

Beitrag zur Entwicklung der Bemessungskonzepte für Dauerfestigkeitsberechnungen von Reparaturschwei- ßungen auf Basis kleiner Konstruktionsdetails

Von der Fakultät Architektur, Bauingenieurwesen und Stadtplanung
der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg
zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigte Dissertation

vorgelegt von

Dipl. –Ing.
Agnieszka Chwastek

aus Krakau in Polen

Gutachter: Prof. Dr.-Ing. habil. Hartmut Pasternak
Gutachter: Prof. Dr.-Ing. Karsten Geißler
Gutachter: Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Gerhard Lener

Tag der Disputation: 06.12.2019

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit am Lehrstuhl für Stahl- und Holzbau der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg. Die Grundlage der vorliegenden Arbeit bilden die Untersuchungen von Schweißverbindungen im Rahmen des Internationalen Forschungsprojektes CORNET-Rewestruct: „Reparaturschweißungen-Repair welding of structures“ [Nit15]. Das Projekt ermöglichte die Finanzierung einiger experimenteller Untersuchungen im Zuge der vorliegenden Arbeit. In den ersten dreieinhalb Jahren war ich Stipendiatin und erhielt das Stipendium für Doktoranden Promotion und Forschen des Deutschen Akademischen Auslandsdienstes (DAAD).

Im Folgenden möchte ich mich bei all jenen bedanken, die mich im Laufe dieser Zeit unterstützt haben. Ein großer Dank geht an meinen Doktorvater, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. Hartmut Pasternak vom Lehrstuhl für Stahl- und Holzbau der Brandenburgischen Technischen Universität Cottbus-Senftenberg für das mir entgegengebrachte Vertrauen, für die Unterstützung und Geduld bei der Anfertigung meiner Arbeit, sowie für die Übernahme des Hauptberichts. Bei Herrn Univ. Prof. Dr.-Ing. Karsten Geißler und Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing Dr. techn. Gerhard Lener bedanke ich mich für ihr Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme der Mitberichte, ebenso bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Hans-Christoph Thiel für die Übernahme des Vorsitzes des Promotionsausschusses.

Ich bedanke mich außerdem bei den Mitarbeitern der FMPA Forschungs- und Materialprüfanstalt für die Anfertigung der Prüfkörper und bei dem Institut für Schweißen in Gliwice Polen für die Hilfe bei der Durchführung meiner Versuche. Ein weiterer Dank geht an meine Kolleginnen und Kollegen für ihre Diskussionsbereitschaft bei fachlichen Fragestellungen. Ein besonderer Dank geht an meine Familie und Freunde, die mich auf meinem Weg stets unterstützt haben, insbesondere an Familie Buschmann, die mir mit Ihren Deutschkorrekturen eine große Hilfe waren.

Kurzfassung

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit der Analyse der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen nach erfolgter Reparatur des vorhandenen Ermüdungsrisse. In den aktuellen Regelwerken (wie Eurocode bzw. International Institute of Welding) liegen bis heute keine normativen Bemessungskonzepte für sanierte Schweißverbindungen vor. Diesbezüglich werden im Rahmen der vorliegenden Arbeit die herkömmlichen Ermüdungsfestigkeitsnachweise (nach Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept) um die ermittelten FAT-Klassen für sanierte bzw. nachbehandelte Schweißverbindungen ergänzt.

Die Analyse betrachtet ein typisches kleinmaßstäbliches Bauteilelement des Stahlbaus, d. h. das Konstruktionsdetail der Quersteife. Dabei handelt es sich um nicht „belastungstragende“ Kehlnähte, die eine bevorzugte Ausgangsstelle für Ermüdungsrisse an Nahtübergängen darstellen und daher stark ermüdungsfestigkeitsmindernd wirken.

Die experimentellen Ermüdungsuntersuchungen in Form von klassischen Wöhlerversuchen verfügen über drei Gruppen von Versuchsprüfkörpern. Die Gruppe I bezieht sich auf fehlerfreie Schweißnähte, d. h. im Schweißzustand belassene Prüfkörper. Die Gruppe II betrifft die fehlerhaften Schweißnähte, die durch Ausschleifen der potenziellen Risse und Wiederschweißen saniert wurden. Bei der Gruppe III werden die Prüfkörper zusätzlich durch eine Schweißnahtnachbehandlungsmethode, d. h. mit höherfrequentem Hämmern bearbeitet. Neben den klassischen Ermüdungsversuchen werden die Kerbwirkungen in ermüdungskritischen Stellen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode analysiert. Somit können die FAT-Klassen nach Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept für Reparaturschweißungen ermittelt werden. Um die relevante Vergleichbarkeit der entsprechenden Schweißnahtzustände bzw. Effektivität solcher Reparaturmaßnahmen sicherzustellen wird zusätzlich eine ganze Serie von sog. Begleituntersuchungen durchgeführt. Dabei handelt es sich um Temperatur-, Verzugs- und Härtemessungen, röntgenografische Eigenspannungsbestimmungen sowie metallographische Untersuchungen zur Bestimmung der Schmelzbadgeometrie bzw. des Nahtprofils. Vor allem wird im Rahmen dieser Arbeit ein Fokus auf die Eigenspannungsanalyse gelegt, um die tatsächliche Eigenspannungsverteilung in den entsprechenden Reparaturzuständen zu ermitteln und somit eine Basis für verbesserte Bemessungsmodelle von sanierten und nachbehandelten Schweißnähten zu erarbeiten. Bei den Gruppen I und II der Versuchsprüfkörper betrifft die Eigenspannungsanalyse ebenso die Schweißsimulation.

Inhaltsverzeichnis

Vorwort.....	III
Kurzfassung	IV
Inhaltsverzeichnis	I
Abbildungsverzeichnis	IV
Tabellenverzeichnis	VII
Verzeichnis der wesentlichen Symbole	IX
1 Einleitung.....	1
1.1 Problemstellung und Zielsetzung.....	1
1.2 Aufbau der Arbeit	3
2 Stand der Wissenschaft und Technik.....	5
2.1 Materialermüdung metallischer Werkstoffe	5
2.1.1 Phasen des Ermüdungsvorgangs	5
2.1.2 Ermüdungsfestigkeitskurven.....	7
2.2 Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit	10
2.2.1 Kerbwirkung	13
2.2.2 Schweißeigenspannungen	17
2.3 Konzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit	20
2.3.1 Nennspannungskonzept.....	22
2.3.2 Strukturbeanspruchungskonzepte	24
2.3.3 Kerbbeanspruchungskonzepte.....	29
2.3.4 Bruchmechanische Konzepte (Rissfortschrittskonzepte).....	34
2.3.5 Imperfektionen	35
2.4 Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen	40
2.4.1 Bestimmung der Mittelwertkurve	40
2.4.2 Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit	42

