigt (2011) fasst in seinem Vortrag sowohl die positiven als auch die kritischen Aspekte vollständig probabilistischer Methoden zusammen. Als vorteilhaft zeigt sich, dass die Anwendung dieser Methoden mehr Freiheitsgrade beim Design erlaubt, um die Kosten zu optimieren. Geforderte Toleranzen können den Erfordernissen angepasst werden, da die Sensitivität der Bemessung für einzelne Eigenschaften gezielt untersucht werden kann. Die Versagenswahrscheinlichkeit als Ergebnis beinhaltet dann keine kumulierten konservativen Annahmen. Gleichzeitig wird die Robustheit des Designs durch die Simulation der komplexen Zusammenhänge nachgewiesen. Mehr Freiheiten in der Bemessung bedeuten jedoch auch einen höheren Ingenieuraufwand bei der Modellierung, der Berechnung und der Interpretation der Ergebnisse. Außerdem muss die Datenbasis vorhanden und ausreichend groß sein, um Eingangsgrößen stochastisch berücksichtigen zu können. Das Modell ist parametrisiert aufzubauen und Strukturanalysen sind mehrfach durchzuführen.

## 7.3 Zur Anwendung der Monte-Carlo-Methode

### 7.3.1 Grundlagen

Die Monte-Carlo-Methoden wurden in den 1940er Jahren durch die Mathematiker Ulam, Metropolis und von Neumann begründet, um mathematische Problemstellungen mit statistischen Verfahren und mit Hilfe von Zufallszahlen numerisch zu lösen. Ursprünglich im Rahmen der Kernwaffenforschung des Manhattan Projekts entwickelt, kommen sie heute in verschiedenen Bereichen wie der Mathematik, Finanzwirtschaft, Physik, Medizin usw. zur Anwendung. Sie haben sich dabei z. B. in der Mathematik als Alternative zur analytischen Lösung komplexer Integrale, in der Statistik zur Bestimmung der Verteilungseigenschaften und in der Risikoanalyse zur Abschätzung der Zuverlässigkeit bewährt. Die Methode basiert auf dem Gesetz der großen Zahlen. Dieses besagt, dass der auf Basis eines Zufallsexperiments berechnete Wert der Zielgröße (Ergebnis), mit zunehmender Anzahl der Ziehungen bzw. zunehmender der Stichprobengröße (Simulationsdurchläufe) gegen den wahren Wert der Zielgröße strebt. Für weiterführende Informationen zur Methode wird u. a. auf Rubinstein und Kroese (2008) und Binder und Heermann (2010) verwiesen.

Elementarer Baustein der Monte-Carlo-Simulation ist die Erzeugung von Zufallszahlen. Am Rechner erzeugte Zufallszahlen sind das Ergebnis von Algorithmen und daher nicht

wirklich zufällig. Sie heißen deterministische Zufallszahlen oder pseudo-Zufallszahlen. Jede erzeugte Zahlenfolge hat ein Muster, das sich irgendwann wiederholt. Hierdurch sind die Zahlenfolgen jedoch auch reproduzierbar. Bei einigen Generatoren kann unter Vorgabe eines Startwertes, eines sogenannten Seeds, die gleiche Zahlenfolge erneut erzeugt werden. Über die Inversionsmethode können gleichverteilte Zahlenfolgen in Eingangsparameter mit einer bestimmten Verteilung überführt werden. Diese Methode wird auch als Simple Random Sampling (SRS) bezeichnet. Nachteil dieser Methode ist, dass viele Simulationsdurchläufe also eine große Stichprobe notwendig sind, um eine gute Approximation an die Verteilungsfunktion der streuenden Eingangsgrößen zu erhalten. Denn, obwohl die Stichprobe zufällig generiert wird, stellen u. a. Will et al. (2003) fest, dass diese klassische Methode zur Clusterbildung neigt und der Parameterbereich nicht gleichmäßig durch die Zahlenfolge abgedeckt wird. Gerade für die Abschätzung der statistischen Momente höherer Ordnung wie Varianz und Standardabweichung sind sehr hohe Stichprobenanzahlen notwendig. Um diese Varianz zu reduzieren, wird daher vielfach das von McKay et al. (1979) entwickelte Latin Hypercube Sampling (LHS) empfohlen. Mit dieser etwas aufwändigeren Methode wird die Stichprobe systematisch erzeugt. Vereinfacht und für den eindimensionalen Fall beschrieben, wird die Dichtefunktion der Eingangsgröße in gleichgroße Schichten geteilt und aus genau jeder Schicht gleichverteilt eine Stichprobe entnommen. Für mehrere Eingangsgrößen können die Stichproben auch mehrdimensional erzeugt werden.

Im Folgenden wurden mit beiden Methoden Zufallszahlen erzeugt, um die Unterschiede zu verdeutlichen. Die geometrische Kerbformzahl  $K_t$  als Eingangsparameter für die Berechnung der Anrisslebensdauer ist mit der vorgegeben statistischen Verteilung (logarithmisch normalverteilt, Mittelwert  $\mu = 1,64$ , Standardabweichung  $\sigma = 0,17$ ) zufällig zu generieren. Für die Stichprobenumfänge  $n = 50$ ,  $500$  und  $5\,000$  wurden jeweils 100 Simulationen durchgeführt. Für jede der 100 Simulationen wurde der Mittelwert und die Standardabweichung der Formzahl  $K_t$  bestimmt und im Diagramm der Abb. 7-1 dargestellt. Werden nun die drei Verläufe mit 50, 500 bzw. 5 000 Ziehungen beider Verfahren verglichen, zeigt sich, dass die Variationen des jeweiligen Stichprobenmittelwertes über die 100 Simulationen mit Latin Hypercube Sampling schon bei 500 Ziehungen gering sind. Bei einem Stichprobenumfang von  $n = 5\,000$  konvergieren die Kennwerte der Stichprobe gegen diejenigen der Eingangsverteilung. Dagegen streuen für die Methode des Simple Random Sampling die jeweiligen Mittelwerte bei einem Stichprobenumfang von  $n = 5\,000$  vergleichsweise stark. Um auch mit dieser Methode eine nahezu exakte Annäherung zu erreichen, sind min. 100 000 Ziehungen notwendig. Da mit der heutigen

Rechnerarchitektur die Berechnungszeit eine untergeordnete Rolle spielt, kann für die folgenden Simulationen auch das einfache Verfahren angewendet werden, wenn die Simulation mit hoher Stichprobenanzahl durchgeführt wird. Dies stellt eine gute Abbildung der statistischen Verteilung der Eingangsparameter sicher.

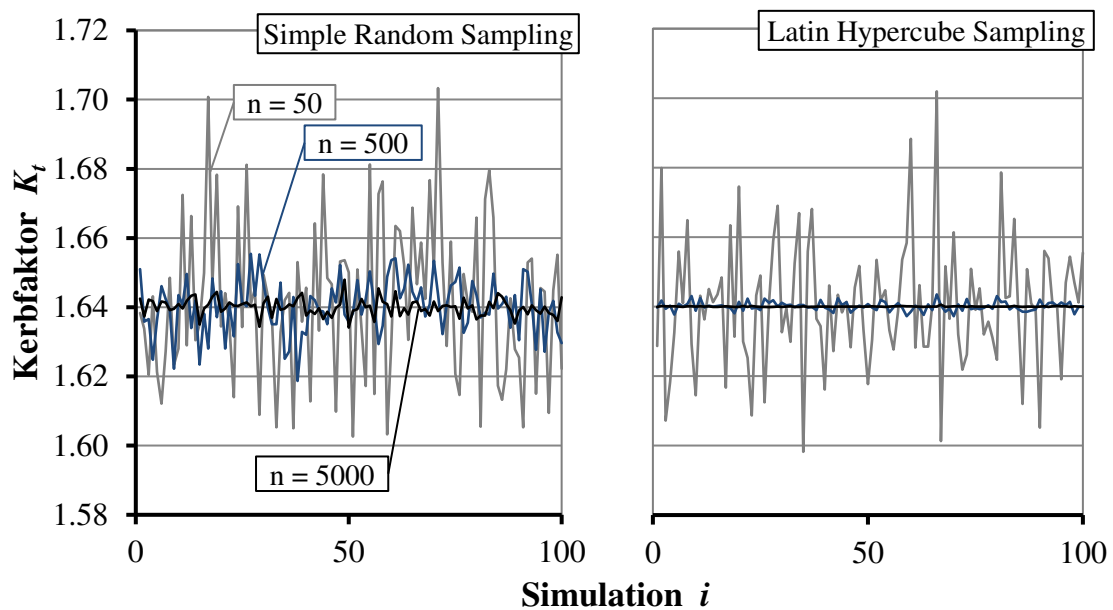


Abb. 7-1. Vergleich der generierten Mittelwerte für den Kerbfaktor  $K_t$  bei variierender Ziehungsanzahl und Generierung der Zufallszahl entsprechend einer vorgegebenen statistischen Verteilung; links mit Simple Random Sampling und rechts mit Latin Hypercube Sampling

### 7.3.2 Ablauf einer stochastischen Simulation

Gerade vor dem Hintergrund zunehmender Rechnerleistungen setzt sich seit den 1990er Jahren die Monte-Carlo-Simulation immer mehr als das maßgebende Verfahren durch, um die Zuverlässigkeit von Systemen und mechanischen Strukturen zu beurteilen. Die VDI-Richtlinie 4008 Blatt 6 fasst die mathematischen Grundlagen, die Hinweise zur Anwendung und die Beurteilung der Ergebnisse zusammen. In seiner Dissertation zur Lebenszyklusanalyse technischer Anlagen im Bereich der Geothermie stellt Feck (2008)<sup>164</sup> die allgemein üblichen Schritte einer stochastischen Simulation zusammen, die auch als Leitfaden der folgenden Untersuchungen anzusehen sind.

<sup>164</sup> Feck (2008), S. 41

1. Auswahl der Eingangsgrößen, die streuend berücksichtigt werden sollen
2. Definition der Wahrscheinlichkeitsverteilungen gegebenenfalls mit Berücksichtigung der Korrelationen
3. Generieren der Zufallszahlen
4. Berechnung der Zielgröße anhand des Modells
5. n-fache Wiederholung der Schritte 3 und 4
6. Auswertung der Ergebnisse

So einfach und allgemein anwendbar Monte-Carlo-Simulationen sind, ist es doch wichtig, die Ergebnisse richtig zu beurteilen, Randbedingungen der Simulationen, wie z. B. die Anzahl der Simulationen richtig zu wählen, die Hintergründe bei der Generierung der Zufallszahlen zu kennen sowie den Umgang mit Modellunsicherheiten und Fehlerfortpflanzung sinnvoll zu bewerten. Mit inhaltlichem Bezug auf die Zuverlässigkeit technischer Strukturen werden daher von Feck (2008), Ahrens (2011) oder Lorén und Svensson (2012) auch die Grenzen der Methode benannt und bewertet. Nach den Autoren besteht die eigentliche Schwierigkeit darin, im Vorfeld der Simulation eine verlässliche Datenbasis für die Eingangsparameter zu schaffen. Denn ohne eine ausreichende Datengrundlage und fehlende Aussagen zu den Wahrscheinlichkeitsverteilungen dieser Parameter sind die Ergebnisse der Simulationen kaum verwendbar und erlauben keine sinnvollen Aussagen. Werden diese Aspekte beachtet, sind Monte-Carlo-Simulationen ein sinnvolles Werkzeug, das besonders in der Zuverlässigkeitsbewertung von Schweißkonstruktionen sinnvoll angewendet werden kann.

## **7.4 Realisierung des Zwei-Phasenmodells**

### **7.4.1 Randbedingungen der Simulation und statistische Auswertung**

Wird nun der oben beschriebene allgemeine Ablauf auf die Lebensdauerprognose der hier untersuchten Schweißverbindungen übertragen, ist das Berechnungsmodell zu wählen, um die hierfür notwendigen Eingangsparameter zu identifizieren. Wie bereits gezeigt, kann die Gesamtlebensdauer einer Schweißverbindung mit einer Kombination aus Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept prognostiziert werden. Da der Aufwand durch die Wiederholung der Berechnung zunimmt, wird für die Sensitivitätsanalyse der rein analytische Modellansatz gewählt. Dies hat den Vorteil, dass alle Berechnungen in einem Programmsystem durchgeführt werden können. Das Kerbdehnungs- und Riss-

fortschritt-konzept wurden bereits in MATLAB implementiert. Lediglich kleinere Ergänzungen sind notwendig, um die Eingangsparameter als streuende Größen mit vorgegebener statistischer Verteilung zu berücksichtigen. Die Berechnungen werden in einer Schleife mehrfach durchgeführt. Die Zufallszahlen werden mit der Inversionsmethode über Simple Random Sampling generiert. Zunächst wird der Kerbdehnungspfad nach Neuber angenähert. Für die weiterführende Rissfortschrittsberechnung wird das Rissmodell eines halbelliptischen Oberflächenanrisses gewählt.

Vergleichbar zu den Versuchsergebnissen werden auch die Simulationsergebnisse im Rahmen einer linearen Regressionsanalyse statistisch ausgewertet. Die Grenzwahrschwingzahl wird in Anlehnung an die Versuche bei  $N_{lim} = 2 \cdot 10^6$  Lastzyklen festgelegt. In der statistischen Auswertung werden Ziehungen, die diese Schwingzahl erreichen, als Durchläufer gewertet und fließen nicht in die statistische Auswertung ein. Sie markieren gleichzeitig den Übergangsbereich zur Dauerfestigkeit. Dieser Übergangsbereich ist durch das gemeinsame Auftreten von Brüchen und Durchläufern auf einem Beanspruchungsniveau gekennzeichnet. Dieses Beanspruchungsniveau wird zusätzlich ausgewertet und markiert die Lebensdauer, bei der die Wöhlerlinie in den Dauerfestigkeitsbereich abknickt. In einer weiteren Variante werden nur die Durchläufer ausgeschlossen und die Brüche im Dauerfestigkeitsbereich weiterhin bei der Auswertung berücksichtigt, um mögliche Unterschiede bei der statistischen Auswertung der Wöhlerlinie aufzuzeigen. Am Übergang zur Kurzzeitfestigkeit fließen nur Versuche ein, die mindestens eine Gesamtlebensdauer von  $N_f = 10\,000$  Lastzyklen erreicht haben.

#### 7.4.2 Voruntersuchung zur Ermittlung der notwendigen Simulationsanzahl

##### *Konvergenzstudie zur Bestimmung der notwendigen Ziehungsanzahl*

Um die Monte-Carlo-Simulation anzuwenden, ist zunächst zu untersuchen, wie viele Ziehungen notwendig sind, damit die Zielgröße, in diesem Fall die Ermüdungsfestigkeit, konvergiert. Zunächst wird nur die Kerbformzahl  $K_t$  als streuende Größe berücksichtigt, um gleichzeitig einen direkten Vergleich mit den Ergebnissen der Schwingversuche der Serien 1 und 2 zu ermöglichen. Sie ergeben sich aus der gemeinsamen statistischen Auswertung der berechneten Kerbformzahlen für die jeweiligen Schweißproben. Alle weiteren Eingangsparameter werden deterministisch berücksichtigt. Aufgrund der sehr guten Übereinstimmung zwischen Berechnung und Versuch in Kapitel 6.5.2 werden die Eingangsparameter für die Simulation an die Variante 5 angelehnt. In Tab. 7-1 und Tab. 7-2 sind Eingangsparameter des Kerbdehnungs- und des Rissfortschritt-konzeptes zusammengestellt.