2.5 Erhöhung der Ermüdungssicherheit	47
3 Experimentelle Untersuchungen	49
3.1 Versuchsprogramm	49
3.2 Prüfkörperherstellung	50
3.2.1 Werkstoff, Prüfkörpergeometrie und Probenfertigung	50
3.2.2 Sanierung	54
3.2.3 Nachbehandlung	57
3.3 Ermüdungsversuche	60
3.3.1 Versuchsdurchführung	60
3.3.2 Versuchsergebnisse - alle	65
3.3.3 Versuchsergebnisse –Gr I und Gr II	67
3.4 Begleituntersuchungen	74
3.4.1 Eigenspannungsmessungen	74
3.4.2 Verzugsmessungen	77
3.4.3 Temperaturmessungen	79
3.4.4 Mikrostruktur und Härtemessung	85
3.5 Ermittelte FAT-Klassen nach Nennspannungskonzept	87
4 Numerische Untersuchungen	90
4.1 Übersicht	90
4.1.1 Vernetzungsstrategien nach ABAQUS	91
4.2 Ermittlung der Strukturformzahl K_{hs}	92
4.2.1 Urzustand	92
4.2.2 Reparaturschweißung	97
4.3 Ermittlung der Kerbwirkungsformzahl K_f	98
4.3.1 Urzustand	98
4.3.2 Reparaturschweißung	103
4.4 Schweißsimulation	104

5	FAT-Klassen nach Struktur-und Kerbspannungskonzept	109
5.1	Ermittelte FAT-Klassen für den Urzustand	109
5.2	Ermittelte FAT-Klassen für die Sanierung	111
6	Umsetzung in Nachweiskonzepte	113
7	Zusammenfassung und Ausblick	114
7.1	Zusammenfassung	114
7.2	Ausblick	117
8	Literaturverzeichnis	119
8.1	Normen und Richtlinien	119
8.2	Fachbücher, Monographien, Aufsätze und Berichte	120
Anhänge		130
A.	Ermüdungsversuche	130
B.	Materialzugversuch	131
C.	Angaben zur statistischen Auswertung	141

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1: Phasen der Lebensdauer eines Bauteils unter Ermüdungsbeanspruchung, aus [Ste14] bzw. [Gud99].....	6
Abb. 2: Ermüdungsbruch bei einer geschweißten Versuchsprobe	7
Abb. 3: Verlauf der Wöhlerlinie nach EC [EN93_9], aus [Dür07]	9
Abb. 4: Kennwerte einer periodischen Beanspruchung	10
Abb. 5: Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindungen.....	11
Abb. 6: Nahtgeometrieparameter einer Kehlnahtverbindung.....	16
Abb. 7: Schweißeigenspannungen einer Stumpfnahhtverbindung in Längsrichtung (li.) und in Querrichtung (re.) zur Naht, aus [Lan15].....	18
Abb. 8: Überlagerung von Last- und Eigenspannungen, aus [Ste14] bzw. [Gur79]	19
Abb. 9: Spannungsverteilung am Nahtübergang von Nenn-, Struktur- und örtlicher Kerbspannung...	20
Abb. 10: Schematische Darstellung von Bemessungskonzepten von Schweißverbindungen (in Anlehnung an [Bau13]).....	21
Abb. 11: Spannungsmittelungsansatz nach NEUBER [Sie13].....	31
Abb. 12: Spannungsverteilung eines Bauteils mit Kerbe und scharfen Rissen	31
Abb. 13: Zusammensetzung statistischer Parameter zur Beschreibung und Ermittlung einer Wöhlerlinie.....	47
Abb. 14: Übersicht der bestehenden praxisrelevanten Nahtnachbehandlungsverfahren [Wei09]	48
Abb. 15: Versuchsaufbau: Herstellung der Quersteife [Nit15]	51
Abb. 16: Entnahme der Prüfkörper aus den Tafeln	53
Abb. 17: Geometrie der Versuchskörper für die Lebensdauerversuche (Quersteife).....	53
Abb. 18: Untersuchte Schwingproben.....	53
Abb. 19: Ausschleifen eines Risses.....	54
Abb. 20: Reparaturschweißen (li.) und entsprechende Schweißlage (re.).....	55
Abb. 21: Einspannung der Probe während des Reparaturschweißens.....	55
Abb. 22: Auslaufbleche während des Reparaturschweißens	56
Abb. 23: Ansicht auf die Schweißnähte im geschweißten Zustand (li.) u. nach der Sanierung (re.)	57
Abb. 24: Exemplarische Darstellung einer aufgeschweißten Quersteife mit einer Hammerspur mit Messlehre zur Qualitätssicherung (li.) und Nahtübergänge einer Kehlnaht im Schweißzustand sowie nachbehandelt (re.) [Nit15].....	58
Abb. 25: Probekörper nach Hämmerbehandlung	58
Abb. 26: Hammerspuren an Nahtübergängen (li.); Hammerspuren in der Ansicht (re.).....	59

Abb. 27: Hydraulische Prüfmaschine (li.); Halterung des Prüfkörpers in der Maschine (re.)	60
Abb. 28: Bruchfläche des Schweißzustandes (Gruppe I).....	62
Abb. 29: Bruchfläche der sanierten Nähte (Gruppe II).....	63
Abb. 30: Versagen im Grundmaterial (Gruppe III).....	64
Abb. 31: Bruchfläche der nachbehandelten Nähte (Gruppe III)	64
Abb. 32: Ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ für drei Gruppen der Proben.....	65
Abb. 33: Konstruktionsdetail der Quersteife nach EC [EN93_9].....	69
Abb. 34: Wöhlerdiagramm des Schweißzustands mit Streuungsband.....	70
Abb. 35: Wöhlerdiagramm der Sanierung mit Streuungsband	71
Abb. 36: Schweißzustand: Ermittlung der Wöhlerlinie im Sinne des ECs	72
Abb. 37: Sanierung: Ermittlung der Wöhlerlinie im Sinne des ECs.....	72
Abb. 38: Ermüdungsfestigkeit vom Urzustand und nach der Sanierung bei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten in Bezug auf Konfidenzintervallauswertung	73
Abb. 39: Ermüdungsfestigkeit vom Urzustand und nach der Sanierung bei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten in Bezug auf Toleranzintervallauswertung	73
Abb. 40: Position der Messlinie für die Quereigenspannungsbestimmung	75
Abb. 41: Röntgenografisch bestimmte Quereigenspannungen in unterschiedlichen Bearbeitungszuständen [Nit15].....	76
Abb. 42: Quereigenspannungsverteilung in allen drei untersuchten Zuständen [Nit15]	77
Abb. 43: Winkelschrumpfung ϕ an sanierter Probe	78
Abb. 44: Anordnung der Thermoelemente beim Aufschweißen der Quersteife (li.) und beim Reparaturschweißen (re.).....	79
Abb. 45: Temperaturverlauf beim Aufschweißen der Quersteife (jeweils einlagig) für die erste Seite der Quersteife.....	80
Abb. 46: Temperaturverlauf beim Aufschweißen der Quersteife (jeweils einlagig) für die zweite Seite der Quersteife.....	80
Abb. 47: Anordnung der Thermoelemente beim Reparaturschweißen	81
Abb. 48: Temperaturverlauf beim Reparaturschweißen (jeweils 3-lagig) für die erste Seite der Quersteife.....	81
Abb. 49: Temperaturverlauf beim Reparaturschweißen (jeweils 3-lagig) für zweite Seite der Quersteife	81
Abb. 50: Abhängigkeit der Härte und der Zähigkeit (genauer Übergangstemperatur der Kerbschlagzähigkeit) von der Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ in der WEZ, nach [Schu10] (li.), Gefügezonen und Härteverlauf in der WEZ beim Schweißprozess (re.), nach [Rad88]	83
Abb. 51: Einflussgrößen auf das Temperaturfeld und die daraus folgenden Auswirkungen	83

Abbildungsverzeichnis

Abb. 52: Vergleich der gemessenen Temperaturverläufe exemplarisch an einem Messpunkt mit demselben Abstand beim Aufschweißen der Quersteife und Reparaturschweißen	84
Abb. 53: Makroschliff und Härtemessung einer Schwingprobe im Urzustand (ob.-li.), zusätzlich mit Betrachtung eines Anrisses (ob.-re.) und nach der Reparatur (unt.)	86
Abb. 54: Ermittelte FAT-Klasse für Schwingproben im Urzustand gemäß Nennspannungskonzept...	89
Abb. 55: Ermittelte FAT-Klasse für sanierte Schwingproben gemäß Nennspannungskonzept	89
Abb. 56 Anordnung von Knoten- und Integrationspunkten für die Elementtypen C3D8 und C3D20R als ABAQUS Simulationen	92
Abb. 57: Kalibrierung der Vernetzung auf Basis des linearen Extrapolationsansatzes (li.), FEM-Modell (re.)	94
Abb. 58: Netzverdickung durch die Blechdicke; Verwendung der C3D8- und C3D20R-Elemente.....	95
Abb. 59: Spannungsverlauf bei quadratischem Extrapolationsansatz (li.), FEM-Modell (re.)	96
Abb. 60: Gegenüberstellung der berechneten Spannungskonzentrationsfaktoren K_{ts} nach linearem und quadratischem Extrapolationsansatz	96
Abb. 61: Vernetzung der Kerbbereiche	100
Abb. 62: Gauß-normalverteilte doppeltellipsoide Volumenwärmequelle nach GOLDAK [Rad02] ..	104
Abb. 63: Vereinfachter Berechnungsablauf einer Schweißsimulation nach RADAJ [Rad02]	105
Abb. 64: Numerisches Modell einer Grundplatte mit aufgeschweißter Quersteife [Nit15]	105
Abb. 65: Numerisches Modell einer Probe im Schweißzustand (li.) und einer nach der Reparaturschweißung mit Berücksichtigung der Symmetrie (re.) [Nit15]	106
Abb. 66: Schematische Darstellung des Reparaturschweißens im numerischen Modell. Detail Kehlnaht (li.), ausgefräster Bereich (mi.), Reparaturnaht (re.) [Nit15]	106
Abb. 67: Gemessene und berechnete Zeit-Temperatur-Kurven exemplarisch an einem Messpunkt für den Urzustand: ganzer Verlauf (li.) und gezoomte Abkühlzeiten $\Delta t_{8/5}$ (re.)	107
Abb. 68: Eigenspannungsverlauf einer am Rand fest eingespannten Probe [Nit15]	108
Abb. 69: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Quereigenspannungen im Schweißzustand sowie im reparaturgeschweißten Zustand [Nit15]	108
Abb. 70: Ermittelte FAT-Klassen für Schwingproben im Urzustand für die drei Nachweiskonzepte	111
Abb. 71: Ermittelte FAT-Klassen für Schweißreparaturen für die drei Nachweiskonzepte	112
Abb. A72: Probe zum Zugversuch	131

Tabellenverzeichnis

Tab. 1: Maßgebende Spannungen im Grundwerkstoff und in den Schweißnähten	22
Tab. 2: Regelnachweis nach Nennspannungskonzept	24
Tab. 3: Lage und Formeln der Strukturspannungsextrapolation nach [Hob08]	27
Tab. 4: Regelnachweis nach Strukturspannungskonzept	29
Tab. 5: Regelnachweis nach Kerbspannungskonzept	33
Tab. 6: Formelapparat zur Bewertung von Winkelversätzen [Hob08]	36
Tab. 7: Spannungserhöhungsfaktoren $k_{m,vorh}$ [Hob08]	37
Tab. 8: Gegenüberstellung von spannungserhöhenden Faktoren	39
Tab. 9: Zusammensetzung statistischer Parameter zur Ermittlung einer Wöhlerlinie	45
Tab. 10: Versuchsprogramm	49
Tab. 11: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Stahlgüte in Gew.-%	50
Tab. 12: Schweißparameter während der Probenherstellung	52
Tab. 13: Parameter des Schweißzusatzwerkstoffes	52
Tab. 14: Schweißparameter während des Reparaturschweißens	56
Tab. 15: Parameter des Schweißzusatzwerkstoffes (Stabelektrode) während des Reparaturschweißens	56
Tab. 16: Spannungsniveaus der Schwingprobe	61
Tab. 17: Versuchsergebnisse	65
Tab. 18: Winkelschrumpfung an Kehlnähten (li.), Winkelverzug der Gruppe I (mi.), Winkelverzug der Gruppe II (re.)	78
Tab. 19: Bestimmte Abkühlzeiten $\Delta t_{8/5}$	84
Tab. 20: Gegenüberstellung der ermittelten FAT-Klassen	88
Tab. 21: Durchgeführte Modellvarianten der oberflächigen Extrapolation	93
Tab. 22: Gegenüberstellung der FE-Berechnungen von der Strukturformzahl K_{fs} für den Urzustand und Reparaturschweißung	97
Tab. 23: Kenngrößen der FE-Berechnung	98
Tab. 24: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f des Urzustands bei Volumenelementen	101
Tab. 25: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f bei Schalenelementen	102
Tab. 26: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f des reparierten Zustands mit Volumenelementen	103
Tab. 27: Gegenüberstellung von Bemessungskonzepten für originelle und sanierte Nähte mit neu entwickelten FAT-Klassen	113

Tabellenverzeichnis

Tab. A28: Ergebnisse der Ermüdungsversuche des Urzustands	130
Tab. A29: Ergebnisse der Ermüdungsversuche nach der Sanierung	130
Tab. A30: Ergebnisse der Ermüdungsversuche nach der Nachbehandlung	131
Tab. A31: Mechanische Kenngrößen des verwendeten Stahls	132
Tab. A32: Zugversuch für Prüfkörper G_2_q	133
Tab. A33: Zugversuche für Prüfkörper G_3_q und G_4_q	134
Tab. A34: Zugversuche für Prüfkörper G_5_q und G_6_q	135
Tab. A35: Zugversuche für Prüfkörper G_7_q und G_8_q	136
Tab. A36: Zugversuche für Prüfkörper G_9_q und G_10_q	137
Tab. A37: Zugversuche für Prüfkörper G_14_1 und G_16_1	138
Tab. A38: Zugversuche für Prüfkörper G_17_1 und G_18_1	139
Tab. A39: Zugversuche für Prüfkörper G_19_1 und G_20_1	140
Tab. A40: Faktoren $k_3(n,p,1-\alpha)$ mit einseitigem Toleranzintervall; Tabelle aus [ISO16269]	141