Tab. 7-1: Kerbdehnungskonzept: Eingangsparemeter zur Simulation der Serien 1 und 2

Serien-Nr.	Stahlgüte	$t$ [mm]	Herstellung	Geometrie		Material [N/mm <sup>2</sup> ]	
				$\mu$	$\sigma$	E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit $f_u$ [N/mm <sup>2</sup> ]
1 und 2	S355J2+N	20, 30	Mehrlagen-UP	1,70	0,15	206 000	565

Tab. 7-2: Rissfortschrittskonzept: Eingangsparemeter

Riss			Paris	
Modell	Halbachsen $a/c$ [-]	Anfangsrisslänge $a_i$ [mm]	$m$ [-]	$C$ [Nmm <sup>-3/2</sup> ]
halbelliptischer Oberflächenanriss	0,5	0,5	3,1	$1,1 \cdot 10^{-13}$

In den Abb. 7-2 sind für jeweils zehn Simulationen der mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,50\%}$  bzw.  $\Delta\sigma_{C,95\%}$  bei einer unterschiedlichen Anzahl von Simulationen dargestellt. Wie zu sehen ist, variieren die Werte mit unterschiedlicher Streubreite um einen Wert von etwa  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 180,8 \text{ N/mm}^2$  bzw.  $\Delta\sigma_{C,95\%} = 158,4 \text{ N/mm}^2$ . Diese Werte wurden anhand von 10 Simulationen mit jeweils 100 000 Ziehungen berechnet. Mit zunehmender Ziehungsanzahl nimmt die Streubreite ab und bewegt sich bei 5 000 Ziehungen für den Mittelwert  $\Delta\sigma_{C,50\%}$  in einem Bereich von  $\pm 1 \%$  um den Mittelwert. Für die charakteristische Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,95\%}$  sind die Streuungen geringfügig größer. Aber auch hier können bei Simulation mit 5 000 Ziehungen bereits gute Ergebnisse erzielt werden, die innerhalb des Streubandes liegen. Für die charakteristische Ermüdungsfestigkeit ist das Streuband deshalb etwas breiter, da bei ihrer Berechnung auch die Varianz einfließt, die für eine zuverlässige Abschätzung im Grundsatz eine höhere Stichprobenanzahl erfordert. Diese Studie zeigt, dass bei  $n = 50\,000$  Versuchspunkten die Wöhlerlinienparameter konvergieren und zwischen einzelnen Simulationen nur geringfügig streuen. Daher werden nun folgende Simulationen mit 50 000 Einzelberechnungen durchgeführt.



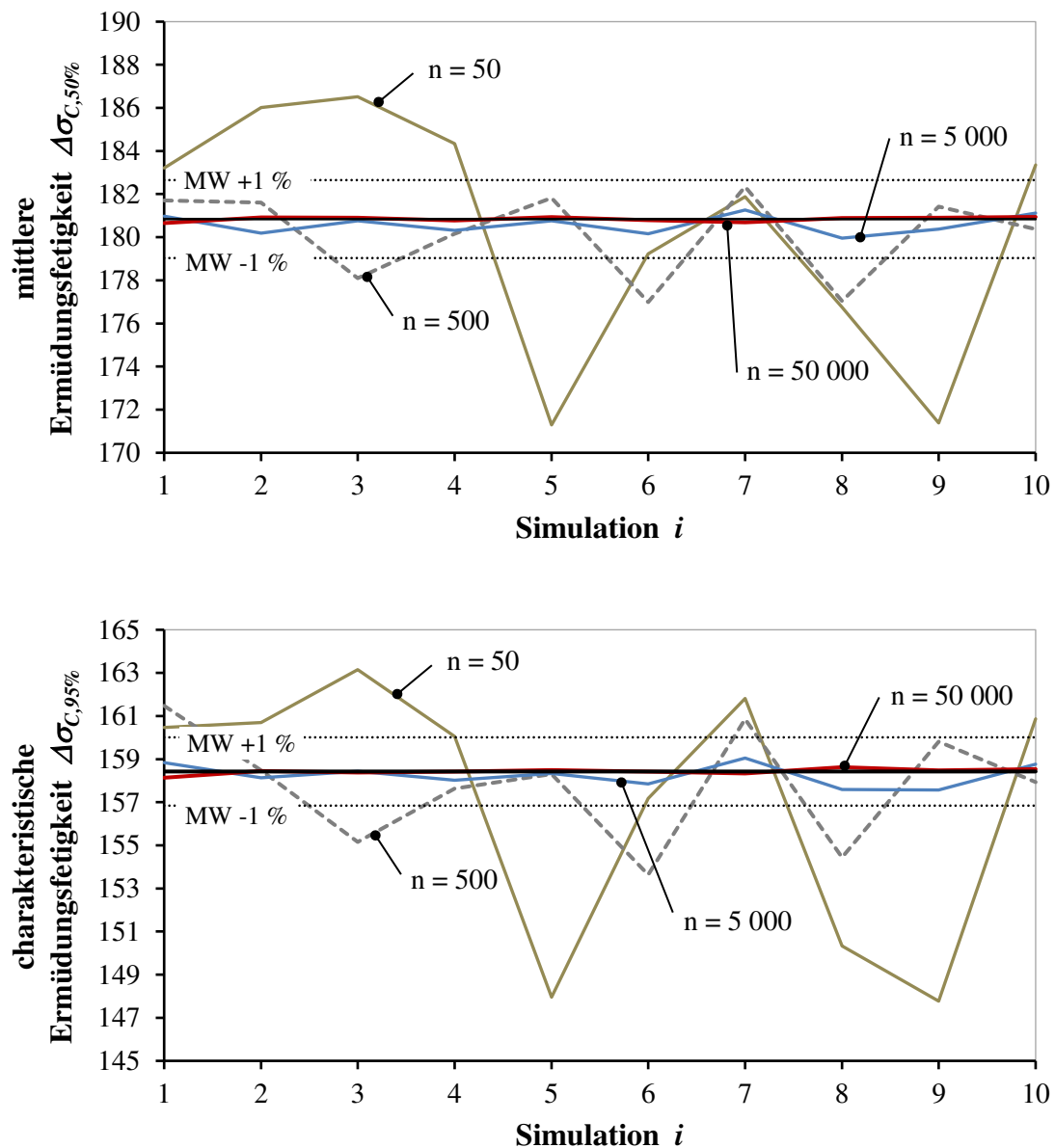
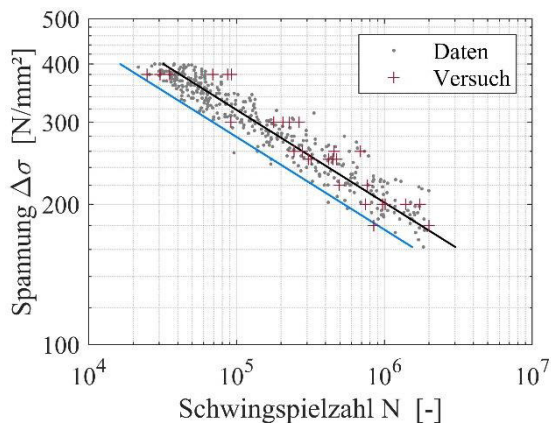
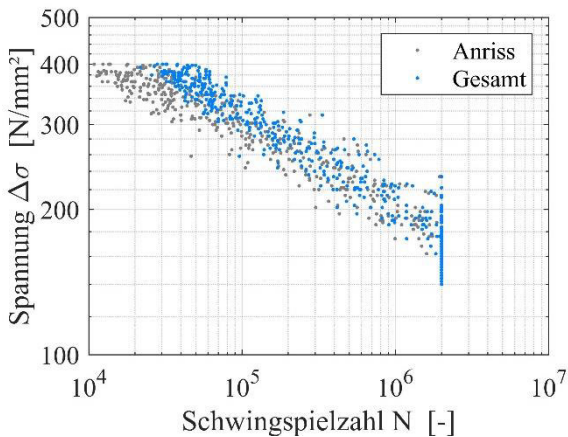


Abb. 7-2. Berechnete mittlere und charakteristische bezogene Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  bei zehn Simulationen mit  $n = 50, 500, 5000$  und  $50000$  Ziehungen

In Abb. 7-3 werden exemplarisch für jeweils eine Simulation mit  $n = 500$  und  $50000$  Ziehungen die berechneten Lebensdauern im doppeltlogarithmischen S-N Diagramm dargestellt. Links sind die simulierten Versuchsdaten dargestellt, wobei die grauen Punkte die Anrisslebensdauer  $N_i$  und die blauen Punkte die Gesamtlebensdauer  $N_f$  markieren. Auf geringeren Beanspruchungsniveaus und im Bereich höherer Schwingspielzahlen nimmt der Anteil der Anrisslebensdauer deutlich zu. Dieser Eindruck wird auch

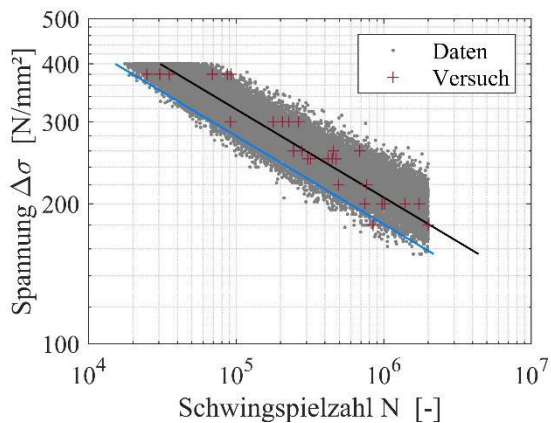
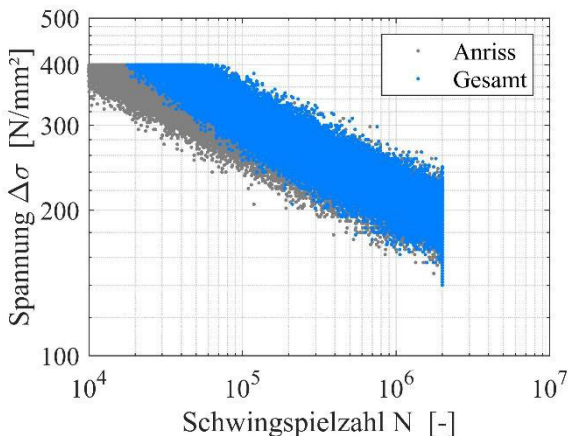
durch die doppeltlogarithmische Darstellung verstärkt. Die Rissfortschrittsphase ist vornehmlich im Bereich der Kurzzeitfestigkeit relevant.

a) n = 500 Ziehungen



	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	5,0	175,8	153,8

b) n = 50 000 Ziehungen



	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Simulation	5,3	181,0	158,6
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

Abb. 7-3. S-N Diagramme der Serien 1 und 2 a) bei 500 Ziehungen und b) bei 50 000 Ziehungen; links: Darstellung der simulierten Versuchsergebnisse; rechts: Statistisch ausgewertete Daten mit Darstellung der Versuchsergebnisse der Serien 1 und 2

Rechts sind die Daten für eine statistische Auswertung aufbereitet, d. h. Versuche mit einer Lebensdauer  $N_f$  mit weniger als 10 000 Schwingspielen bleiben unberücksichtigt. Gleiches gilt für Versuche, welche die Grenzwahrschwingspielzahl von  $N_{lim} = 2 \cdot 10^6$  Schwingspielen erreicht haben. Diese Grenze wird in Anlehnung an die Versuchsserien 1 und 2 gewählt. Ähnlich wie bei experimentellen Untersuchungen nehmen die Streuungen der errechneten Lebensdauern im Bereich der Dauerfestigkeit leicht zu. Es zeigt sich, dass durch die vielen berechneten Versuchspunkte Tendenzen noch besser herausgearbeitet werden können. Für die folgenden Untersuchungen zur Sensitivität einzelner Parameter auf die Lebensdauer erweist sich die Monte-Carlo-Simulation damit als hilfreich.

#### Vergleich mit den Versuchsdaten der Serien 1 und 2 sowie 4 und 5

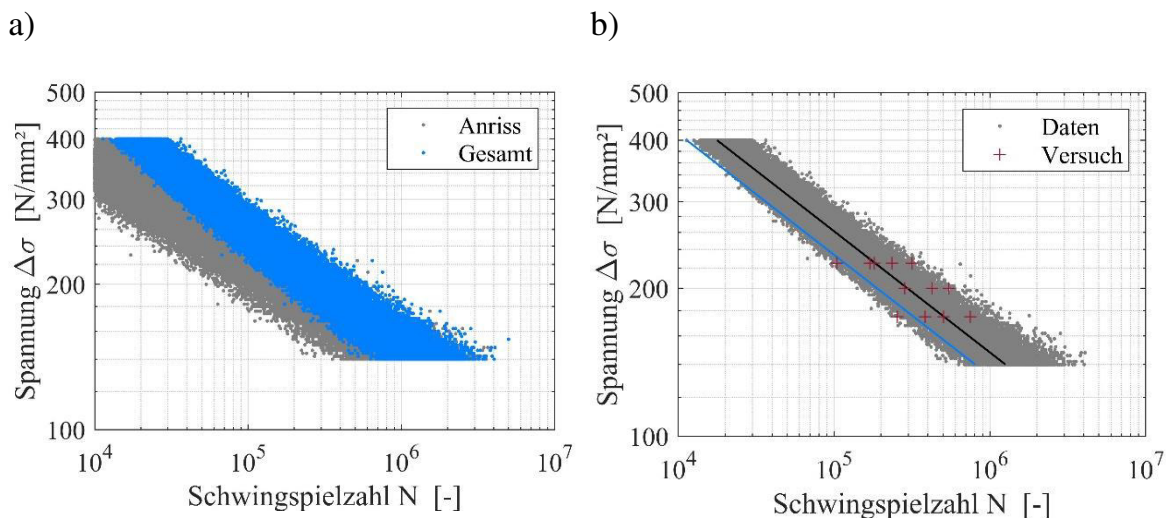
Die Versuchsdaten der Serien 1 und 2 sind ebenfalls in den rechten Wöhler-Diagrammen der Abb. 7-3 eingezeichnet. Sie liegen im Streuband der berechneten Ziehungspunkte. Gleiches gilt für die Serien 4 und 5, dargestellt in Abb. 7-4. Auch für diesen Vergleich wurde der Kerbformzahl als logarithmisch normalverteilt mit den statistischen Parametern der Tab. 7-3 berücksichtigt. Alle weiteren Eingangsgrößen werden deterministisch berücksichtigt. Für die Rissfortschrittsberechnung werden die Parameter der Tab. 7-2 angewendet.

Tab. 7-3: Kerbdehnungskonzept: Eingangsparameter zur Simulation der Serien 4 und 5

Serien-Nr.	Stahlgüte	t [mm]	Herstellung	Geometrie		Material [N/mm <sup>2</sup> ]	
				K <sub>t</sub>		E-Modul [N/mm <sup>2</sup> ]	Zugfestigkeit f <sub>u</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]
				μ	σ		
4 und 5	S690Q bzw. S700M	30	NVEBW+UP	2,0	0,17	206 000	718

Die statistische Auswertung der simulierten Lebensdauern liefert für beide Simulationen einen etwas höheren Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,50\%}$ . Mit Abweichungen < 5 % stimmen Versuchsdaten und Simulation für die Serie 1 und 2 dennoch sehr gut überein. Für die Serien 4 und 5 führt zusätzlich das unbekannte Eigenspannungsniveau, das auch in dieser Berechnung mit  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$  berücksichtigt wurde, zu Unsicherheiten bei der Lebensdauervorhersage. Die Abweichung der mittleren Ermüdungsfestigkeit zwischen Versuch und Simulation ist mit 7,5 % im Vergleich zur Serie 1 und 2 etwas größer.

Für die charakteristische Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_{C,95\%}$  ist die Abweichung von den Versuchsergebnissen etwas größer. Aufgrund der deutlich höheren Anzahl an Einzelwerten, die bei der Simulation in die statistische Auswertung eingehen, ist dies jedoch zu erwarten. Bei der Auswertung der Versuchsdaten wird dem geringen Stichprobenumfang durch eine höhere Bewertung der Streuung Rechnung getragen, siehe auch Kapitel 4.3 zur Auswertung von Schwingversuchsergebnissen.



	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
Simulation	4,1	123,6	109,8
Test Serie 4 und 5	3,4	115,0	78,0

Abb. 7-4. S-N Diagramme der Serien 4 und 5; a) Versuchspunkte der Anriss- und Gesamtlebensdauer; b) Statistische Auswertung mit Darstellung der Versuchsergebnisse der Serien 4 und 5

## 7.5 Parameterstudie und Sensitivitätsanalyse

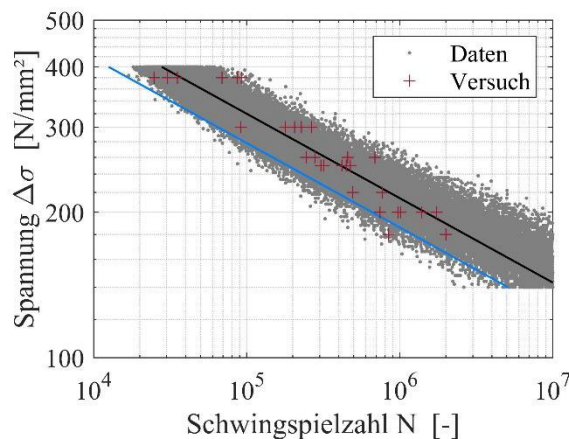
### *Einfluss der gewählten Randbedingungen bei der statistischen Auswertung der Simulationsdaten*

Die Monte-Carlo-Simulation kann sehr gut genutzt werden, um Einflüsse der gewählten Versuchsrandbedingungen und statistischen Auswertung auf die berechneten Ermüdungsfestigkeiten näher zu untersuchen. Folgende Randbedingungen werden gegenüber der Ausgangssituation variiert.

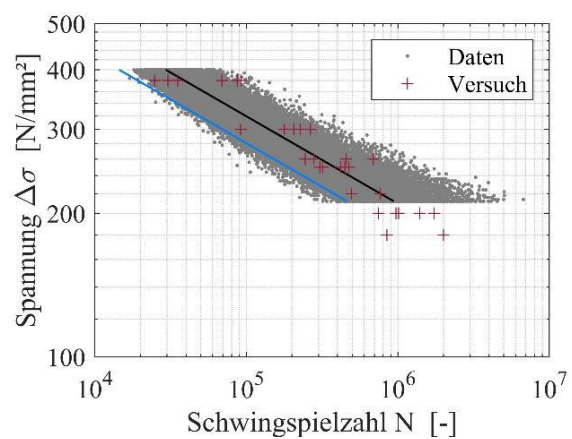
- Simulation 1: Die Grenzwahngspielzahl wird auf  $N_{lim} = 10$  Mio. Schwahngspiele erhöht.
- Simulation 2: Brüche im Übergangsbereich, d. h. auf Lastniveaus mit Durchläufern und Brüchen, bleiben in der statistischen Auswertung unberücksichtigt. Dieser Fall wird für eine Grenzwahngspielzahl von  $N_{lim} = 5$  Mio. untersucht.
- Simulation 3: Versuche mit Lebensdauern  $N < 50\,000$  Lastzyklen werden in der statistischen Auswertung nicht berücksichtigt. Diese Variation wird ebenfalls bei einer Grenzwahngspielzahl von  $N_{lim} = 5$  Mio. betrachtet.

Die Abb. 7-5 bis Abb. 7-7 stellen die Simulationsergebnisse zusammen. Für alle Variationen kann festgestellt werden, dass sich die oben genannten Randbedingungen auf die ermittelten Ermüdungsfestigkeiten auswirken. Jedoch können die dadurch hervorgerufenen Variationen in den Ergebnissen noch als gering bewertet werden.

a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung

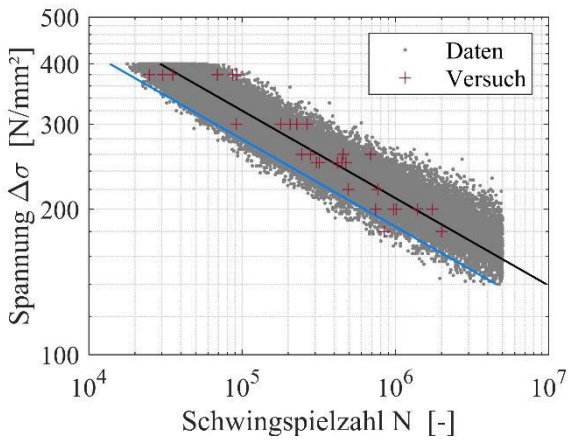


	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	5,7	189,6	164,9
b)	5,4	184,6	162,1
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

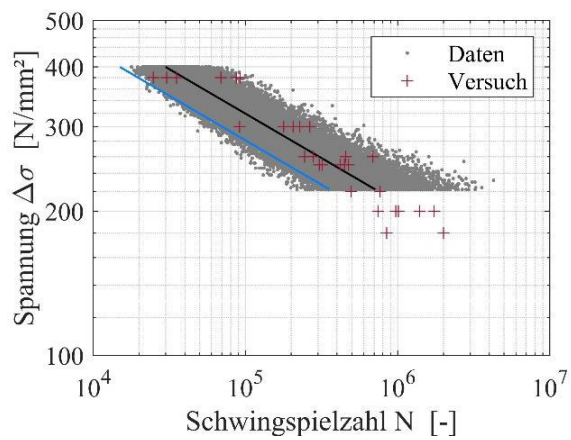
Abb. 7-5. Simulation 1 mit  $N_{lim} = 10$  Mio. Schwahngspiele



a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



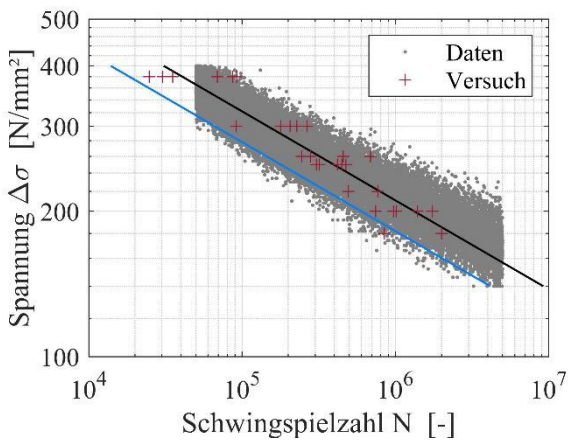
b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung



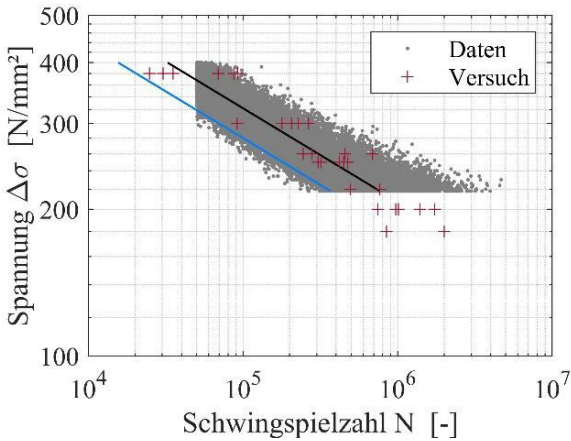
	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	5,5	186,1	162,4
b)	5,4	183,3	161,3
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

Abb. 7-6. Simulation 2 mit  $N_{lim} = 5$  Mio. Schwingspiele

a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung



	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	5,4	185,5	160,2
b)	5,2	181,4	157,5
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

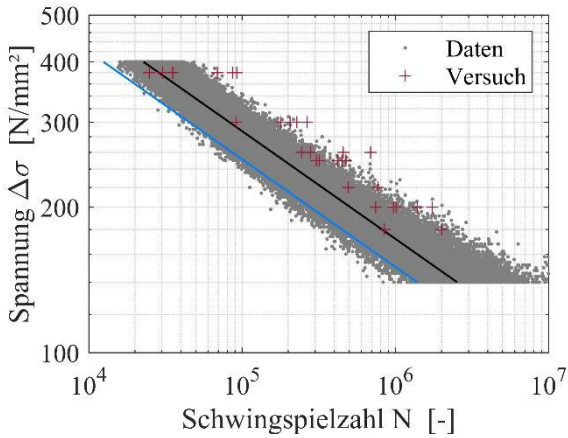
Abb. 7-7. Simulation 3; Berücksichtigung von Ziehungen mit einer Bruchsschwingspielzahl zwischen 50 000 und 5 Mio. Schwingspielen

Folgende Tendenzen sind festzustellen, mit zunehmender Grenzwahrschwingungszahl nimmt auch die ermittelte Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$  zu. Werden im Übergangsbereich neben den Durchläufern auch die Brüche von der statistischen Auswertung ausgeschlossen, resultiert daraus geringere Ermüdungsfestigkeiten. Tendenziell verlaufen Wöhlerlinien mit zunehmender Grenzwahrschwingungszahl flacher, wenn Brüche im Übergangsbereich berücksichtigt werden. Der größte Einfluss auf die Neigung der Wöhlerlinie kann für die Wahl der Grenzwahrschwingungszahl zur Kurzzeitfestigkeit ausgemacht werden. Wird diese bei 50 000 Zyklen gesetzt und Ziehungen mit geringerer Lebensdauer von der statistischen Auswertung ausgeschlossen, verläuft die Zeitfestigkeitsgerade erwartungsgemäß steiler. Dies ist zu erwarten, da die Schwingungszahlbereiche mit dem größten Abstand zur Mitte der Zeitfestigkeitsgeraden, also sowohl für den Bereich der sehr geringen als auch der sehr hohen Lebensdauern, ihre Neigung besonders beeinflussen. Andererseits tragen gerade diese Ergebnisse zu einer besseren Treffsicherheit bei der Neigung und Lage der Wöhlerlinie bei und sind zu berücksichtigen.

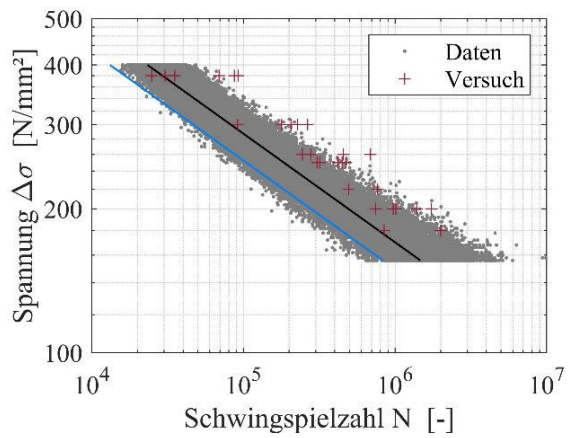
#### *Einfluss von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit*

Für die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf reale Schweißkonstruktionen ist zunächst der Einfluss von Eigenspannungen zu untersuchen. Die Erfahrungen bei der Validierung des Berechnungsmodells für die Serien 4 und 5 wird nun auf die Serien 1 und 2 übertragen und ein Eigenspannungsniveau von  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y = 150 \text{ N/mm}^2$  gewählt. Aus Tab. 3-1 wird hierfür die mittlere Streckgrenze aus beiden verwendeten Grundwerkstoffen gebildet. Als Grenzwahrschwingungszahl wird weiterhin  $N_{lim} = 10 \text{ Mio.}$  Schwingungen gewählt, wobei alle Ziehungen mit einer berechneten Lebensdauer größer als 10 000 Schwingungen berücksichtigt werden. Die Ergebnisse der Simulation sind in Abb. 7-8 sowohl im S-N Diagramm als auch unter Angabe der statistischen Auswertung dargestellt. Erwartungsgemäß reduzieren Schweißeigenspannungen im Zugbereich die Lebensdauer. Der Unterschied in Abb. 7-5 fällt im Vergleich zu Referenz deutlich aus. Die mittlere Lebensdauer verringert sich von  $\Delta\sigma_{C,50\%} = 189,6 \text{ N/mm}^2$  auf  $147,5 \text{ N/mm}^2$ . Die Zeitfestigkeitsgerade verläuft steiler und der Übergangsbereich zur Dauerfestigkeit wird schmaler. Die Unterschiede zwischen den beiden Auswertungsvarianten a) und b) in Abb. 7-8 werden geringer. Die Versuchsdaten liegen nun oberhalb der berechneten Wöhlerlinie. Werden Schweißeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze angenommen, reduziert sich die Ermüdungsfestigkeit weiter. Sie liegt mit  $\Delta\sigma_{C,95\%} = 99,0 \text{ N/mm}^2$  jedoch immer noch oberhalb des Kerbfalles 90 nach EC 3. Die Neigung der Zeitfestigkeitsgeraden verläuft mit  $m = 3,6$  deutlich steiler.

a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



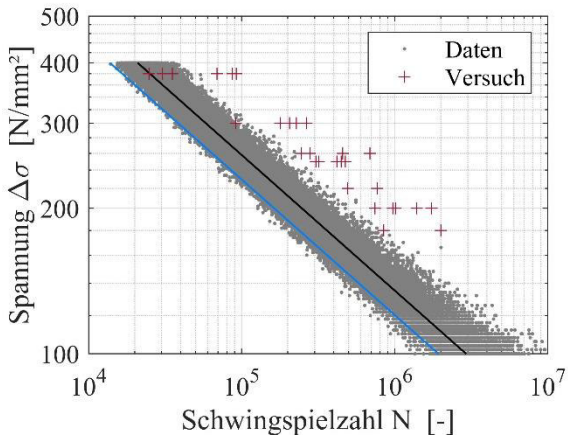
b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung



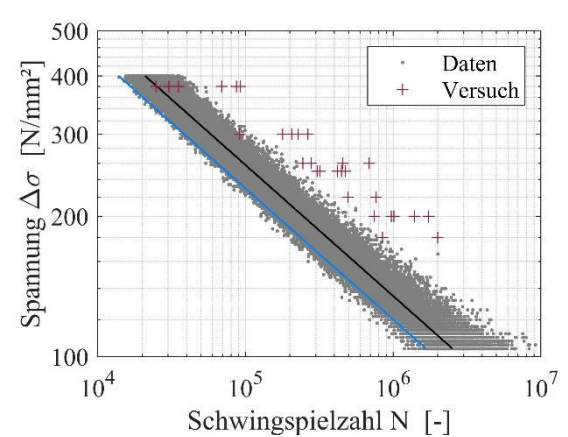
	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	4,5	147,5	129,0
b)	4,4	145,4	127,8 N/mm <sup>2</sup>

Abb. 7-8. S-N Diagramm zum Einfluss von Schweißeigenstressungen bei Annahme von  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$

a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung



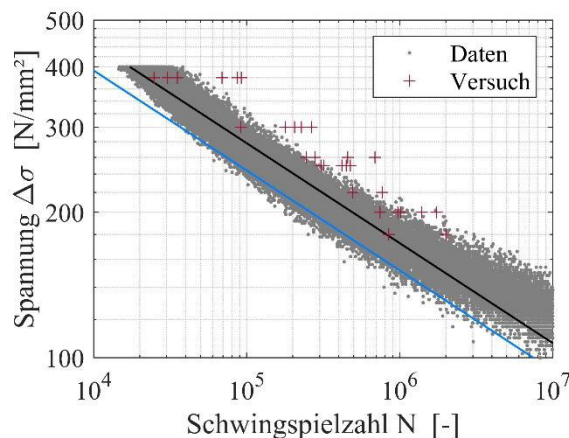
	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	3,6	111,3	99,0
b)	3,6	111,0	98,9
Simulation ohne $\sigma^{ES}$	5,7	189,6	164,9
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

Abb. 7-9. S-N Diagramm zum Einfluss von Schweißeigenstressungen bei Annahme von  $\sigma^{ES} = 1,0 \cdot f_y$

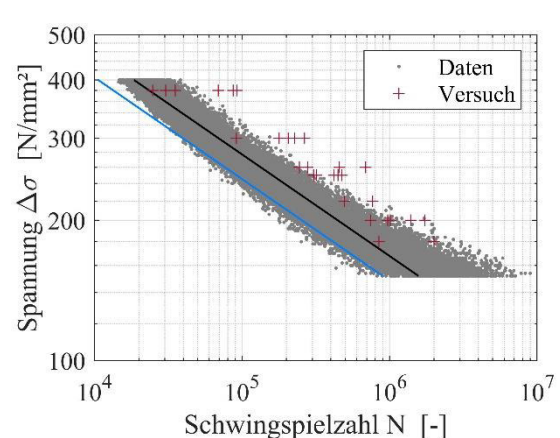


Um das Themenfeld der Schweißeigenstressungen an dieser Stelle abzuschließen, wird untersucht, ob ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  ähnliche Ergebnisse liefert, wie die Simulationen mit Berücksichtigung von Zugeigenstressungen. Ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,5$  wird für die Prüfung von Kleinproben empfohlen, um im Schwingversuch den negativen Einfluss von Zugeigenstressungen auf die Ermüdungsfestigkeit nachzubilden. In Abb. 7-10 sind die Wöhlerdiagramme und Ergebnisse dargestellt. Sie entsprechen, bis auf geringe Abweichungen, nahezu den Berechnungsergebnissen in Abb. 7-8 bei Annahme eines Eigenstressniveaus von  $\sigma^{ES} = 0,4 \cdot f_y$ . Zugeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze werden nicht abgebildet. Angemerkt sei an dieser Stelle, dass zur Berechnung der Restlebensdauer die Beschreibung des Risswachstums mit der Beziehung nach Paris und Erdogan erfolgt. Das Spannungsverhältnis  $R$  kann in dieser einfachen Form der Rissfortschrittsgleichung nicht variiert werden. Hohe Zugmittelspannungen fördern die Rissöffnung und vermutlich wird daher die Restlebensdauer für diese Variante leicht überschätzt. Besonders für höhere Beanspruchungsniveaus wird die Restlebensdauer zu einem entscheidenden Faktor.

a) Brüche im Übergangsbereich Teil der statistischen Auswertung



b) Brüche im Übergangsbereich nicht Teil der statistischen Auswertung



	m	$\Delta\sigma_{C,50\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm <sup>2</sup> ]
a)	4,8	149,6	131,4
b)	4,6	144,1	127,7
Simulation mit $0,4 \cdot \sigma^{ES}$ , $R = 0,1$	4,5	147,5	129,0
Test Serie 1 und 2	4,6	174,0	148,0

Abb. 7-10. S-N Diagramm zum Einfluss eines Spannungsverhältnisses von  $R = 0,5$  zur Modellierung von Schweißeigenstressungen

### Einfluss der Kerbformzahl

Die Nahtgeometrie, repräsentiert durch die Kerbformzahl, und die Materialfestigkeit sind die Eingangsparameter, welche die rechnerische Vorhersage der Lebensdauer maßgeblich beeinflussen. Daher werden im Folgenden beide Größen getrennt voneinander betrachtet und ihr Einfluss auf die Lebensdauer beurteilt.