Verzeichnis der wesentlichen Symbole

Lateinische Formzeichen

a	[mm]	Risslänge in der LEBM
a*	[mm]	kritische Tiefe unter dem Kerbgrund nach PETERSON-Mikrostützwirkungshypothese
C	[Nmm ^{-3/2}]	Konstante des Rissfortschrittsgesetzes
m	[-]	Exponent des Rissfortschrittsgesetzes
da/dN	[-]	Rissfortschrittsgeschwindigkeit
E	[N/mm ²]	Elastizitätsmodul
f	[-]	Unbestimmtheit der Ausgleichsgeraden der charakteristischen Wöhlerlinie
F(a)	[-]	Geometriefunktion in der LEBM
f _y	[N/mm ²]	Streckgrenze, Fließgrenze
K	[Nmm ^{-3/2}]	Spannungsintensitätsfaktor
k	[-]	Korrekturfaktor der charakteristischen Wöhlerlinie
k _{3(n,p,1-α)}	[-]	Faktor des Toleranzintervalls
K _f	[-]	Kerbwirkungszahl (engl. fatigue notch factor)
k _f	[-]	geometrischer Kerbfaktor für korrigierte Nennspannungen
K _{hs}	[-]	Hot-Spot-Strukturformzahl am Risseinleitungsort
k _m	[-]	Spannungserhöhungsfaktor (engl. stress magnification factor, SMF)
K _s	[-]	Strukturformzahl (engl. structural stress concentration factor SCF)
K _t	[-]	Spannungskonzentrationsfaktor/Kerbfaktor/Formzahl/Kerbformzahl (engl. notch stress concentration factor, SCF)
m	[-]	Steigung einer Wöhlerlinie
N	[-]	Lastwechselzahl
n	[-]	Anzahl des Versuchsergebnisses

Verzeichnis der wesentlichen Symbole

N_C	[-]	Lebensdauer bei $2 \cdot 10^6$ Lastspiele
N_D	[-]	Lebensdauer bei $5 \cdot 10^6$ Lastspiele
N_L	[-]	Lebensdauer bei 10^8 Lastspiele
$P_{\bar{U}}$	[%]	Überlebenswahrscheinlichkeit
R	[-]	Spannungsverhältnis
r	[mm]	Kerbradius
s	[-]	Mehrachsigkeitsfaktor
s	[-]	Standardabweichung
S_{xx}, S_{yy}	[-]	Varianzen
S_{xy}	[-]	Kovarianz
t	[s]	Zeit
t	[mm]	Blechdicke
$t(\alpha, \nu)$	[-]	Faktor des Konfidenzintervalls
T_N	[-]	Streuung der Lebensdauer
T_{σ}	[-]	Streuung der Spannungsamplituden
y_m	[-]	Regressionslinie

Griechische Formzeichen

$\alpha_{t,\varepsilon}$	[-]	Dehnungsformzahl
ΔK	[Nmm ^{-3/2}]	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors
ε_K	[m/m]	maximaler Dehnung im Kerbgrund
ε_N	[m/m]	Nenndehnung
σ_1	[N/mm ²]	1. Hauptspannung
σ_a	[N/mm ²]	Spannungsamplitude
σ_{ES}	[N/mm ²]	Eigenspannungen, ES
σ_{hs}	[N/mm ²]	Strukturspannung an einem Hot-Spot

$\sigma_{II B}$	[N/mm ²]	sekundäre Biegespannung
σ_K	[N/mm ²]	maximaler Kerbspannung im Kerbgrund
σ_m	[N/mm ²]	Mittelspannung
σ_{max}	[N/mm ²]	Oberspannung
σ_{min}	[N/mm ²]	Unterspannung
σ_N	[N/mm ²]	Nennspannung
σ_S	[N/mm ²]	maximaler Strukturspannung
σ_v	[N/mm ²]	Vergleichsspannung von Mises
$\alpha=1-P_{\bar{U}}$	[%]	Versagenswahrscheinlichkeit
β	[-]	Richtungsfaktor der Regressionskurve
δ_t		Risspitzenverschiebungen
$\Delta\sigma$	[N/mm ²]	Spannungsschwingbreiten
$\Delta\sigma_C$	[N/mm ²]	Ermüdungsfestigkeit bei
$\Delta\sigma_D$	[N/mm ²]	Dauerfestigkeit bei 5 Mio. Lastwechseln
$\Delta\sigma_L$	[N/mm ²]	Schwellenwert bei 10 ⁸ Lastspielen
θ	[°]	Bauteil-Neigungswinkel
$v=n-1$	[-]	Freiheitsgrad
ρ^*	[mm]	Ersatzstrukturlänge
ρ_f	[mm]	fiktiv vergrößerter Radius
ρ_r	[mm]	Ausgangsradius der Kerbe
σ_f	[N/mm ²]	ermüdungswirksame effektive Kerbspannung
α	[-]	y-Achsenabschnitt der Regressionskurve

Abkürzungen

CTOD	engl. Crack Trip Opening Displacement
DMS	Dehnungsmessstreifen
EC	Eurocode 9, DIN EN 1993-1-9:2005+AC:2009, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung
EPBM	elastisch-plastische Bruchmechanik, auch Fließbruchmechanik genannt
ES	Eigenspannung
HCF	Zeitfestigkeit (engl. high cycle fatigue)
IIW	International Institut of Welding
LCF	Kurzzeitfestigkeit (engl. low cycle fatigue)
LEBM	linear-elastische Bruchmechanik
SIF	Spannungsintensitätsfaktor (engl. stress intensity factor, SIF)
VHCF	Dauerfestigkeitsbereich (engl. very high cycle fatigue)
WEZ	Wärmeeinflusszone
HFH	höherfrequentes Hämmerverfahren

Weitere Formelzeichen sind direkt im Kontext erläutert.

1 Einleitung

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Beim Brückenbau sowie in vielen Einsatzbereichen des Stahlhochbaus (Kranbahnen, Windanlagen, Türme, Masten) wird der Schweißprozess als Standardfügverfahren verwendet. Dies kann auf Effizienz, Schnelligkeit und geringe anfallende Kosten zurückgeführt werden. Aus statischer Sicht kommt den in Schweißverbindungen entstehenden strukturellen und geometrischen Kerben eine besondere Bedeutung zu, da diese eine stark ermüdungsfestigkeitsmindernde Wirkung für die gesamte Konstruktion haben können [Ste14].

Die Schweißnahtübergänge der Schweißverbindungen sind im Wesentlichen für die Rissbildung mit nachfolgendem Risswachstum ursächlich. Sie können in vielen Fällen die Lebensdauer der ganzen Bauteile oder Bauwerke begrenzen. Darüber hinaus spielen die Veränderungen in den Nutzungsbedingungen, die beim Konstruktionsentwurf nicht berücksichtigt werden konnten, wie längere Betriebszeiten, höhere Belastungen und der Wunsch nach längerer Nutzung eine zusätzliche Rolle. Diesbezüglich unterliegen die Schweißverbindungen stets Zustandskontrollen, um frühzeitig fehlerhafte reparaturbedürftige Stellen zu erkennen und entsprechende Sanierungsmaßnahmen vornehmen zu können. Vor diesem Hintergrund besteht derzeit ein Bedarf, sich der Sanierung bei der Materialermüdung anzunehmen, um so effiziente kostengünstige Sanierungsmethoden sowie entsprechende Bemessungskonzepte entwickeln zu können. Damit sollen zukünftige Fragestellungen aus der Praxis bezüglich der Ermüdungsfestigkeit von sanierten Schweißnähten umfassend beantwortet werden. Für die Verbesserung der ursprünglichen Ermüdungsfestigkeit des Neubaus hat sich das Schweißnahtnachbehandlungsverfahren als wirkungsvoll erwiesen.