Wiederum wird nur die Kerbformzahl  $K_t$  als streuende Eingangsgröße betrachtet. Die Materialeigenschaften gehen deterministisch in die Berechnung ein. Entsprechend der Voruntersuchungen wurde  $K_t = 1,70$  als Referenz angenommen. Für die weiteren Simulationen wurde der Mittelwert zwischen  $K_t = 1,25$  und  $3,00$  variiert, die Standardabweichung wurde konstant zu  $\sigma = 0,15$  angenommen. Die resultierenden Wöhlerlinienparameter Neigung und Ermüdungsfestigkeit sind in Tab. 7-4 zusammengefasst ebenso die prozentuale Abweichung zur Referenz.

Erwartungsgemäß nimmt mit abnehmender Kerbformzahl die Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$  zu, umgekehrt nimmt sie bei zunehmender Kerbformzahl ab. Begründbar durch die Makrostützwirkung führen hohe Kerbformzahlen zu einer im Verhältnis geringeren Abminderung der Ermüdungsfestigkeit als geringe Faktoren. Wird beispielsweise die Kerbformzahl von  $K_t = 1,70$  auf  $2,50$  erhöht, was einer Steigerung um etwa  $47\%$  entspricht, verringert sich die Ermüdungsfestigkeit lediglich um etwa  $30\%$ . Je höher die Kerbwirkung wird, desto stärker wirkt sich die Makrostützwirkung auf die ermittelten maximalen Kerbspannungen bzw. -dehnungen aus und führt erwartungsgemäß zu einer im Verhältnis geringeren Abnahme der Ermüdungsfestigkeit.

Tab. 7-4: Ergebnisse bei Variation der Kerbformzahl  $K_t$

Simulation-Nr.	Kerbformzahl [-]		Neigung $m$	Ermüdungsfestigkeit [N/mm <sup>2</sup> ]			
	$K_t$	Variation		$\Delta\sigma_{C,50\%}$	Variation	$\Delta\sigma_{C,95\%}$	Variation
1	1,25	-26,5 %	6,3	244,1	28,7 %	206,7	25,2%
2	1,50	-11,8 %	5,9	210,7	11,1 %	180,8	9,5 %
Referenz	<b>1,70</b>		5,7	189,6		165,1	
3	2,00	17,6 %	5,2	162,7	-14,2 %	144,9	-12,3 %
4	2,50	47,1 %	4,6	131,4	-30,6 %	118,0	-28,5 %
5	3,00	76,6 %	4,1	108,0	-43,0 %	98,4	-40,4 %

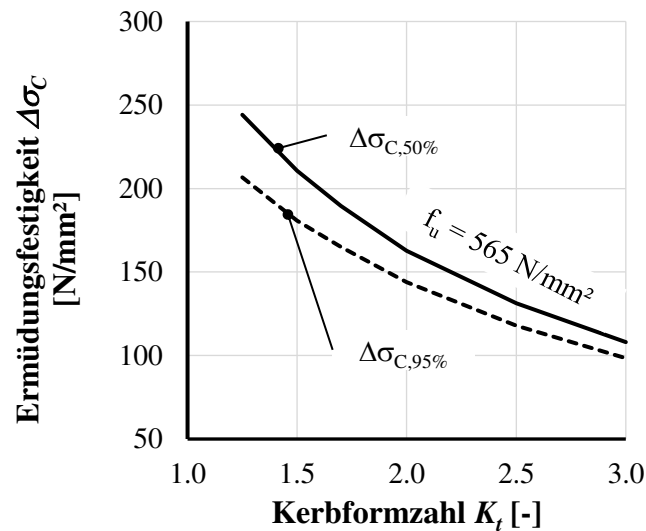


Abb. 7-11 Abhängigkeit des Bezugswertes der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$  bei Variation des Kerbfaktors  $K_t$

Abb. 7-11 verdeutlicht noch einmal den nichtlinearen Zusammenhang zwischen der Variation der Kerbformzahl  $K_t$  und der Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_C$ . Bei einem Vergleich der mittleren und charakteristischen Ermüdungsfestigkeit, d. h.  $\Delta\sigma_{C,50\%}$  bzw.  $\Delta\sigma_{C,95\%}$ , zeigt sich außerdem, dass mit zunehmenden Kerbformzahlen die Streuung abnimmt. Die Differenz zwischen den beiden Festigkeiten verringert sich mit zunehmender Kerbformzahl  $K_t$ . Dies kann durch die plastischen Dehnungsanteile in der Kerbe begründet werden, die mit zunehmender Formzahl schon bei geringeren Beanspruchungen auftreten. Durch die Makrostützwirkung werden diese plastischen Dehnungsanteile nicht in vollem Maße ermüdungswirksam, ihr Effekt wird abgemindert. Größere Dehnungsunterschiede führen daher zu vergleichsweise geringeren Unterschieden bei den errechneten Ermüdungsfestigkeiten und damit zu geringeren Streuungen bei höheren Kerbbeanspruchungen.

#### *Einfluss des Spannungsverhältnisses in Kombination mit Schweißzugspannungen*

Für die nächste Untersuchung wurde das Spannungsverhältnis  $R = 0,1$  bzw.  $0,5$  für verschiedene Eigenspannungsniveaus von gering bis hoch untersucht. Die Verläufe sind in Abb. 7-12 dargestellt. Die Ermüdungsfestigkeiten für ein Spannungsverhältnis von  $R = 0,1$  liegt für geringe Eigenspannungen deutlich oberhalb der Ermüdungsfestigkeiten des Spannungsverhältnisses  $R = 0,5$ . Aufgrund der hohen Zugmittelspannungen weist der Beanspruchungs-Pfad in der Kerbe auch ohne Eigenspannungen erhebliche plastische Anteile auf. Wie schon bei der Variation der Kerbformzahlen beschrieben, mindert

die Makrostützwirkung den Einfluss der plastischen Verformungen auf die Ermüdungsfestigkeit. Daher verläuft die Abnahme der Ermüdungsfestigkeit für ein R-Verhältnis von 0,5 flacher als für  $R = 0,1$ . Beide Verläufe nähern sich für hohe Eigenspannungen und zunehmenden plastischen Verformungen an. Dies stützt die Angaben aus dem Literaturstudium in Kapitel 4, dass Proben mit hohen Eigenspannungen unabhängig vom Spannungsverhältnis geprüft werden können.

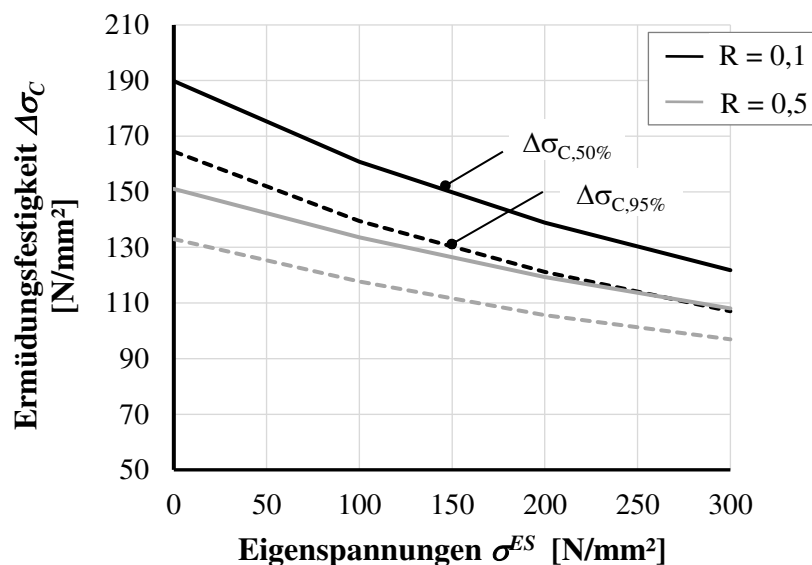


Abb. 7-12 Errechnete bezogene Ermüdungsfestigkeit  $\Delta\sigma_c$  bei einer Variation des Eigenspannungsniveaus und des Spannungsverhältnisses von  $R = 0,1$  bzw.  $R = 0,5$

## 7.6 Fazit

Die Monte-Carlo-Simulation bietet die Möglichkeit, Eingangsparameter entsprechend einer statistischen Verteilung streuend zu berücksichtigen. Dies macht allerdings nur dann Sinn, wenn die erforderlichen statistischen Verteilungen der Parameter auch bekannt sind. Eine große Herausforderung bei der Anwendung der Monte-Carlo-Simulation besteht daher darin, die Verteilungsfunktionen und mögliche Korrelationen zwischen einzelnen Eingangsgrößen richtig zu ermitteln. Nur wenn die statistischen Verteilungen der Größen bekannt sind, können Monte-Carlo-Simulationen verlässliche Ergebnisse liefern. Dem JCSS Probabilistic Model Code können Informationen zu weiteren Verteilungsfunktionen, wie beispielsweise den Festigkeitseigenschaften und deren möglicher Korrelation, entnommen werden. Da die Festigkeitseigenschaften inhomogen über den Nahtquerschnitt verteilt sind und von den Eigenschaften des Grundmaterials und des Schweißgutes sowie der Wärmeführung während des Schweißens abhängen, ist

eine statistische Erhebung dieser Eigenschaften schwierig. Eine Datenbasis existiert nicht. Die Festigkeitseigenschaften des Grundmaterials anzusetzen ist nicht Ziel führend. Auf eine Untersuchung ihres Einflusses als streuende Eigenschaften wird daher an dieser Stelle verzichtet. Einzig der E-Modul kann sinnvoll streuend berücksichtigt werden. Sein Einfluss auf die simulierte Wöhlerlinie ist jedoch gering. Für die Nahtgeometrie steht eine breite Datenbasis zur Verfügung, um Einflüsse und die Sensitivität der Zielgröße hierauf zu untersuchen. Stellvertretend für die Nahtgeometrie wurde die Kerbformzahl variiert, um für verschiedene Einflüsse das Parameterfeld zu erweitern. Dabei hat sich die Monte-Carlo-Simulation als sinnvolles Tool erwiesen und Potentiale für eine weitere Anwendung aufgezeigt.

## **8 Zusammenfassung und Ausblick**

### **8.1 Zusammenfassung**

In vielen Bereichen des Ingenieurwesens gehört das Schweißen zu den maßgebenden und am häufigsten angewendeten Verbindungstechniken. Bei wechselnd beanspruchten Stahlbaukonstruktionen, zu denen auch Tragstrukturen für Windenergieanlagen ebenso wie Brücken und Krane zählen, ist der Anteil von Schweißverbindungen besonders hoch. Ziel dieser Arbeit war es, die Ermüdungsfestigkeit auf Basis lokaler Nahteigenschaften zu prognostizieren und zu einer verlässlicheren Lebensdauervorhersage zu gelangen. Diese Absicht wurde sowohl für konventionell UP-geschweißte Verbindungen als auch für Nähte geschweißt mit alternativen Hochleistungsverfahren verfolgt.

Der Fokus lag hier vor allem auf stumpfgeschweißten Verbindungen bei Stahlrohtürmen und Monopiles, die ein wesentliches Element der Tragstruktur sowohl für Offshore als auch für Onshore-Windenergieanlagen sind. Die wesentliche Herausforderung stellen die zunehmenden Dimensionen der Strukturen dar. Durch die Größenentwicklung der Anlagen nehmen die Beanspruchung der Tragstruktur und resultierend daraus die Dimensionen weiter zu. Der Fügevorgang und die Schweißverbindung werden dabei in der Prozesskette von Design, Bemessung, Fertigung und Installation bis hin zur Wartung und Instandhaltung zu einem entscheidenden Faktor. Konventionell werden diese großvolumigen, zylindrischen Strukturen mit dem robusten und gegenüber Fertigungstoleranzen gutmütigen Unterpulverschweißverfahren gefügt. Dieses Verfahren eignet sich durch seine hohe Abschmelzleistung in besonderer Weise zum Fügen dicker Bleche mit großem Nahtquerschnitt. Je dicker das Blech, desto mehr Schweißlagen sind jedoch erforderlich. Wenn auch die Abläufe hinsichtlich einer Fertigung in Serie optimiert sind, wird der Schweißprozess und seine vor- und nachgelagerten Prozesse zum begrenzenden Faktor im Fertigungszyklus. Alternativ ermöglichen Strahlschweißverfahren, durch den Tiefschweißeffekt die Lagenanzahl zu reduzieren und die Durchlaufzeiten zu verringern. Weiterhin tragen sie weniger Energie in die Verbindung ein und sind insbesondere bei der Verarbeitung wärmeempfindlicher, thermomechanisch gewalzter Feinkornbaustähle vorzuziehen. Allerdings stellen sie deutlich höhere verfahrenstechnische Anforderungen und weisen ein erhöhtes Fehlerpotential für Erstarrungsrisse, wie z. B. den sogenannten Mittelrippendefekt, auf.

Ähnlich wie die Fertigungsverfahren geraten auch die Auslegungskonzepte für den Nachweis der Ermüdungssicherheit an ihre Grenzen. In den derzeit gültigen Normen

erfolgt aufgrund seiner Einfachheit der Nachweis der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept. Die Nahteigenschaften mit geometrischer und metallurgischer Kerbwirkung werden global über die Wahl des Kerbdetails berücksichtigt. Bei sehr großen Blechdicken ist zur Berücksichtigung der Größeneffekte die Ermüdungsfestigkeit abzumindern. Eine Berücksichtigung von lokalen Nahteigenschaften ist im Nennspannungskonzept nicht möglich. Die vorgestellte Dissertation versucht genau hier, einen Beitrag zu leisten, indem sie die Anwendbarkeit des Zwei-Phasenmodells, d. h. einer Kombination aus Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept, auf die Bemessung von dickwandigen Stumpfstoßen untersucht.

Im Rahmen eines umfangreichen Literaturstudiums wurden zunächst experimentelle Daten an dickwandigen Verbindungen zusammengestellt und erneut statistisch ausgewertet. Gerade für dickwandige Verbindungen war die verfügbare Datenbasis gering und wurde bei Betrachtung einzelner Einflussgrößen wie Eigenspannungszustand, Spannungsverhältnis und Fertigungsrandbedingungen weiter reduziert. Spezifische Aussagen zu ihrem Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit konnten kaum getroffen werden. Besonders im Fokus stand die Frage nach einer blechdickenabhängigen Reduktion der Ermüdungsfestigkeit, um Größeneffekte zu berücksichtigen. Diese Abhängigkeit konnte jedoch nicht eindeutig abgeleitet werden. Neben dem Literaturstudium wurden auch eigene Schwingversuche an UP-geschweißten Verbindungen mit einer Dicke von  $t = 20$  und  $30$  mm durchgeführt, die als Referenz zu Versuchen an Proben, die mit einer neuartigen Verfahrenskombination aus Elektronenstrahlschweißen in Atmosphäre mit UP-geschweißten Decklagen geschweißt wurden, dienen. An dünnwandigen MSG-Laser geschweißten Proben wurde das Ermüdungsverhalten näher untersucht. Für alle Serien wurde mit verschiedenen Methoden die Anriss- und Rissfortschrittsphase quantifiziert. Besonders aufschlussreich waren Blocklastversuche, mit denen die Anriss- und die Restlebensdauer über Rastlinien nachvollzogen und ausgewertet werden konnte. Alle Auswertungen zeigten, dass auch für Schweißverbindungen die Anrisslebensdauer nicht zu vernachlässigen ist.

Im Verlauf der Verfahrensentwicklung für die Anwendung des Elektronenstrahlschweißens auf dickwandige Verbindungen konnte zunächst eine systematische Mittelrippen-defektbildung beobachtet werden. Neben den höheren Anforderungen an die Fertigungstoleranzen erschwert das systematische Auftreten dieser Risse die Umsetzung von Strahlschweißverfahren in die Praxis des schweren Stahlbaus. Dennoch wurde die Schwingfestigkeit dieser rissbehafteten Proben untersucht. Der Schädigungsbeginn bei

diesen Verbindungen verlagerte sich je nach Ausprägung des Defekts und in Abhängigkeit der äußeren Nahtqualität ins Schweißnahtinnere. Die Ermüdungsfestigkeit im Schwingversuch war deutlich reduziert. Gegenüber den UP-geschweißten Referenzproben war die mittlere Ermüdungsfestigkeit um 40 % verringert. Im Nachgang an die Schwingversuche wurden die Bruchflächen analysiert und die Defekte vermessen. Sind diese Abmessungen bekannt, konnte die verbleibende Lebensdauer sehr gut mit der linearen Bruchmechanik des Rissfortschrittkonzeptes berechnet werden. Die Empfehlungen der IIW-Richtlinie sehen den Kerbfall 36 als Worst-Case-Szenario für rissbehaftete Proben vor. Die Untersuchungen zeigten jedoch, dass auch bei großer Vorschädigung eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von  $\Delta\sigma_C = 80 \text{ N/mm}^2$  erreicht wird. Für die Referenzserien beträgt die Ermüdungsfestigkeit etwa  $\Delta\sigma_C = 140 \text{ N/mm}^2$  und ist deutlich höher als der für dieses Detail maßgebende Kerbfall 90. Die Datenbasis für die nachfolgenden theoretischen Untersuchungen umfasste insgesamt 144 durchgeführte Versuche. In 86 Fällen erfolgte der Anriss am Nahtübergang oder an kleineren Oberflächendefekten, bei 45 Versuchen waren Schweißdefekte oder innere Störungen Ursache für eine beginnende Schädigung und bei zwei Versuchen ein oberflächennaher Einschluss im Grundmaterial.

Im Vorfeld der Schwingversuche wurden die Nahtprofile der Proben mittels Laser messtechnisch erfasst, damit digitalisiert und die elastische Kerbformzahl konnte im Rahmen einer FE-Analyse bestimmt werden. Bei der Rauheitsmessung im Tastschnittverfahren sind Filter ein wesentliches Element, um die unterschiedlichen Frequenzanteile einer Oberflächenmessung zu identifizieren und gegebenenfalls auszuschließen. Angelehnt hieran wurden mit einer Grenzwellenlänge  $\lambda_c$  von etwa 2,5 mm bzw. einer Grenzfrequenz  $f_{\text{grenz}}$  von etwa 1 Hz Filtereinstellungen für die folgenden Untersuchungen abgeleitet und einheitlich festgelegt. Wie sehr unterschiedliche Filterbedingungen das Nahtprofil und damit auch die berechneten Kerbformzahlen beeinflussen, wurde herausgearbeitet. Um Standards beispielsweise für die Qualitätssicherung zu entwickeln, sind diese Vorgaben essentiell. Denn nur dann können Messergebnisse, erfasst mit unterschiedlichen Verfahren und unter variierenden Randbedingungen, einheitlich ausgewertet und beurteilt werden.

Die vermessenen Profile fanden daraufhin Eingang in linear-elastische FE-Simulationen, um die Kerbformzahlen  $K_t$  zu bestimmen, die anschließend statistisch ausgewertet wurden. Bei Proben, deren Nahtgeometrie mit neun Messprofilen auf 50 mm Probenbreite beschrieben wurde, konnte der Anrissort im Schwingversuch zuverlässig prog-



nostiziert werden. Weiterhin konnte der Zusammenhang zwischen einer hohen Kerbbeanspruchung und daraus resultierend einer im Vergleich geringeren Lebensdauer eindeutig aufgezeigt werden. Weiterhin wurde das Nennspannungsprüfniveau mit der Kerbformzahl multipliziert und über die Lebensdauer aufgetragen und die Nennspannungs- auf diese Weise in eine Kerbspannungswöhlerlinie überführt. Die streuende Wirkung unterschiedlicher Nahtgeometrien wurde damit ausgeschlossen und die Streuung der Versuchsergebnisse ebenfalls verringert. Dies trifft insbesondere auf Proben zu, bei denen Anrissort und Ort der maximalen Kerbspannung übereinstimmen.

Im Rahmen von Regressionsanalysen wurden im nächsten Schritt die Nahtgeometrieparameter bestimmt. Dadurch wurde möglich, Kerbformzahlen hinsichtlich ihrer Zuordnung zu den Bewertungsgruppen B und C nach DIN EN ISO 5817 zu beurteilen. Die Auswertung ergab für Gruppe B eine mittlere, elastische Kerbformzahl von  $K_{t,50\%} = 1,9$  und 2,6 für die Einordnung in Bewertungsgruppe C.

Die geometrische Kerbwirkung als wesentlicher Eingangswert für das Kerbdehnungskonzept stand damit zur Verfügung. Im nächsten Schritt erfolgte die Validierung des Zwei-Phasenmodells anhand der experimentell ermittelten Schwingfestigkeiten. Unter Variation verschiedener Berechnungsvarianten und Eingangsparameter konnte gezeigt werden, dass das Zwei-Phasenmodell prinzipiell sehr gut geeignet ist, um die Lebensdauer geschweißter, bauteilähnlicher Proben anzunähern.

Die ermittelten Kerbformzahlen stehen in großer Zahl zur Verfügung, sodass hieraus die statistischen Verteilungen für die jeweilige Serie abgeleitet werden können. Im Rahmen einer stochastischen Simulation mit der Monte-Carlo-Methode konnte die Kerbformzahl streuend berücksichtigt werden. Alle anderen Eigenschaften gingen hierfür weiterhin deterministisch in die Berechnung ein. Die Versuchsergebnisse können wiederum in sehr guter Näherung vorhergesagt werden. In weiteren Simulationen wurde die Sensitivität der Ermüdungsfestigkeit für unterschiedliche Spannungsverhältnisse  $R$  und Eigenspannungszustände  $\sigma^{ES}$  untersucht werden. Die Monte-Carlo-Methode hat sich dabei als leistungsstarke Methode erwiesen, um das Parameterfeld abgebildet im Schwingversuch zu erweitern und die Sensitivität der Ermüdungsfestigkeit für einzelne Parameter zu untersuchen.

## 8.2 Ausblick

Die Fertigung großvolumiger Stahlbauteile erfolgt im Sinne einer Serienfertigung bereits hoch mechanisiert. Eine stetige Aufzeichnung der Schweißparameter mit einer

gleichzeitigen Erfassung der Nahtgeometrie ist gleichbedeutend mit einer Digitalisierung der Bauteileigenschaften. Die Qualitätssicherung sowie deren Dokumentation können durch diese beiden Maßnahmen stark vereinfacht werden. Dies ist ein Schritt in Richtung eines komplexen, realitätsnahen Abbildes, das die Nachrechnung und auch Auslegung der Strukturen grundlegend verändern kann. Natürlich erfordert dies eine Automatisierung der Abläufe und der Auswertung. Gerade im Bereich der Oberflächenerfassung schreiten die Entwicklungen stetig voran. Zusammen mit einer leistungsstarken Rechnerinfrastruktur wird es möglich große Datenmengen zu verarbeiten und auszuwerten.

Unbestritten müssen für eine sichere Lebensdauervorhersage mit dem Zwei-Phasenmodell einige Randbedingungen bekannt sein und Annahmen getroffen werden. Einflüsse können in unterschiedlicher Tiefe im Modell berücksichtigt werden, was wiederum die Komplexität deutlich erhöht und besondere Kenntnisse des Anwenders voraussetzt. Die Beschreibung des Eigenspannungszustandes über den Lebenszyklus der Verbindung ist weiterhin mit Unsicherheiten verbunden und erfordert weitere Forschungsarbeiten. Die Datenbasis für Schwingfestigkeitsuntersuchungen an dickwandigen Proben ist dringend zu erweitern. Nur dann kann eine Validierung der Modellannahmen sicher erfolgen. Gleiches gilt für Versuche an Bauteilen und Komponenten. Nur dann kann untersucht werden, inwieweit die Übertragbarkeit von Versuchen an bauteilähnlichen Prüfkörpern auf die Realgeometrie möglich ist. Das Zwei-Phasenmodell und in diesem Zusammenhang auch die Monte-Carlo-Simulationen werden zu einer wertvollen Methode, um Schwingversuche zu unterstützen und die Probenumfänge zu reduzieren. Die Datenbasis der statistischen Verteilungen ist mit einem Fokus auf Schweißverbindungen zu erweitern. Umfangreiche Untersuchungen der Härteverteilungen über den Schweißnahtquerschnitt kombiniert mit den zugehörigen Schweißparametern kann dazu beitragen die metallurgische Kerbwirkung des Nahtquerschnittes besser beschreiben zu können. Der Einsatz höherfester, thermomechanisch gewalzter Stähle zeigt vor allem schweißtechnische Vorteile. Auch hier besteht Potential die Anwendung dieser Stähle zukünftig weiter zu untersuchen.

## 9 Literatur

### 9.1 Normen und Richtlinien

BS 7608 (2014)	BS 7608:2014+A1:2015: Guide to fatigue design and assessment of steel products, March 2014.
BSH-Standard Baugrund (2014)	Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH): Mindestanforderungen an die Baugrunderkundung und –untersuchung für Offshore-Windenergieanlagen, Offshore-Stationen und Stromkabel, Februar 2014.
BSH-Standard Konstruktion (2015)	Bundesamt für Seeschifffahrt und Hydrographie (BSH): Standard Konstruktion – Mindestanforderungen an die konstruktive Ausführung von Offshore-Bauwerken in der ausschließlichen Wirtschaftszone (AWZ), Juli 2015.
DAST-Richtlinie 026	Deutscher Ausschuss für Stahlbau (DAST): Ermüdungsbemessung bei Anwendung höherfrequenter Hämmerverfahren, Juli 2019.
DIBt-Richtlinie für WEA (2015)	Deutsches Institut für Bautechnik (DIBt): Richtlinie für Windenergieanlagen. Einwirkungen und Standsicherheitsnachweise für Turm und Gründung. Mitteilung des DIBt, Technische Regel, Referat I 8 Bautechnisches Prüfamts, Stand 2012, korrigiert 2015.
DIN 4760	DIN 4760:1982-06: Gestaltabweichungen – Begriffe, Ordnungssystem
DIN 35223	DIN 35223:2016-07: Normentwurf: Numerische Schweißsimulation – Ausführung und Dokumentation (ISO/TS 18166:2016); Deutsche Fassung CEN ISO/TS 18166:2016
DIN 50100	DIN 50100:2016-12: Schwingfestigkeitsversuch – Durchführung und Auswertung von zyklischen Versuchen mit konstanter Lastamplitude für metallische Werkstoffproben und Bauteile
DIN EN 1090-2	DIN EN 1090-2:2018-09: Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken – Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken
DIN EN 1993-1-9	DIN EN 1993-1-9:2010-12: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung
DIN EN 1993-1-10	DIN EN 1993-1-10:2010-12: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-10: Stahlsortenauswahl im Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung
DIN EN 10025-2	DIN EN 10025-2:2019-10: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle

---

DIN EN 10025-3	DIN EN 10025-3:2019-10: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 3: Technische Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle
DIN EN 10025-4	DIN EN 10025-4:2019-10: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 4: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle
DIN EN 10025-6	DIN EN 10025-6:2020-02: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 6: Technische Lieferbedingungen für Flacherzeugnisse aus Stählen mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand
DIN EN 10225	DIN EN 10225-1:2019-11: Schweißgeeignete Baustähle für Offshore-Konstruktionen – Technische Lieferbedingungen
DIN EN ISO 148	DIN EN ISO 148-1:2017-05: Metallische Werkstoffe – Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy, Teil 1: Prüfverfahren DIN EN ISO 148-2:2017-05: Metallische Werkstoffe - Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy – Teil 2: Überprüfung der Prüfmaschinen (Pendelschlagwerke) DIN EN ISO 148-3:2017-04: Metallische Werkstoffe - Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy – Teil 3: Vorbereitung und Charakterisierung von Charpy-V-Referenzproben für die indirekte Überprüfung der Prüfmaschinen (Pendelschlagwerke)
DIN EN ISO 4136	DIN EN ISO 4136:2013-02: Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen an metallischen Werkstoffen – Querzugversuch (ISO 4136:2012); Deutsche Fassung EN ISO 4136:2012
DIN EN ISO 4287	DIN EN ISO 4287:2010-07: Geometrische Produktspezifikation (GPS) – Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren – Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit
DIN EN ISO 4288	DIN EN ISO 4288:1998-04: Geometrische Produktspezifikationen (GPS) Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren, Regeln und Verfahren für die Beurteilung der Oberflächenbeschaffenheit, April 1998.
DIN EN ISO 5817	DIN EN ISO 5817:2014-06: Schweißen – Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen) – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten (ISO 5817:2014); Deutsche Fassung EN ISO 5817:2014, Februar 2014.
DIN EN ISO 6507	DIN EN ISO 6507-1:2018-07: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 1: Prüfverfahren Metallische Werkstoffe – Härteprüfung nach Vickers

- DIN EN ISO 6507-4:2018-07: Metallische Werkstoffe - Härteprüfung nach Vickers - Teil 4: Tabellen zur Bestimmung der Härtewerte.
- DIN EN ISO 6520      DIN EN ISO 6520-1:2007-11: Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen (ISO 6520-1:2007)
- DIN EN ISO 6892-1      DIN EN ISO 6892-1: 2017-02: Metallische Werkstoffe – Zugversuch – Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur (ISO 6892-1:2009); Deutsche Fassung EN ISO 6892-1:2009, Dezember 2009.
- DIN EN ISO 12932      DIN EN ISO 12932:2013-10: Schweißen – Laserstrahl-Lichtbogen-Hybrid-schweißen von Stählen, Nickel und Nickellegierungen – Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten
- DIN EN ISO 13919-1      DIN EN ISO 13919-1:2020-03: Schweißen – Elektronen- und Laserstrahlschweißverbindungen, Leitfaden für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten, Teil 1: Stahl
- DIN EN ISO 15614      DIN EN ISO 15614-1:2017-12: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Schweißverfahrensprüfung - Teil 1: Lichtbogen- und Gasschweißen von Stählen und Lichtbogenschweißen von Nickel und Nickellegierungen Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe – Schweißverfahrensprüfung  
DIN EN ISO 15614-11:2002-10: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Schweißverfahrensprüfung - Teil 11: Elektronen- und Laserstrahlschweißen  
DIN EN ISO 15614-14:2013-12: Anforderung und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe - Schweißverfahrensprüfung - Teil 14: Laserstrahl-Lichtbogen-Hybridschweißen von Stählen, Nickel und dessen Legierungen Teil 11: Elektronen- und Laserstrahlschweißen  
Teil 14: Laserstrahl-Lichtbogen-Hybridschweißen von Stählen, Nickel und dessen Legierungen
- DIN EN ISO 16610-21      DIN EN ISO 16610-21:2013-06: Geometrische Produktspezifikation (GPS)-Filterung- Teil 21: Lineare Profilfilter: Gauß-Filter
- DIN EN ISO 17637      DIN EN ISO 17637:2017-04: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Sichtprüfung von Schmelzschweißverbindungen
- DIN EN ISO 17640      DIN EN ISO 17640:2011-04: Zerstörungsfreie Prüfung von Schweißverbindungen – Ultraschallprüfung – Techniken, Prüfklassen und Bewertung (ISO 17640:2010); Deutsche Fassung EN ISO 17640:2010

---

DIN EN ISO 18265	DIN EN ISO 18265:2014-02: Metallische Werkstoffe - Umwertung von Härtewerten; (ISO 18265:2013); Deutsche Fassung EN ISO 18265:2013
DIN SPEC 32534	DIN SPEC 32534: Numerische Schweißsimulation – Durchführung und Dokumentation
DIN-FB ISO/TR 581	DIN-Fachbericht ISO/TR 581: Schweißbarkeit – Metallische Werkstoffe – Allgemeine Grundlagen; Deutsche Fassung ISO/TR 581:2005
DNVGL-RP-C203	Recommended Practice DNVGL-RP-C203: Fatigue design of offshore steel structures. April 2016.
DNV-OS-J101	Offshore Standard DNV-OS-J101: Design of Offshore Wind Turbines Structures. May 2014.
DVS-Merkblatt 0705	DVS Merkblatt 0705: Empfehlungen zur Zuordnung von Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817:2006-10 und deren Vorgängernorm DIN EN 25817:1992-09. DVS-Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 2012.
DVS-Merkblatt 0909-1	DVS-Merkblatt 0909-1: Grundlagen des MSG-Hochleistungsschweißens mit Massivdrahtelektrode – Definitionen und Begriffe. DVS-Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 2000.
DVS-Merkblatt 0915	DVS-Merkblatt 0915: Unterpulver-Mehrdrahtschweißen. DVS-Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 2000.
DVS-Merkblatt 1004-1	Merkblatt DVS 1004-1: Heißrissprüfverfahren – Grundlagen. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., 1996.
DVS-Merkblatt 2401	Merkblatt DVS 2401: Bruchmechanische Bewertung von Fehlern in Schweißverbindungen. Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., 2004.
DVS-Merkblatt 3216	DVS-Merkblatt 3216: Laserstrahl-Lichtbogen-Hybridschweißverfahren. DVS – Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V., 2005.
FKM-Richtlinie (2001)	Forschungskuratorium Maschinenbau: FKM-Richtlinie – Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis. 1. Auflage, VDMA-Verlag GmbH, 2001.
FKM-Richtlinie (2002)	Forschungskuratorium Maschinenbau: FKM-Richtlinie – Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen. 4. Ausgabe, VDMA-Verlag GmbH, 2002.
Germanischer Lloyd (2012)	Germanischer Lloyd: IV Rules and Guidelines Industrial Services, 2 Guideline for the Certification of Offshore Wind Turbines. GL Renewables Certification, Hamburg, 2012.