Die Bemessungskonzepte für die Ermüdungsfestigkeit von Stahlkonstruktionen richten sich nach den aktuellen Regelwerken wie dem Eurocode (EC) [EN93_9] oder den Empfehlungen des International Institute of Welding (IIW). Bis heute liegen jedoch keine normativen Bemessungskonzepte für die Schweißverbindung nach erfolgter Reparatur vor. Das Ziel der vorliegenden Arbeit ist die Entwicklung eines Bemessungsvorschlages für die Dauerfestigkeit von Reparaturschweißungen auf Basis kleiner Musterbauteile. Dabei werden die Ermüdungsfestigkeitsklassen (FAT) für reparierte und nachbehandelte Schweißnähte neu bestimmt, die Effektivität der Reparaturmaßnahmen verifiziert und eine eventuelle Ergänzung

der aktuellen Regelwerke vorgeschlagen. Somit kann die Fragestellung, ob es sich als sinnvoll und ermüdungssicher erweist, die Nachweisverfahren des originalen Zustandes für sanierte und nachbehandelte Schweißnähte zu verwenden, beantwortet werden.

Für das hiermit umrissene umfangreiche Problemfeld der Reparaturschweißungen wird im Rahmen dieser Arbeit zunächst ein typisches kleinmaßstäbliches Bauteilelement des Stahlbaus, das Konstruktionsdetail der Quersteife untersucht. Dabei handelt es sich um nicht „belastungstragende“ Kehlnähte, die eine bevorzugte Ausgangsstelle für Ermüdungsrisse an ihren Nahtübergängen darstellen und daher stark ermüdungsfestigkeitsmindernd wirken. Mit der Ableitung der entsprechenden Kerbfallklassen mit geometrisch identischen Konstruktionsdetails, in Abhängigkeit von den Bedingungen während der Sanierung und der Nahtnachbehandlung, kann ein praktikabler Bemessungsvorschlag erarbeitet werden. Bei den experimentellen Untersuchungen wird ein großer Wert auf eine entsprechende-Durchführung der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse gelegt. In Folge des Einsatzes der Finite-Elemente-Methode (FEM) als Standardberechnungsverfahren ist der Trend hin zur Verwendung lokaler Konzepte bei der rechnerischen Nachweisführung der Ermüdungsfestigkeit unverkennbar [Rud03]. Diese Arbeit befasst sich sowohl mit den globalen als auch im besonderen Maße mit den lokalen Bemessungskonzepten von Schweißverbindungen. Neben den Ermüdungsuntersuchungen in Form von klassischen Wöhlerversuchen werden viele Begleituntersuchungen durchgeführt, um eine relevante Vergleichbarkeit der entsprechenden Schweißnahtzustände sicherzustellen. Dabei handelt es sich um Temperatur-, Verzugs- und Härtemessungen, röntgenografische Eigenspannungsbestimmungen sowie metallographische Untersuchungen zur Bestimmung der Schmelzbadgeometrie bzw. des Nahtprofils. Vor allem wird im Rahmen dieser Arbeit ein Fokus auf die Eigenspannungsanalyse gelegt, um die tatsächliche Eigenspannungsverteilung in den entsprechenden Reparaturzuständen zu ermitteln und somit eine Basis für verbesserte Bemessungsmodelle von sanierten und nachbehandelten Schweißnähten zu erarbeiten. Durch Anwendung von Nahtnachbehandlungsmethoden während des Sanierungsprozesses von Schweißnähten ist eine gezielte Beeinflussung der Eigenspannungsverteilung im maßgeblichen Kerbbereich möglich. Die Eigenspannungsuntersuchungen werden mit Hilfe der Durchführung der Schweißsimulation verifiziert. Einige Ergebnisse der vorliegenden Arbeit wurden in folgenden Zeitschriften [Pas15_2], [Pas15_6] veröffentlicht.

1.2 Aufbau der Arbeit

Zu Beginn der vorliegenden Arbeit, d. h. in Kapitel 2, wird der aktuelle Stand der Technik vorgestellt. Hierbei wird insbesondere auf die maßgebenden Einflussgrößen der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen eingegangen. Die typischen Bemessungskonzepte für die Dauerfestigkeitsberechnungen der Schweißverbindungen werden vorgestellt und detailliert erläutert. Außerdem wird eine Übersicht der unterschiedlichen Methoden zur Erhöhung der Ermüdungssicherheit aufgezeigt. Da in der Arbeit besondere Aufmerksamkeit auf die statistische Auswertung der Ermüdungsversuchsergebnisse gelegt wird, wird in Kapitel 3 dazu die entsprechende Theorie umfassend beschrieben.

In Kapitel 3 erfolgt die Beschreibung der Herstellung von 3 Gruppen von Versuchskörpern und ihrer Zustände. Die erste Gruppe beschreibt die im Schweißzustand belassenen Proben, die zweite die sanierten Proben und die dritte die zusätzlich mit Nahtnachbehandlungsverfahren verstärkten Proben. Der Hauptteil dieses Kapitels ist die Beschreibung und Auswertung der durchgeführten experimentellen Untersuchungen. Dabei handelt es sich sowohl um die Schwingfestigkeitsuntersuchungen in Form von klassischen Wöhlerversuchen wie auch Begleituntersuchungen, wie Temperaturmessungen während des entsprechenden Schweißvorgangs, Härte-, Verzugs- und Eigenspannungsmessungen sowie metallographische Untersuchungen der Schweißnahtqualität. Am Ende des Kapitels wird eine kurze Darstellung der erzielten Ergebnisse in Form der resultierenden FAT-Klassen nach dem Nennspannungskonzept für alle Gruppenkategorien von Prüfkörpern aufgeführt.

Aufbauend auf Kapitel 3 erfolgen in Kapitel 4 numerische Untersuchungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode zur Bestimmung der Kerbfaktoren (Kerbformzahl bzw. Strukturformzahl) für den Schweißnahtübergang nach dem Struktur- bzw. dem Kerbspannungskonzept am Konstruktionsdetail der Quersteife. Hierbei erfolgt die Beschreibung der Schweißsimulation von den im Schweißzustand belassenen sowie von den sanierten Versuchskörpern. Die zur Validierung der numerischen Modelle erforderlichen Temperaturmessungen sind im Rahmen des Kapitels 3 beschrieben.

In Kapitel 5 befindet sich die Auswertung der FAT-Klassen nach lokalen Konzepten sowohl für den originalen als auch für den reparierten Zustand des Konstruktionsdetails der Quersteife. Dies wird durch die Umsetzung in Nachweiskonzepte in Kapitel 6 erweitert. Außerdem erfolgt in dem Kapitel der Vergleich der Versuchsergebnisse der vorliegenden Arbeit mit den normierten Auswertungen von Ermüdungsversuchen aus dem EC [EN93_9] bzw. den IIW Empfehlungen, wie z. B. [Hob08].

Den Abschluss der vorliegenden Arbeit bildet Kapitel 7 mit der Zusammenfassung der gewonnenen Ergebnisse. Es wird außerdem einen Ausblick auf mögliche zukünftige Untersuchungen gegeben.

2 Stand der Wissenschaft und Technik

2.1 Materialermüdung metallischer Werkstoffe

Nach RADAJ [Rad03] wird „unter Materialermüdung (...) die Schädigung oder das Versagen von Werkstoffen und Bauteilen unter zeitlich veränderlicher, häufig wiederholter Beanspruchung“ verstanden. Im Sinne der Ermüdungsfestigkeit wird die Anzahl der Beanspruchungswechsel als die Lebensdauer N definiert. Es ist dabei anzumerken, dass die rechnerischen Beanspruchungen (Nennspannungen) häufig weit unterhalb der Streckgrenze liegen, sie befinden sich demnach im elastischen Bereich, d. h. es gilt das Hooke'sche Gesetz [EN93_1], [Kuh05], [Wei15]. Dadurch, dass an den meisten Bauteilen verschiedene Arten von Kerben auftreten, entsteht über dem Querschnitt eine ungleichmäßige Spannungsverteilung. Dies hat an besonderen Stellen örtliche Spannungskonzentrationen (sog. Kerbwirkung) zur Folge.