---

Hintergrundbericht EC 3 (2003)	Sedlacek, G., Hobbacher, A., Schleich, J. B., Nussbaumer, A., Maddox, S. J., Brozetti, J., Chabrolin, B., Helmerich, R., Piraprez, E., Kleineidam, P., Müller, C., Stötzel, J.: Background Documentation prEN 1993-1-9. First Draft (V.1), 2003.
IEC 61400	International Electrotechnical Commission - IEC 61400: Wind energy generation systems, Teile 1 bis 27
IIW-Richtlinie (2016)	Hobbacher, A. F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components. IIW document IIW-2259-15 ex XIII-2460-13/XV-1440-13, International Institute of Welding, Springer International Publishing Switzerland, 2016.
JCSS Probabilistic Model Code	Joint Committee on Structural Safety (JCSS): Probabilistic Model Code Part I – IV, DTU - Technical University of Denmark, 2001-2015.
SEW 088	STAHL-EISEN-Werkstoffblatt (SEW) 088: Schweißgeeignete Feinkornbaustähle – Richtlinien für die Verarbeitung, besonders für das Schmelzschweißen. 4. Auflage, Verlag Stahleisen mbH, Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Düsseldorf, 1993.
VDI 4008-6	VDI-Richtlinie, Blatt 6: Monte-Carlo-Simulation, April 1999.

## 9.2 Fachbücher, Dissertationen, Forschungsberichte und Aufsätze

Adrian und Degenkolbe (1974)	Adrian, H., Degenkolbe, J.: <i>Stahl Merkblatt 365 – Feinkornbaustähle für geschweißte Konstruktionen</i> . 2. Auflage, Beratungsstelle für Stahlverwendungen, Düsseldorf, 1974.
Ahrens (2011)	Ahrens, M. A.: <i>Ein stochastisches Simulationskonzept zur Lebensdauerermittlung von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken und seine Umsetzung an einer Referenzbrücke</i> . Dissertation am Lehrstuhl für Massivbau der Ruhr-Universität Bochum, 2011.
Anthes et al. (1993)	Anthes, R. J., Köttgen, V. B., Seeger, T.: Kerbformzahlen von Stumpfstoßen und Doppel-T-Stößen, <i>Schweißen und Schneiden</i> , Band 45, Heft 12, S. 685-688, 1993.
Bach et al. (2017)	Bach, F.-W., Maier, H. J., Hassel, T., Konya, R., Murray, N., Beniyash, A.: <i>Nutzung des Leichtbaupotentials von hochfesten Stahlwerkstoffen für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen durch den Einsatz von Hochleistungsfügetechnik</i> . P 897 – FOSTA-Forschungsvereinigung e.V., Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2017.

- Bagger und Olsen (2005) Bagger, C., Olsen, F. O.: Review of laser hybrid welding. *Journal of Laser Applications*, Volume 17, No. 1, 2005.
- Bannantine et al. (1990) Bannantine, J. A., Comer, J. J., Handrock, J. L.: *Fundamentals of metal fatigue analysis*. Prentice-Hall Inc., Englewood Cliffs, 1990.
- Bartminn et al. (2016) Bartminn, D., Griesshaber, T., Lüddecke, F., Otaibi, W., Wirth, R.: Gerammte Ringflanschverbindungen von Monopfahlgründungen. *Stahlbau 85 (2016)*, Heft 9, S. 591-603.
- Bathias (1999) Bathias, C.: There is no infinite fatigue life in metallic materials. *Fatigue Fracture Engineering Material Structure 22*, Blackwell Science Ltd., p. 559-565, 1999.
- Bathias und Paris (2004) Bathias C., Paris P. C.: Gigacycle fatigue in mechanical practice. Section 7, 2004.
- Baumgartner (2014) Baumgartner, J.: *Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen unter Berücksichtigung von Schweißzugspannungen und Größeneinflüssen*. Dissertation an der TU Darmstadt. Schriftenreihe LBF-Berichte FB-238, Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit und Systemzuverlässigkeit, 2014.
- Behnisch und Neubert (2008) Behnisch, H., Neubert, J.: *Verfahrens- und beanspruchungsgerechtes Konstruieren von Laserstrahlschweißverbindungen*. Jahrbuch Schweißtechnik 2009, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, S. 144-160, 2008.
- Berg (2016) Berg, J.: *Einfluss des höherfrequenten Hämmerns auf die Ermüdungsfestigkeit geschweißter ultrahochfester Feinkornbaustähle*. Dissertation an der Universität Duisburg-Essen am Institut für Metall- und Leichtbau, 2016.
- Berger et al. (2008) Berger, C., Pyttel, B., Schwerdt, D.: Beyond HCF – Is there a fatigue limit? *Materialwissenschaften und Werkstofftechnik 39*, No. 10, 2008.
- Binder und Heermann (2010) Binder, K., Heermann, D.: *Monte Carlo Simulation in Statistical Physics*. 5. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2010.
- Boese und Ippendorf (2001) Boese, U., Ippendorf, F.: *Das Verhalten der Stähle beim Schweißen*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 44/II, 4. Auflage, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS Verlag GmbH, Düsseldorf, 2001.
- Bosse (1994) Bosse, H.: *Aspekte der Filterung in der Formmesstechnik*. PTB-Bericht, Physikalisch Technische Bundesanstalt, Braunschweig, 1994.
- Bäumel Jr. und Seeger (1990) Bäumel Jr., A., Seeger, T.: *Materials Data for Cyclic Loading*. Supplement 1, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1990.



- Brennan und Tavares (2014) Brennan, F., Tavares, I.: Fatigue design of offshore steel mono-pile wind substructures. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, *Energy* 167, November 2014, EN4, pp. 196-202, 2014.
- Brecht und Paschold (2005) Brecht, T., Paschold, R.: Schweißen von Feinkornstählen und deren Eignung für Offshore-Windenergieanlagen. *Stahlbau* 74 (2005), Heft 6, S. 443-451, 2005.
- Bürgel et al. (2014) Bürgel, R., Richard, H. A., Riemer, A.: *Werkstoffmechanik – Bauteile sicher beurteilen und Werkstoffe richtig einsetzen*. 2. Auflage, Springer Vieweg, 2014.
- Clormann (1986) Clormann, U. H.: *Örtliche Beanspruchungen von Schweißverbindungen als Grundlage des Schwingfestigkeitsnachweises*. Dissertation am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Hochschule Darmstadt, 1986.
- Clormann und Seeger (1986) Clormann, U. H., Seeger, T.: Rainflow-HCM – Ein Zählverfahren für Betriebsfestigkeitsnachweise auf werkstoffmechanischer Grundlage. *Stahlbau* 55 (1986), Heft 3, S.65-71, 1986.
- Collmann und Wefer (2017) Collmann, M., Wefer, M.: Collmann, M.; Wefer, M.: *Aging and fatigue - combined testing of welded joints under offshore conditions*. Proceedings of 27th ISOPE Conference 2017, San Francisco, USA, 2017.
- Defalco (2007) Defalco, J.: Practical Application of Hybrid Laser Welding. *Welding Journal*, Oktober, S. 47-51, 2007.
- Degenkolbe et al. (1985) Degenkolbe, J., Uwer, D., Wegmann, H. G.: *Kennzeichnung von Schweißtemperaturzyklen hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißverbindungen durch die Abkühlzeit  $t_{8/5}$  und deren Ermittlung*. Thyssen, Technische Berichte Heft 1/85, 1985.
- Dehm (2007) Dehm, J.: 160-m-Fachwerkurm für eine Windenergieanlage-Die höchste Windenergieanlage der Welt. *Stahlbau* 76 (2007), Heft 4, S. 213-221, 2007.
- Demofonti et al. (2001) Demofonti, G., Riscifuli, S., Sonsino, C. M., Kaufmann, H., Sedlacek, G., Müller, C., Hanus, F., Wegmann, H. G.: *High-strength steels in welded state for lightweight constructions under high and variable stress peaks*. Technical Steel Research, Final report, European Commission, 2001.
- Dilthey (2006) Dilthey, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1 – Schweiß- und Schneidtechnologien*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.

- Dirksen und Paschold (2006) Dirksen, D., Paschold, R.: *Varianten des Unterpulverschweißens – Möglichkeiten zur Steigerung der Abschmelzleistung und Wirtschaftlichkeit*. DVS Berichtband 240 – Große Schweißtechnische Tagung, DVS Media GmbH, S. 28-31, Düsseldorf, 2006.
- Dürr (2007) Dürr, A.: *Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung*. Dissertation am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf; Nr. 2006-3, 2007.
- DVS-Cluster (2009) Diverse Autoren: *Festigkeit geschweißter Bauteile – Anwendbarkeit lokaler Nachweiskonzepte bei Schwingbeanspruchung*. DVS-Berichte Band 256, DVS Media, 2009.
- DVS-Cluster (2010) Diverse Autoren: *Anwendungsnahe Schweißsimulation komplexer Strukturen*. DVS-Berichte Band 282, DVS Media, 2010.
- El Dine (2007) El Dine, S. Z.: *Ermüdungssicherheit der Schweißnähte an Ringflanschverbindungen in turmartigen Stahlbauten*. Dissertation am Institut für Stahlbau / Holzbau der Universität Duisburg-Essen, Cuvillier Verlag, Göttingen, 2007.
- Eibl (2003) Eibl, M.: *Berechnung der Schwingfestigkeit laserstrahlgeschweißter Feinbleche mit lokalen Konzepten*. Dissertation am Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit LBF, 2003.
- Eichler (2018) Eichler, D.: *SLIC - Structural Lifecycle Industry Collaboration Joint Industry Project – Project execution and results*. Presentation at the IQPC Offshore Foundations Conference, Bremen, 2018.
- Euler und Kuhlmann (2014) Euler, M., Kuhlmann, U.: *Statistical intervals for evaluation of test data according to Eurocode 3 Part 1-9*. Contribution to Working Group 6.3: Statistical Analysis of Fatigue Data ECCS Technical Committee 6 – Fatigue, 3<sup>rd</sup> draft, , 2014. Anmerkung: nicht außerhalb der Gruppe veröffentlicht
- Faber und Klose (2007) Faber, T., Klose, M.: *Zertifizierung von Offshore-Windparks – Erste Erfahrungen*. *Stahlbau* 76, Heft 9, S. 613-619, 2007.
- Feck (2008) Feck, N.: *Monte-Carlo-Simulation bei der Lebenszyklusanalyse eines Hot-Dry-Rock-Heizwerkes*. Dissertation am Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft der Ruhr-Universität Bochum, 2008.

- FKM Nr. 217 (1996) Forschungskuratorium Maschinenbau e.V.: *Vereinheitlichung der Proben für Schwingversuche*. Abschlussbericht des Vorhabens Nr. 198, Forschungsheft 217, 1996.
- Fritz und Schulze (2006) Fritz, A. H., Schulze, G.: *Fertigungstechnik*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- Fuhrmann (2007) Fuhrmann, C.: *Laser-Lichtbogen-Hybridschweißen bis zu Blechdicken von 25 mm*. Dissertation am Institut für Schweißtechnik der RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2007.
- Gebhardt (2013) Gebhardt, M. O.: *Einfluss von Konstruktion und Schweißparametern auf die Erstarrungsrissentstehung beim Laser-MSG-Hybridschweißen dickwandiger Bauteile – Experimentelle und numerische Analyse*. Dissertation an der Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung, Berlin, 2013.
- Gook et al. (2008) Gook, S. et al.: Schweißen im Dickblechbereich mit einem 20-kW-Faserlaser. *DVS-Berichtband 250 – Große Schweißtechnische Tagung 2008*. DVS Media GmbH, S. 264-270, Düsseldorf, 2008.
- Goldak und Akhlaghi (2005) Goldak, J. A., Akhlaghi, M.: *Computational Welding Mechanics*. Springer Science+Business Media Inc., 2005.
- Gross und Seelig (2007) Gross, D., Seelig, T.: *Bruchmechanik – Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 4. Auflage, Springer Verlag Berlin Heidelberg New York, 2007.
- Gumenyuk (2011) Gumenyuk, A.: *Laser-MSG-Hybridschweißen von dickwandigen Präzisionsrohren*. Förderkennzeichen AIF 15917 N, DVS 06.067, Forschungsvereinigung Schweißen und Verwandte Verfahren – DVS, 2011.
- Gudehus und Zenner (1999) Gudehus, H., Zenner, H.: *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung-Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. 4. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1999.
- Gurney (1979) Gurney, T.: *Fatigue of welded structures*. 2<sup>nd</sup> Edition, Cambridge University Press, 1979.
- Habschied et al. (2015) Habschied, M., de Graff, B., Klumpp, A., Schulze, V.: Fertigung und Eigenspannungen – Manufacturing and Residual Stresses. *HTM Journal of Heat Treatment and Materials* 70 (2015) 3, S. 111-121, 2005.
- Hänsch und Krebs (2006) Hänsch, H.-J., Kerbs, J.: *Eigenspannungen und Formänderungen in Schweißkonstruktionen – Grundlagen und praktische Anwendungen*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 138, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2006.

- Haibach (2006) Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- Hartmann (2014) Hartmann, W. D.: *Mess- und Auswertestrategien zur modellbasierten Bewertung funktionaler Eigenschaften mikrostrukturierter Oberflächen*. Dissertation an der Technischen Fakultät der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg, 2014.
- Hassel et al. (2013) Hassel, T., Konya, R., Schaumann, P., Collmann, M., Priebe, S., Deißer, T.A., Beniyash, A., Murray, N., Bach, F.-W.: Economical joining of tubular steel towers for wind turbines employing non-vacuum electron beam welding for high-strength steels in comparison with submerged arc welding. *Welding in the World* (2013), July 2013, Volume 57, Issue 4, pp 551-559, 2013.
- Heckel (1991) Heckel, K.: *Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik*. 3. Auflage, Carl Hanser Verlag, München Wien, 1991.
- Heinze (2014) Heinze, C.: *Untersuchung der Mikrorissbildung beim Schweißen hochfester Feinkornbaustähle*. Dissertation an der Fakultät Verkehrs- und Maschinensysteme der Technischen Universität Berlin, 2014.
- Heuler und Seeger (1983) Heuler, P., Seeger, T.: Rechnerische und experimentelle Lebensdauer vorhersage am Beispiel eines geschweißten Bauteils. *Konstruktion* 35 (1983), H. 1, S. 21-26.
- Hildebrand (2008) Hildebrand, J.: *Numerische Schweißsimulation Bestimmung von Temperatur, Gefüge und Eigenspannung an Schweißverbindungen aus Stahl- und Glaswerkstoffen*. Dissertation am Institut für konstruktiven Ingenieurbau der Bauhaus-Universität Weimar, 2008.
- Hinse-Stern (2004) Hinse-Stern, A.: *Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre von Modulträgern*. 6. Internationale Konferenz Strahltechnik in Halle, S. 80-85, 2004.
- Hochreiter (1995) Hochreiter, G.: *Unterpulverschweißen in der Praxis*. Expert-Verlag, Rennigen-Mahlsheim, 1995.
- Hoops und Paschold (2013) Hoops, K., Paschold, R.: Schweißtechnische Produktion von Großkomponenten für Offshore-Windenergieanlagen. *Jahrbuch Schweißtechnik 2014*, DVS Media GmbH, Düsseldorf, 2013.
- Hubo und Schröter (2001) Hubo, R., Schröter, F.: *Stähle für den Stahlbau – Auswahl und Anwendung in der Praxis*. Hrsg.: U. Kuhlmann, Stahlbau-Kalender 2001, Ernst & Sohn Verlag, S. 546-589, Berlin, 2001.

- Hück (1981) Hück, M.: *Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen*. Deutscher Verband für Materialforschung und -prüfung (DVM), 6. Sitzung, S. 147-176, 1981.
- Hück et al. (1981) Hück, M., Thraier, L., Schütz, W.: Berechnung nach Wöhlerlinien für Bauteile aus Stahl, Stahlguß und Grauguß – Synthetische Wöhlerlinien. Bericht Nr. ABF 11, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1981.
- Ince und Glinka (2011) Ince, A., Glinka, G.: A modification of Morrow and Smith-Watson-Topper mean stress correction models. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Volume 34, p. 854-867, 2011.
- Itoga et al. (2003) Itoga, H., Tokaji, K., Nakajima, M., Ko, H.-N.: Effect of surface roughness on the step-wise S-N characteristics in high strength steel. *International Journal of Fatigue* 25 (2003), pp. 379-385, 2003.
- Jäniche (1984) Jäniche, W.: *Werkstoffkunde Stahl, Band 1*. Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Hrsg.), Springer-Verlag, Berlin, 1984.
- Johnson und Wichern (2007) Johnson, R.A., Wichern, D. W.: *Applied Multivariate Statistical Analysis*. 6<sup>th</sup> edition, Pearson Education, New York, 2007.
- Kaffenberger (2012) Kaffenberger, M.: *Schwingfestigkeit von Schweißnahtenden und Übertragbarkeit von Schweißverbindungs-Wöhlerlinien*. Dissertation am Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik der Technischen Universität Darmstadt, 2012.
- Kang (2016) Kang, S.-K.: *Thickness effect of fatigue on butt weld joints*. TSCF 2016 Shipbuilders Meeting, 2016.
- Kallehave et al. (2015) Kallehave, D., Byrne, B. W., LeBlanc Thilsted, C., Mikkelsen, K. K.: *Optimization of monopiles for offshore wind turbines*. Philosophical Transactions of the Royal Society A, 2015.
- Keferstein und Marxer (2015) Keferstein, C. P., Merxer, M.: *Fertigungsmesstechnik – Praxisorientierte Grundlagen, moderne Messverfahren*. 8. Auflage, Springer Vieweg, Wiesbaden, 2015.
- Keindorf (2010) Keindorf, C.: *Tragverhalten und Ermüdungsfestigkeit von Sandwichtürmen für Windenergieanlagen*. Dissertation am Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Shaker Verlag, 2010.
- Keindorf (2014) Keindorf, C.: *Stählerne Turmvarianten für Windenergieanlagen mit großen Nabenhöhen*. Beitrag in der Festschrift Peter Schaumann, Hannover, 2014.
- Killing (1996) Killing, R.: *Angewandte Schweißmetallurgie – Anleitung für die Praxis*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 113, Deutscher Verlag für Schweißtechnik DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1996.

- Kleineidam (2005) Kleineidam, P.: *Zur Bemessung der Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen gegen Ermüdung*. Dissertation am Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover, Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau Nr. 22, Shaker Verlag, Aachen, 2005.
- Kim et al. (2009) Kim, K.-N., Lee, S.-H., Jung, K.-S.: Evaluation of Factors Affecting the Fatigue Behavior of Butt-Welded Joints using SM520C-TMC Steel. *International Journal of Steel Structures*, September 2009, Vol. 9, No. 3, p. 185-193, 2009.
- Kloos (1976) Kloos, K.-H.: *Einfluss des Oberflächenzustandes und der Probengröße auf die Schwingfestigkeitseigenschaften*. VDI-Berichte Nr. 268, S. 63-76, 1976.
- Kloos und Velten (1984) Kloos, K.-H.; Velten, E.: Berechnung der Dauerschwingfestigkeit von plasmanitrierten bauteilähnlichen Proben unter Berücksichtigung des Härte- und Eigenspannungsverlaufs. *Konstruktion 36 (1984)*, S. 181-188.
- Koh und Stephens (1991) Koh, S. K., Stephens, R. I.: Mean stress effects on low cycle fatigue for a high strength steel. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Volume 14, Issue 4, p. 413–428, 1991.
- Konya (2015) Konya, R.: *Beitrag zur Erweiterung der Einsatzgrenzen beim Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen von Fein- und Dickblechen*. Dissertation am Institut für Werkstoffkunde der Leibniz Universität Hannover, 2015.
- Krebs et al. (2012) Krebs, J., Hübner, P., Kaßner, M.: *Eigenspannungseinfluss auf Schwingfestigkeit und Bewertung in geschweißten Bauteilen*. DVS-Berichte Band 234, DVS Media GmbH, Düsseldorf, 2012.
- Kreuzer und Heckel (1999) Kreuzer, W., Heckel, K.: Vorhersage der Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen auf der Basis des statistischen Größeneinflusses. *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 30 (1999)*, S. 87-94, 1999.
- Krupp (2004) Krupp, U.: *Mikrostrukturelle Aspekte der Rissinitiierung und -ausbreitung in metallischen Werkstoffen*. Habilitationsschrift am Fachbereich Maschinentechnik der Universität Siegen, 2004.
- Krystek (2012) Krystek, M.: *The Implementation of the Gaussian filter for Dimensional Metrology – Basics, algorithms and C code*. Beuth Verlag GmbH, Berlin Wien Zürich, 2012.
- Kühlmeyer (2001) Kühlmeyer, M.: *Statistische Auswertungsmethoden für Ingenieure mit Praxisbeispielen*. VDI-Buch, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001.

- Kühn und Argyriadis (2007) Kühn, M., Argyriadis, K.: Anlagendynamik, Belastungen und Entwurfsanforderungen von Offshore-Windenergieanlagen und deren Tragstruktur. *Stahlbau* 76 (2007), Heft 9, S. 606-612, 2007.
- Kuhlmann et al. (2006) Kuhlmann, U., Dürr, A., Bergmann, J., Thumser, R.: *Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung*. P 620 – FOSTA- Forschungsvereinigung e.V., Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2006.
- Kuhlmann et al. (2008) Kuhlmann, U., Günter, H. P., Rasche, C., Werner, F., Beier, T., Versch, C., Köhler, G., Heinemann, H.: *Wirtschaftliche Schweißverbindungen höherfester Baustähle*. P 652, FOSTA- Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf 2008.
- Lachmann (2003) Lachmann, C.: *Zum Einfluss von Eigenspannungen und Mikrostruktur auf die Lebensdauervorhersage für Schweißverbindungen*. Dissertation am Institut für Schweißtechnik der Universität Braunschweig, Shaker Verlag, 2003.
- Lahdo et al. (2015) Lahdo, R.; Seffer, O.; Springer, A.; Kaierle, S.; Collmann, M.; Schaumann, P.; Schülbe, H.; Neumeyer, J.; Nacke, B.: *Prozesssicheres und leistungsfähiges Fügen von hochfesten Feinkornbaustählen durch einen Hybridschweißverfahren mit integrierter Vorwärmung*. Forschung für die Praxis P 838, Abschlussbericht des IGF-Vorhabens 16600 N der FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2015.
- Lange und Pohl (2014) Lange, G., Pohl, M. (Hrsg.): *Systematische Beurteilung technischer Schadensfälle*. 6. Auflage, Wiley-VCH Verlag & Co. KGaA, 2014.
- Landgraf et al. (1969) Landgraf, R. W., Morrow, J. D., Endo, T.: Determination of the Cyclic Stress Strain Curve. *Journal of Materials*, IMLSA, Vol. 4, No. 1, March 1969, pp. 176-188.
- Lange und Elberg (2017) Lange, H., Elberg, C.: Entwicklung von weichen Türmen für Windenergieanlagen – Softtower. *Stahlbau* 86 (2017), Heft 4, S. 351-356, 2017.
- Läpple (2011) Läpple, V.: *Einführung in die Festigkeitslehre – Lehr- und Übungsbuch*. 3. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag | Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH, 2011.
- Lassen und Recho (2009) Lassen, T., Recho, N: Proposal for a more accurate physically based S–N curve for welded steel joints. *International Journal of Fatigue* 31, pp. 70-80, 2009.
- Lau (2006) Lau, K.: *Nonvakuum-Elektronenstrahlfügen von beschichteten Stahlfeinblechen und Stahl-Aluminium-Mischverbindungen*. Dissertation am Institut für Werkstoffkunde der Universität Hannover, Berichte aus dem IW

- 2006/02, PZH Produktionstechnisches Zentrum Hannover GmbH, Hannover, 2006.
- Lee et al. (2005) Lee, Y.-L., Pan, J., Hathaway, R.B., Barkey, M. E.: *Fatigue Testing and Analysis – Theory and Practice*. Elsevier Inc., 2005.
- Leitner et al. (2014) Leitner, M., Stoschka, M., Eichsleder: Fatigue enhancement of thin-walled, high-strength steel joints by high-frequency mechanical impact treatment. *Welding in the World (2014)* 58, p. 29-39, 2014.
- Leitner (2017) Leitner, M.: Influence of effective stress ratio on the fatigue strength of welded and HFMI-treated high-strength steel joints. *International Journal of Fatigue* 102 (2017), p. 158-170, 2017.
- Lixing et al. (2004) Lixing, H., Dongpo, W., Wenxian, W., Yufeng, Z.: Ultrasonic peening and low transformation temperature electrodes used for improving the fatigue strength of welded joints. *Welding in the World (2004)* 48, p. 34-39, 2004.
- Lorén und Svensson (2012) Lorén, S., Svensson, T.: Second Moment Reliability Evaluation vs. Monte Carlo Simulations for Weld Fatigue Strength. *Quality and Reliability Engineering International*, Vol. 28, p. 887-896, 2012.
- McKay et al. (1979) McKay, M., Beckman, R., Conover, W.: A Comparison of Three Methods for Selecting Values of Input Variables in the Analysis of Output from a Computer Code. *Technometrics*, Vol. 21, No. 2, May 1979.
- Mach (2012) Mach, M.: *Modeling and Application of Induction-Assisted Laser and Laser-Hybrid-Welding Processes*. Dissertation am Institut für Elektroprozessstechnik der Leibniz Universität Hannover, Sierke Verlag, Göttingen, 2012.
- Macherauch et al. (1973) Macherauch, E., Wohlfahrt, H., Wolfstieg, U.: Zur zweckmäßigen Definition von Eigenspannungen. *Härtereitechnische Mitteilungen* 28 (1973), Nr. 3, S. 201-211, 1973.
- Marquis et al. (2013) Marquis, G. B., Mikkola, E., Yildirim, H. C., Barsoum, Z.: Fatigue strength improvement of steel structures by high-frequency mechanical impact: proposed fatigue assessment guidelines. *Welding in the World* 57 (2013), S. 803-822, 2013.
- Martin et al. (2011\_1) Martin, A., Hinkelmann, K., Esderts, A.: Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitbereich – Teil 1: Wie zuverlässig können 50 %-Wöhlerlinien aus experimentellen Daten geschätzt werden? *Material Testing* 53 (2011) 9, S. 502-512, 2011.
- Martin et al. (2011\_2) Martin, A., Hinkelmann, K., Esderts, A.: Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitbereich – Teil 2: Wie zuverlässig kann die



- Standardabweichung aus experimentellen Daten geschätzt werden?  
*Material Testing* 53 (2011) 9, S. 513-521, 2011.
- Martin und Schröter (2005) Martin, F. & Schröter, F.: Stahllösungen für Offshore-Windkraftanlagen. *Stahlbau* 74 (2005), Heft 6, S. 435-442, 2005.
- Mauch (1999) Mauch, H.: *Statistische Methoden zur Beurteilung der Bauteillebensdauer und Zuverlässigkeit und ihre beispielhafte Anwendung auf Zahnräder*. Abschlussbericht, FVA-Forschungsberichte 1997-1999, 1999.
- Mehmanparast et al. (2017) Mehmanparast, A., Brennan, F., Tavares, I.: Fatigue crack growth rates for offshore wind monopile weldments in air and seawater: SLIC interlaboratory test results. *Materials and Design* 114 (2017), pp. 494-504, 2017.
- Mehmanparast et al. (2018) Mehmanparast, A., Taylor, J., Brennan, F., Tavares, I.: Experimental investigation of mechanical and fracture properties of offshore wind monopile weldments: SLIC interlaboratory test results. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, pp. 1-17, 2018.
- Meyer (1998) Meyer, M.: *Signalverarbeitung – Analoge und digitale Signale, Systeme und Filter*. Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, Braunschweig/Wiesbaden, 1998.
- Miner (1945) Miner, M. A.: Cumulative damage in fatigue. *Journal of Applied Mechanics* 12 (1945), pp. 159-64, 1945.
- Moraitis (2014) Moraitis, G.: Fatigue and fracture assessment of butt welds. Masterarbeit, “EMSHIP” Erasmus Mundus Master Course in “Integrated Advanced Ship Design”, 2014.
- Murakami et al. (1989) Murakami, Y., Kodama, S., Konuma, S.: Quantitative evaluation of effects of non-metallic inclusions on fatigue strength of high strength steels. I: Basic fatigue mechanism and evaluation of correlation between the fatigue fracture stress and the size and location of non-metallic inclusions. *International Journal of Fatigue* 11 (1989), No. 5, pp. 291-298, 1989.
- Naubereit und Weihert (1999) Naubereit, H., Weihert, J.: *Einführung in die Ermüdungsfestigkeit – Ein Lehr- und Übungsbuch mit Beispielen und Aufgaben sowie dem PC-Programm Fatigue 1.1 zur Berechnung der Ermüdungsfestigkeit*. Carl Hanser Verlag München Wien, 1999.
- Neuber (1984) Neuber, H.: *Kerbspannungslehre – Theorie der Spannungskonzentration, genaue Berechnung der Festigkeit*. 4. Auflage, Klassiker der Technik, Springer-Verlag Berlin Heidelberg GmbH, 2001.

- Neumeyer (2013) Neumeyer, J.: *Induktive Unterstützung von Hybrid-Schweißverfahren zum Fügen dickwandiger Bauteile*. Dissertation am Institut für Elektroprozess-technik der Leibniz Universität Hannover, TEWISS-Technik und Wissen GmbH, Hannover, 2013.
- Newman und Raju (1981) Newman, J. C., Raju, I. S.: An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. *Engineering Fracture Mechanics*, No. 1-2, Vol. 15, pp. 185-192, 1981.
- Nießen et al. (2013) Nießen, M., Pittner, A., Schulz, W., Rethmeier, M.: *Schnelle numerische Methoden für die effiziente Temperaturfeldberechnung in bauteilnahen Geometrien und Mehrlagenschweißungen*. Förderkennzeichen AIF 16718 N, Forschungsvereinigung Schweißen und Verwandte Verfahren, 2013.
- Nussbaumer und Günther (2006) Nussbaumer, A., Günther, H.-P.: Grundlagen und Erläuterungen der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3. Hrsg.: U. Kuhlmann, *Stahlbau-Kalender 2006*, Ernst & Sohn Verlag, Berlin, 2006.
- Nitschke-Pagel (1995) Nitschke-Pagel, T.: *Eigenstressen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle*. Dissertation am Institut für Schweißtechnik und Werkstofftechnologie der Technischen Universität Braunschweig, Papierflieger, Clausthal-Zellerfeld, 1995.
- Noordhoek et al. (1987) Noordhoek, C., van Delft, D. R. V., Verheul, A.: The influence of plate thicknesses on the fatigue behaviour of welded plates up to 160 mm with an attachment or butt weld. Proceedings of the 3rd International ECSC Offshore Conference on Steel in Marine Structures (SIMS 1987), S. 281-301, 1987.
- Ólafsson (2016) Ólafsson, O. M.: *Improved Design Basis of Welded Joints in Seawater*. PhD Thesis at the Lightweight Structures Group Department of Mechanical Engineering of the Technical University of Denmark, 2016.
- Olschok (2008) Olschok, S.: *Laser-Lichtbogen Hybridschweißen von Stahl im Dickblechbereich*. Dissertation am Institut für Schweißtechnik der RWTH Aachen, Shaker Verlag, 2008.
- Olivier und Ritter (1979) Olivier, R., Ritter, W.: *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen – Teil 1: Stumpfstoß, Einheitliche statistische Auswertung von Ergebnissen aus Schwingfestigkeitsversuchen*. 1. Auflage, Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1979.
- Ossenbrink (2009) Ossenbrink, R.: *Thermomechanische Schweißsimulation unter Berücksichtigung von Gefügeumwandlungen*. Dissertation am Lehrstuhl Fügetechnik der BTU Cottbus, Shaker Verlag, Aachen, 2009.