2.1.1 Phasen des Ermüdungsvorgangs

Bei wechselnder Beanspruchung erzeugen Spannungsspitzen mikroplastische regellose Verformungen bzw. Versetzungsbewegungen in den Gleitebenen der Kristalle. Diese Verformungen verursachen mikrostrukturelle Änderungen im Werkstoffgefüge, da sich auf Grund der Verschiebung Bindungen entlang bevorzugter Gitterebenen lösen [Glä06] und es zu Austritten (Extrusionen) oder Einsenkungen (Intrusionen) kommt. Aufgrund der hohen Spannungsspitzen beginnt der Werkstoff in Kernnähe zu fließen und es kommt zum Auftreten von Mikro-Kaltverfestigungen [Wei15]. Dies hat anschließend eine Erhöhung der Versprödung und der Oberflächenrauigkeit des Materials zur Folge [Koc91], [Rad03].

Am Ende des Vorgangs führt dieser Prozess zur Rissinitiierung. Zunächst bildet sich ein Mikroriss. Im weiteren Verlauf der Beanspruchung kommt es zur Entstehung eines Makrorisses oder eines sog. technisch definierten Anrisses. Dieser weist schon eine bestimmte Risslänge auf [Dür07]. Die Größe des technischen Anrisses wurde durch einige Wissenschaftler vorher bereits definiert [Gud99], [Ste14]. Das Merkmal dabei ist, dass ein solcher Anriss mit den betrieblich anwendbaren Werkstoffprüfungen vor Ort erkennbar sein soll (mehr dazu in Abschnitt 3.2.2). Aus diesem Grund sind als Charakteristiken eines solchen technischen Anrisses eine Oberflächenlänge von ca. 1-2 mm und eine Tiefe von ca. 0,5 mm anzunehmen [Rad00], [Dür07], [Rad07].

Anschließend kommt es zum Risswachstum. Der Ermüdungsvorgang kann in zwei Phasen unterteilt werden. Im Ersten erfolgt die Rissausbreitung stabil und langsam. Im weiteren Verlauf kommt es in der zweiten Phase zu einem beschleunigten und instabilen Rissfortschritt. Dadurch, dass nach einer großen Anzahl von Schwingspielen die Mikroverfestigung sehr groß sein kann, wird eine weitere Mikroverformung unmöglich [Wei15]. Der Riss erreicht eine kritische Länge (sog. Dauerbruch oder Ermüdungsbruch) und infolge der Restschwächung des Bauteils tritt plastisches bzw. sprödes Versagen ein (sog. Restbruch oder Gewaltbruch). Im Falle der Schweißverbindungen spielt die erste, stabile Phase des Risswachstums eine wesentliche Rolle bei der Betrachtung der Gesamtlebensdauer eines Bauteils [Dür07]. In Abb. 1 ist eine schematische Darstellung der Phasen des Ermüdungsvorgangs dargestellt.

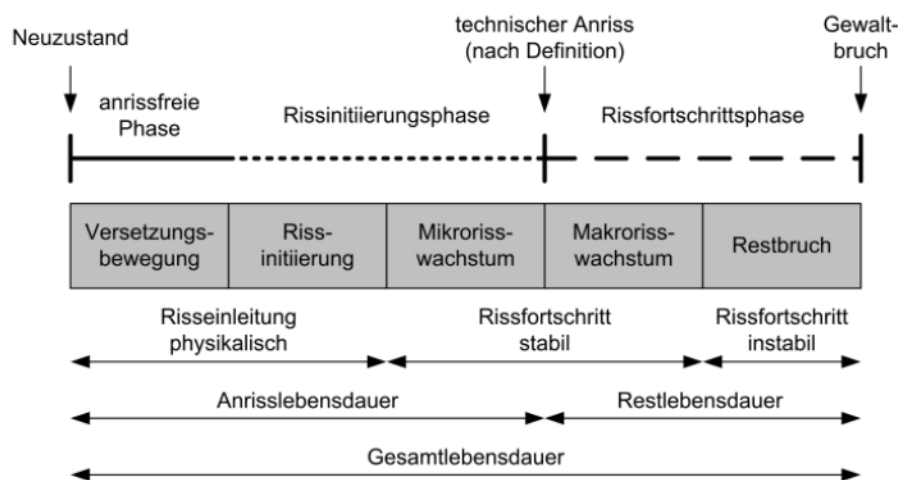


Abb. 1: Phasen der Lebensdauer eines Bauteils unter Ermüdungsbeanspruchung, aus [Ste14] bzw. [Gud99]

Die entsprechenden Phasen des Ermüdungsversagens sind in den zwei typischen Bruchflächen deutlich zu erkennen. Sie weisen einen gegensätzlichen Charakter auf [Koc91], [Wei15]. Der Dauerbruch vergrößert sich i. d. R. ohne duktile Dehnungen über eine längere Zeit. Dadurch ist die Fläche leicht geglättet und glänzend. Durch die auftretenden Rastlinien ist in der Dauerbruchfläche eine periodisch wechselnde Abnahme der Belastung zu sehen. Der Restbruch entsteht durch einen Gewaltbruch und weist wenig zerklüftete, körnige und raue Flächen auf [Koc78], [Kuh05]. Dies kann Abb. 2 entnommen werden.

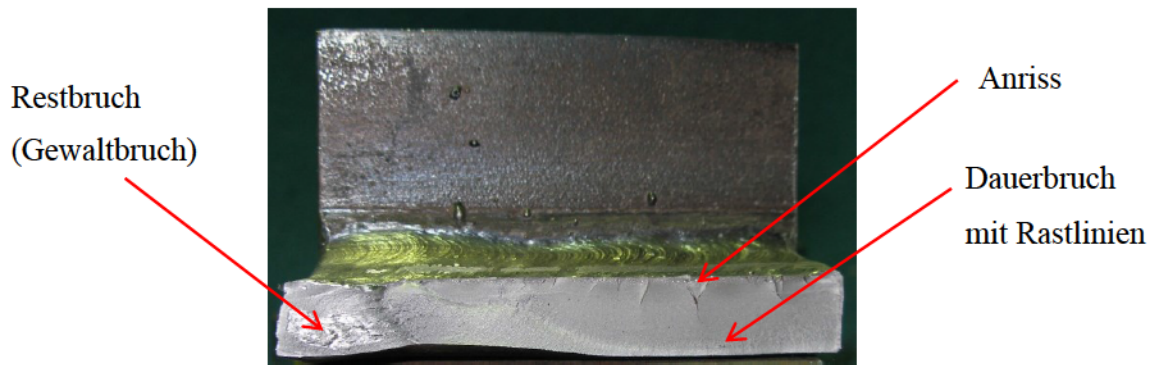


Abb. 2: Ermüdungsbruch bei einer geschweißten Versuchsprobe

2.1.2 Ermüdungsfestigkeitskurven

Das Ermüdungsverhalten eines Werkstoffes oder eines Bauteils wird im sog. Wöhlerdiagramm graphisch dargestellt, das durch mehrere experimentellen Versuche ermittelt wurde. Um eine Wöhlerlinie darzustellen, muss das Bauteil solange mit einer Beanspruchung zu verschiedenen, einstufigen Spannungshorizonten $\Delta\sigma$ belastet werden, bis es zum Eintritt des Versagens kommt. Es sind dabei einige Beanspruchungsverhältnisse, wie $\sigma_m = \text{konst.}$ oder $R = \text{konst.}$, anzunehmen. Zum Versagen einer Versuchsprobe kann sich sowohl das Auftreten eines Bruches als auch das Erscheinen eines vordefinierten Anrisses zählen [Ste14].