- Otha et al. (1984) Otha, A., Maeda, Y., Nihei, M., Nishijama, S.: Variable effects of stress relief on fatigue strength of butt welded joints with different plate thickness. *International Journal of Fracture* (1984), p. 81-87, 1984.
- Palmgren (1924) Palmgren, A.: Die Lebensdauer von Kugellagern. *VDI-Zeitschrift* 58 (1924), S. 339-41, 1924.
- Pelzer et al. (2013) Pelzer et al.: *FOG – Optimierte Fertigungsstrategien und Fertigungsprozesse für Offshore-Gründungsstrukturen im Hinblick auf eine erforderliche Serienfertigung*. Schlussbericht, Förderkennzeichen BMU 0325054 – 0325054 A, 2013.
- Pedersen et al. (2012) Pedersen, M. M., Andersen, J. G., Ólafsson, Ó. M. (2012): Investigation of the thickness effect for butt welded joints. IIW WG1-154-12.
- Pijpers (2011) Pijpers, R. J. M.: Fatigue strength of welded connections made of very high strength cast and rolled steels. Dissertation an der TU Delft, 2011.
- Platz (2009) Platz, J.: Moderne Hochleistungsschweißverfahren im Vergleich. *DVS Berichtband 258 – Große Schweißtechnische Tagung*, Forschungsforum, IndustrieForum, Studentenkongress, Handwerkerforum. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 376-378, 2009.
- Pohl (1957) Pohl, E.J.: *Das Gesicht des Bruches metallischer Werkstoffe*. Allianz Versicherungs-AG, München und Berlin, 1957.
- Propawe (2005) Poprawe, R.: *Lasertechnik für die Fertigung – Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur*. VDI-Buch, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2005.
- Radaj (1988) Radaj, D.: *Wärmewirkung des Schweißens – Temperaturfeld, Eigenspannungen und Verzug*. Springer-Verlag, Berlin, 1988.
- Radaj (1999) Radaj, D.: *Schweißprozesssimulation – Grundlagen und Anwendung*. Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 1999.
- Radaj und Sonsino (2000) Radaj, D., Sonsino, C. M.: *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 142, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2000.
- Radaj (2002) Radaj, D.: *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen – Rechen- und Messverfahren*. Fachbuchreihe Schweißtechnik 143, Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren DVS-Verlag, 2002.
- Radaj et al. (2006) Radaj, D., Sonsino, C. M., Fricke, W.: *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2<sup>nd</sup> edition, Woodhead Publishing Limited, Cambridge, 2006.

- Radaj und Vormwald (2007) Radaj, D., Vormwald, M.: *Ermüdung – Grundlagen für Ingenieure*. 3. Auflage, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2007.
- Rahlf (2006) Rahlf, U.: Fügetechnische Herausforderungen an On- und Offshore Windenergieanlagen. *DVS Berichtband 240 – Große Schweißtechnische Tagung 2006*, DVS Media GmbH, S. 228-232, Düsseldorf, 2006.
- Rethmeier et al. (2011) Rethmeier, M., Schwenk, C., Heinze, C.: *Optimierung von Verzug und Eigenspannungen beim Schweißen dickwandiger Bauteile*. P 784, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., 2011.
- Richard und Sander (2012) Richard, H. A., Sander, M.: *Ermüdungsrisse – Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. 2. Auflage, Vieweg+Teubner Verlag | Springer Fachmedien Wiesbaden GmbH 2009, 2012.
- Riedel (2004) Riedel, F.: *Trends in der Schweiß- und Fügetechnik*. Tagungsband zum 6. Chemnitzer Symposium für Fügetechnik/ Schweißtechnik, S. 13-18, 2004.
- Rubinstein und Kroese (2008) Rubinstein, R. Y., Kroese, D. P.: *Simulation and the Monte Carlo Method*. Wiley series in probability and statistics, 2nd edition, John Wiley & Sons Inc., Hoboken, New Jersey, 2008.
- Sander (2008) Sander, M.: *Sicherheit und Betriebsfestigkeit von Anlagen und Maschinen – Konzepte und Methoden zur Lebensdauervorhersage*. Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2008.
- Scharff und Siems (2014) Scharff, R., Siems, M.: Monopiles der nächsten Generation – Aspekte der Nachweisführung. *Stahlbau Spezial 2014 – Erneuerbare Energien*, S. 2-9, 2014.
- Schaumann et al. (2007) Schaumann, P., Böker, C., Rutkowski, T., Wilke, F.: *Tragstrukturen für Windenergieanlage*. Beitrag im Stahlbaukalender 2007, Ernst & Sohn, 2007.
- Schaumann et al. (2013) Schaumann, P.; Collmann, M.; Konya, R.; Hassel T.; Bach, F.-W.; Deißer, T.A.; Priebe, S.: *Ökologische und ökonomische Hochleistungsfügetechniken für Stahlrohtürme von Windenergieanlagen*. Schlussbericht zum BMU-Forschungsvorhaben OPTIWELD (FKZ 0325063 A-C), 2013.
- Schaumann et al. (2014) Schaumann, P., Collmann, M., Lahdo, R., Seffer, O., Springer, A., Kaierle, S., Neumeyer, J., Schülbe, H., Nacke, B.: *Effect of Heat Management on the Mechanical Properties of GMA-Laser Hybrid Welded High Strength Fine-Grained Steel*. Proceedings of the 7<sup>th</sup> European Conference on Steel and Composite Structures – Eurosteel 2014, Neapel.

- Schmidt und Kammerhuber (2010) Schmidt, K.-P., Kammerhuber, C.: Aktueller Stand der Schweißverfahren im Schiffbau. *Jahrbuch Schweißtechnik 2011*, DVS Media GmbH, S. 236-255, Düsseldorf, 2010.
- Schmidt und Tölle (2009) Tölle, J.; Schmidt, H.: *Entwicklung einer Methode zur vergleichenden Bewertung von Schwingfestigkeitsversuchen mit gefügten Stahlfeinblechen in Abhängigkeit des Versagensverhaltens*. FAT-Schriftenreihe 221, VDA, Berlin, 2009.
- Schubert und Kloss (2001) Schubert, G., Kloss, I.: *Elektronenstrahlschweißtechnologie – Beiträge zur Vergangenheit und Gegenwart*. Tagungsband 7, IASTK: Hochleistungsverfahren – Grundlagen, Anwendung, Ausrüstungen, S. 567-586, 2001.
- Schultz (2000) Schultz, H.: *Elektronenstrahlschweißen*. Fachbuchreihe Schweißtechnik, DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2000.
- Schulze (2010) Schulze, G.: *Die Metallurgie des Schweißens – Eisenwerkstoffe – Nicht-eisenmetallische Werkstoffe*. 4. Auflage, Springer Heidelberg Dordrecht London New York, 2010.
- Schulze (2011) Schulze, K.-R.: Ja, wieso denn Elektronenstrahlschweißen? – Teil 6: Komm raus, Strahl! Nonvac-EBW: Elektronenstrahlschweißen an freier Atmosphäre. *Schweißen und Schneiden 63 (2011)*, Heft 9, S. 536-542, 2009.
- Schuster (2004) Schuster, J.: *Heißrisse in Schweißverbindungen – Entstehung, Nachweis und Vermeidung*. Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren, DVS-Verlag GmbH, Düsseldorf, 2004.
- Schuster et al. (2011) Schuster, J., Neubert, J., Orlick, H., Gollnow, C.: Heißrisse in der Mittelrippe von laserstrahlgeschweißten Verbindungen – Neue Erkenntnisse zum Bildungsmechanismus. *DVS Berichtband 275 – Große Schweißtechnisch Tagung, Studentenkongress, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen*, DVS Media GmbH, pp. 140-146, Düsseldorf, 2011.
- Schwenk und Tikhomirov (2011) Schwenk, C., Tikhomirov, D.: Standardisierung der numerischen Schweißsimulation. *DVS-Berichte Band 275, Beiträge der Großen Schweißtechnischen Tagung 2011*, S. 21-26, 2011.
- Schwerdt (2011) Schwerdt, D.: *Schwingfestigkeit und Schädigungsmechanismen der Aluminiumlegierungen EN AW-6056 und EN AW-6082 sowie des Vergütungsstahls 42CrMo4 bei sehr hohen Schwingspielzahlen*. Dissertation am Fachbereich Maschinenbau der TU Darmstadt, 2011.

- Seeger und Heuler (1984) Seeger, T., Heuler, P.: *Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile*. Technische Hochschule Darmstadt, Mitteilungen des Fachgebiets Werkstoffmechanik, 1984.
- Seeger (1988) Seeger, T.: *Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit*. VDI-Tagung „Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit – Zeitgemäße Berechnungskonzepte“, Technische Hochschule Darmstadt, Fachgebiet Werkstoffmechanik, 1988.
- Seeger (1996) Seeger, T.: Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise. S. 5-123 in *Stahlbau Handbuch für Studium und Praxis*. Band 1 Teil B, 3. Auflage, Stahlbau Verlagsgesellschaft mbH, Köln, 1996.
- Seidel (2007) Seidel, M.: Tragstruktur und Installation der REpower 5M in 45 m Wassertiefe. *Stahlbau 76 (2007)*, Heft 9, S. 650-656, 2007.
- Seidel und Hahn (2010) Seidel, W. W., Hahn, F.: *Werkstofftechnik – Werkstoffe, Eigenschaften, Prüfung, Anwendung*. Carl Hanser Verlag, München, 2010.
- Seidel (2014) Seidel, M.: Substructures for offshore wind turbines – Current trends and developments. Beitrag in der Fest-schrift Peter Schaumann, Hannover, 2014.
- Seidel et al. (2016) Seidel, M., Voormeeren, S., van der Steen, J.-B.: State-of-the-art design processes for offshore wind turbine support structures – Practical approaches and pitfalls during different stages in the design process. *Stahlbau 85 (2016)*, Heft 9, S. 583-590, 2016.
- Slizewski und Semal (2009) Slizewski, A., Semal, P.: Experiences with low and high cost 3D surface scanner. *Quartär 56 (2009)*, pp. 131-138, 2009.
- Smith (1997) Smith, S. W.: *The Scientist and Engineer's Guide to Digital Signal Processing*. California Technical Publishing, San Diego, 1997.
- Sonsino (2005) Sonsino, C. M.: Dauerfestigkeit – Eine Fiktion?. *Konstruktion 57*, Nr.4, S.87-92, 2005.
- Spur und Stöferle (1986) Spur, G., Stöferle, T.: *Handbuch der Fertigungstechnik, Band 5- Fügen, Handhaben und Montieren*. Carl Hanser Verlag München Wien, 1986.
- Steppeler (2014) Steppeler, S.: *Zum Ermüdungsverhalten von Stumpfnahverbindungen bei sehr hohen Lastwechselzahlen*. Dissertation am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover, Schriftenreihe des Instituts für Stahlbau Nr. 32, Shaker Verlag, Aachen, 2014.
- Störzel et al. (2012) Störzel, K., Bruder, T., Hanselka, H.: *Überlasten und ihre Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit widerstandspunkgeschweißter Feinblechstrukturen*. FAT-Schriftenreihe 239, VDA, Berlin, 2012.

- Szelagowski (2003) Szelagowski, A.: *Beitrag zur Nonvakuum-Elektronenschweißtechnik*. Dissertation am Institut für Werkstoffkunde der Leibniz Universität Hannover, Fortschritt-Berichte VDI-Reihe Nr. 627, VDI Verlag, 2003.
- Ummenhofer et al. (2007) Ummenhofer, T., Weich, I., Bergers, J., Herion, S.: Reduktion der Wanddicken bei Tragtürmen von Windenergieanlagen durch den Einsatz höherfester Stähle. *Stahlbau* 76 (2007), Heft 9, S. 643-649, 2007.
- Ummenhofer et al. (2011) Ummenhofer, T. et al.: *P 702 REFRESH – Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen*. Forschung für die Praxis, FOSTA – Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. (G. Nüsse), Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2011.
- Varfolomeev et al. (2011) Varfolomeev, I., Moroz, S., Brand, M., Siegele, D., Baumgartner, J.: *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen*. IGF-Vorhaben Nr.: 15.913 N / DVS-Nr. 09.049, Forschungsbericht W 17/2011, 2011.
- Veljkovic et al. (2012) Veljkovic, M. et al.: *High-strength steel tower for wind Turbines (HISTWIN)*. Abschlussbericht Research Fund for Coal and Steel, Publications Office of the European Union, Brüssel, 2012.
- von Selle et al. (2011) von Selle, H., Doerk, O., Kang, J. K., Kim, J. H.: Fatigue tests on butt welds and plate edges of 80 mm thick plates. *Advances in Marine Structures*, p. 511-519, 2011.
- Vormwald et al. (2013) Vormwald, M. et al.: *Betriebsfestigkeit auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Seminarunterlagen, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, TU Darmstadt, 2013.
- Voß (2001) Voß, O.: *Untersuchung relevanter Einflussgrößen auf die numerische Schweißsimulation*. Dissertation am Institut für Schweißtechnik der TU Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Shaker, Aachen, 2001.
- Wächter (2016) Wächter, M.: *Zur Ermittlung von zyklischen Werkstoffkennwerten und Schädigungsparameterwöhlerlinien*. Dissertation an der Fakultät für Mathematik/ Informatik und Maschinenbau der TU Clausthal, 2016.
- Walther (2007) Walther, F.: *Physikalisch basierte Messverfahren zur mikrostrukturbasierten Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens metallischer Werkstoffe*. Werkstoffkundliche Berichte, Band 19/2007, Herausgeber: D. Eifler, Lehrstuhl für Werkstoffkunde der TU Kaiserslautern, 2007.
- Weich (2009) Weich, I.: *Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands*. Dissertation am Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk der Technischen Universität Braunschweig, 2009.

- Weise et al. (2011)      Weise, S. et al.: *Optimierung aufgelöster Gründungsstrukturen für Offshore-Windenergieanlagen – OGOWIN*. Schlussbericht, Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit, 2011.
- Wetzel et al. (2014)      Wetzel, G., Neubert, J., Kranz, B.: Investigations of properties in hybrid welds at 40-mm sheet thickness. *Welding in the World (2014) 58*, p. 883–891, 2014.
- Will et al. (2003)      Will, J., Roos, D., Riedel, J.: *Robustheitsbewertung in der stochastischen Strukturmechanik*. Konferenzbeitrag auf der NAFEMS Konferenz 2003.
- Wiser et al. (2016)      Wiser, R., Seel, J., Berkhout, V., Wiegand C.: *Künftige Kostenentwicklung der Windenergie*. Special Report im Fraunhofer Windenergie Report 2016, S. 93-97, 2016.
- Wohlfahrt und Schmidt (2002)      Wohlfahrt, H., Schmidt, J.: *Simulation der Vorgänge im Schmelzbad beim Laserstrahlschweißen zur Voraussage von Nahtausbildung, Gefüge, Verzug und Schweißbeigenspannungen*. Förderkennzeichen AiF 11.583 A/B, 2002.
- Wolf (2006)      Wolf, M.: *Zur Phänomenologie der Heißrissbildung beim Schweißen und Entwicklung aussagekräftiger Prüfverfahren*. Dissertation an der Bundesanstalt für Materialforschung und –prüfung (BAM), Wirtschaftsverlag NW Verlag für neue Wissenschaft GmbH, 2006.
- Woodtli (2003)      Woodtli, J.: *Praktische Fraktographie – Brüche an metallischen und keramischen Bauteilen sowie an Objekten aus Glas*. Eidgenössische Materialprüfungs- und Forschungsanstalt EMPA, Dübendorf, 2003.
- Zwick (1982)      Zwick, W.: *Zum Schwingfestigkeitsverhalten von UP-, ES- und EG-geschweißten Stumpfnähten*. Technische Universität Hamburg-Harburg: Schriftenreihe Schiffbau, 1982.

### 9.3 Weitere Unterlagen

- BVG Associates (2012)      BVG Associates: Offshore wind cost reduction pathways technology work stream. The Crown Estate. London, 2012.  
<http://www.thecrownestate.co.uk/media/5643/ei-bvg-owcrp-technologyworkstream.pdf>
- BVG Associates (2017)      BVG Associates, InnoEnergy: Future renewable energy costs: Offshore wind. London, 2017.
- Schramm (2011)      Schramm, A.: *Metallurgische Grundlagen der Feinkornbaustähle*. Seminarunterlagen, Verarbeitung von Feinkornbaustählen im Anlagen-,



- 
- Rohrleitungs- und Stahlbau*. Seminarunterlagen der 29. Gemeinschaftsveranstaltung TÜV Nord AG/ SLV Hannover, 2011.
- ARAMIS v6 (2007) GOM (Gesellschaft für Optische Messtechnik) mbH: ARAMIS v6 Benutzerhandbuch – Software, 2007.
- Voigt (2011) Voigt, M.: *Probabilistik-Tutorium "From the measured part to the probabilistic analysis – part 1"*. Vortrag verfügbar im Internet unter [www.probabilitik.de](http://www.probabilitik.de), 4. Dresdner Probabilistik-Workshop, TU Dresden, 6.- 7. Oktober 2011.