Die Anzahl der Zyklen bis zum Versagen zeigt die Lebensdauer N an. Im Diagramm sind die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ in Abhängigkeit der Anzahl der Lastwechsel N dargestellt. In den meisten Fällen handelt es sich in den Diagrammen um eine doppelt-logarithmische Darstellung.

Da die Proben unter einem Spannungshorizont bei verschiedenen Lastspielzahlen versagen, zeigen die Ergebnisse der Ermüdungsversuche im Regelfall sehr große Streuungen [Dür07]. Die Darstellung der Versuchsergebnisse in der logarithmischen Form ermöglicht jedoch eine Durchführung der statistischen Auswertung mit Hilfe gängiger statistischer Verteilungen. Auf diese Weise kann die charakteristische Wöhlerlinie einer Probe mit einer bestimmten Überlebenswahrscheinlichkeit ermittelt werden. Einzelheiten zur statistischen Auswertung von Wöhlerlinien sind in Abschnitt 2.4 gegeben.

Die Bezeichnung der Ermüdungsfestigkeitsdiagramme kommt von Ingenieur AUGUST WÖHLER, der sich damit in der zweiten Hälfte des 19. Jahrhunderts beschäftigte und erste systematische Versuche durchführte [Wöh1863].

Anhand der Anzahl an Lastwechseln, die zum Versagen führen, lässt sich ein Wöhlerdiagramm in drei Bereiche unterteilen, und zwar in den Kurzzeitfestigkeits-, den Zeitfestigkeits- und den Dauerfestigkeitsbereich. Die genauen Abgrenzungen der entsprechenden Bereiche erfolgen in Abhängigkeit von Material und Betrachtungsweise des Ermüdungsvorgangs. Für die Baustähle gelten im Regelfall die Voraussetzungen nach dem EC [EN93_9]. Der exemplarische Verlauf einer Wöhlerlinie ist in Abb. 3 dargestellt.

Die Kurzzeitfestigkeit (engl. low cycle fatigue LCF) bezeichnet einen Bereich, in dem die Schwingspielzahl kleiner als 10^4 ist. Infolge der Entstehung hoher plastischer Dehnamplituden werden Bruchstellen in diesem Bereich auf das plastische Fließen zurückgeführt.

Die Zeitfestigkeit (engl. high cycle fatigue HCF) umfasst hingegen den Bereich, an dem elastisch-plastische Deformationen auftreten können und lediglich eine begrenzte Lastspielzahl ausgehalten werden kann. Dies gilt für eine Schwingspielzahl von 10^4 bis 10^6 - 10^7 . Die Darstellung einer Wöhlerlinie verläuft in der Zeitfestigkeit bei doppelt-logarithmischem Maßstab geradlinig und besitzt eine Steigung, die als m definiert ist, siehe Abb. 3. Die Schwankung der Neigungsexponenten m ist dabei relativ einheitlich und variiert zwischen 3 und 4. Der EC [EN93_9] nimmt für die Ermüdungsfestigkeit von Stahlelementen eine Steigung von $m=3$ an. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ lässt sich dabei bei $N_C=2\cdot 10^6$ Schwingspielen definieren. Dieser Bezugswert wird gleichzeitig zur Kerbfallklassifizierung benutzt.

Ab einer Anzahl von 10^6 - 10^7 Schwingspielen gilt der sogenannte Dauerfestigkeitsbereich (engl. very high cycle fatigue VHCF [Pyt11]). Theoretisch gesehen kann in diesem Bereich eine Beanspruchungsgröße beliebig vielen Lastwechseln standhalten ohne einen Ermüdungsschaden zu erleiden [Ste14]. Vorwiegend erstehen im Dauerfestigkeitsbereich elastische Deformationen. Nach dem EC [EN93_9] wird der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ bei $N_D=5\cdot 10^6$ Lastwechseln angenommen. Ab diesem Punkt verläuft eine Ermüdungsfestigkeitskurve entweder horizontal, was dem idealisierten Fall entspricht, oder sinkend (nach EC $m=5$), siehe Abb. 3. Eine weitere Schädigung innerhalb des Dauerfestigkeitsbereiches ist dennoch möglich.

Überdies wurde im EC [EN93_9] ein Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ bei $N_L=10^8$ Lastspielen festgelegt. Oberhalb dieser Zahl kommt es üblicherweise nicht mehr zum Versagen, die Ermüdungsfestigkeitskurve verläuft flach. Allerdings wurde in vielen experimentellen Untersuchungen nachgewiesen, dass es auch weiterhin zum Abfallen der

Ermüdungsfestigkeit kommt [Ste14]. In einigen Quellen wird hierbei über eine weitergehende Neigung von $m=22$ gesprochen [Hob08], [Lei13].

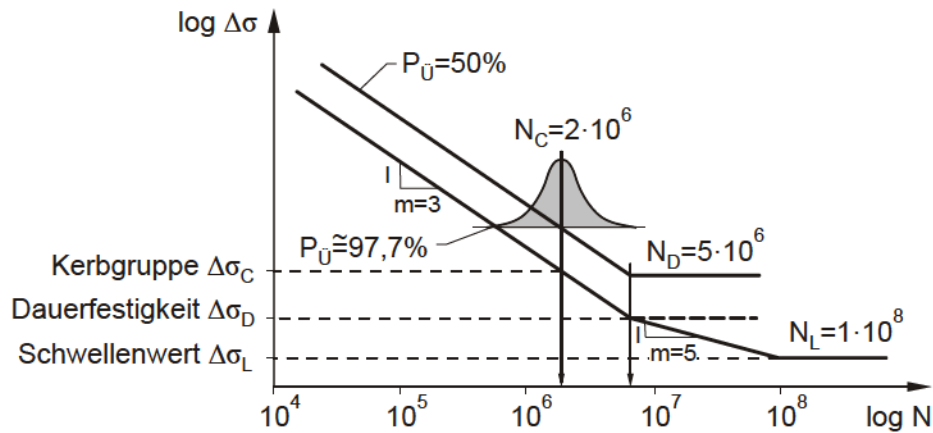


Abb. 3: Verlauf der Wöhlerlinie nach EC [EN93_9], aus [Dür07]

Der Verlauf der Wöhlerlinie kann analytisch in einer allgemeinen Form beschrieben werden. Verlaufen die Wöhlerlinien ab der Dauerfestigkeitsgrenze, d. h. bei $N_D=5 \cdot 10^6$ flach (siehe Abb. 3), dann lassen sie sich anhand Gl. 1 und Gl. 2 im Sinne ihrer zulässigen Spannungsschwingbreiten bzw. der zulässigen Lastwechselzahlen darstellen. Haben die Wöhlerlinien bis zu dem Schwellenwert einen weiterhin sinkenden Verlauf, so müssen die Gleichungen entsprechend angepasst werden.

$$\Delta\sigma = \begin{cases} \Delta\sigma_D \cdot \left(\frac{N_D}{N}\right)^{\frac{1}{m}} & \text{für } 10^4 \leq N \leq N_D \\ \Delta\sigma_D & \text{für } N > N_D \end{cases} \quad \text{Gl. 1}$$

$$N = \begin{cases} N_D \cdot \left(\frac{\Delta\sigma_D}{\Delta\sigma}\right)^m & \text{für } \Delta\sigma_{10^4} \geq \Delta\sigma \geq \Delta\sigma_D \\ \infty & \text{für } \Delta\sigma < \Delta\sigma_D \end{cases} \quad \text{Gl. 2}$$

Die Beschreibung der FAT-Klassen (sog. Kerbfällen) für entsprechende Bemessungskonzepte, d. h. Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept, erfolgt stets bei $N_C=2 \cdot 10^6$ und lässt sich im Allgemeinen wie in Gl. 3 darstellt, beschreiben. Weitere normative Regelungen und Nachweiskonzepte des ECs [EN93_9] für Schweißverbindungen werden in Abschnitt 2.3 aufgenommen.

$$\text{FAT X} = \Delta\sigma(N = 2 \cdot 10^6) \quad \text{Gl. 3}$$

In Abb. 4 ist ein typischer Ablauf der Ermüdungsbeanspruchung dargestellt. Er verläuft häufig sinusförmig. Zur Kennzeichnung eines periodischen Beanspruchungsablaufs werden die Größen wie Spannungsamplitude σ_a , Mittelspannung σ_m , Oberspannung σ_{max} , Unterspannung σ_{min} , Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und das Spannungsverhältnis R verwendet. Einige Beziehungen zwischen diesen Kenngrößen lassen sich mit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und dem Spannungsverhältnis R definieren, siehe Gl. 4 und Gl. 5. Abhängig von der Mittelspannung und dem Spannungsverhältnis ergeben sich verschiedene Beanspruchungsfälle, d. h. Zugschwell-, Wechsel- oder Druckschwellbeanspruchung. Eine detailliertere Darstellung der Beanspruchungsfälle kann z. B. [Hai92], [Rad03] entnommen werden.

$$R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} \quad \text{Gl. 4}$$

$$\Delta\sigma = (1 - R)\sigma_{max} \quad \text{Gl. 5}$$

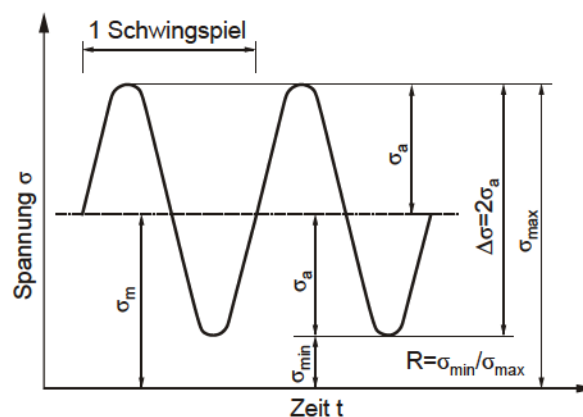


Abb. 4: Kennwerte einer periodischen Beanspruchung

2.2 Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit

Die Ermüdungsfestigkeit von Werkstoffen bzw. Strukturen hängt von sehr vielen Einflussgrößen ab. Zahlreiche Quellen, wie z. B. [Rad03], [Hai06], [Rad07], können einen Überblick

über die Einflussparameter verschaffen. Den Schweißverbindungen liegen die Werkstoffinhomogenitäten, die Schweißfehler und die Schweißimperfektionen, die Schweißeigenstressungen und der Schweißverzug wie auch die geometrischen Schweißnahtparameter zugrunde, siehe Abb. 5 [Rad00]. Im Folgenden werden lediglich die Einflussgrößen und Besonderheiten ausführlich erläutert, die bei Schweißverbindungen am Häufigsten auftreten und auf einen Zusammenhang mit der Zielsetzung der vorliegenden Arbeit hindeuten.

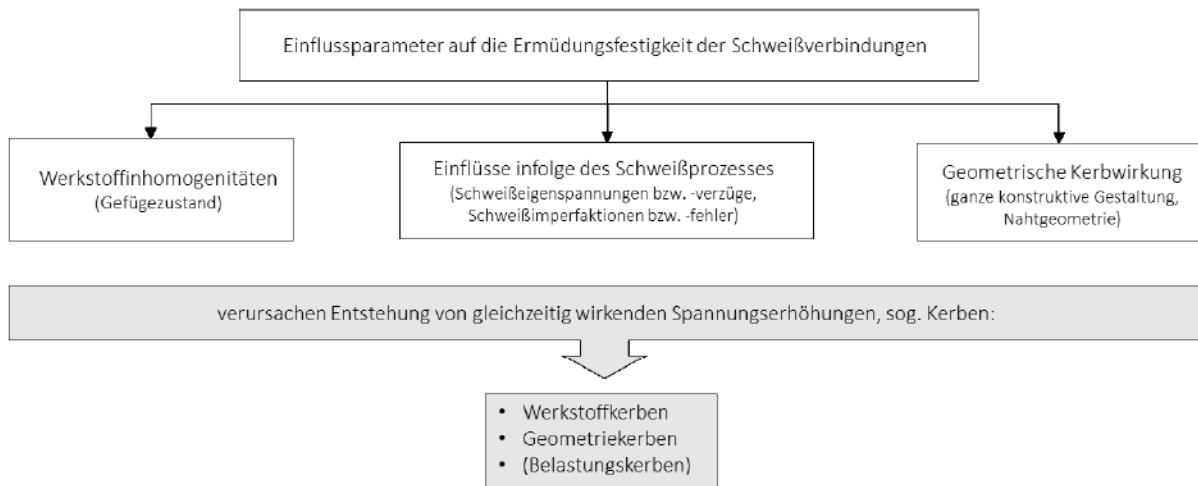


Abb. 5: Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindungen

Bei Schweißverbindungen geschieht die Rissinitiierung nicht direkt in der Schweißnaht selbst, sondern in der Wärmeeinflusszone (Abk. WEZ). Am häufigsten handelt es sich dabei um einen Schweißnahtübergang und nur in Ausnahmefällen um eine Schweißnahtwurzel bzw. ein Schweißnahtende. Es ist allerdings anzumerken, dass bei den geschweißten Bauteilen sowohl die „belastungstragenden“ als auch die nicht „belastungstragenden“ Schweißnähte, trotz geringer oder gar keiner Beanspruchung, bei der Ermüdungssicherheitsbewertung in Anspruch genommen werden sollen. In beiden Fällen kann an den Schweißnähten eine Entstehung der Ermüdungsrisse vermutet werden [Kuh05], vgl. Abschnitt 3.2.1.

Die Werkstoffinhomogenitäten sind auf das Aufschmelzen, Vermischen und Erstarren des Grund- und Zusatzwerkstoffs zurückzuführen und treten überwiegend im Bereich vom Naht- und Wurzelübergang auf [Rad00]. Aufgrund der durchgängigen Wärmezufuhr während des Schweißprozesses weist die gesamte Wärmeeinflusszone eine unterschiedliche Mikrostruktur mit unterschiedlichen Korngrößen und Härtewerten auf. Bei der Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindungen spielen unter anderem die rissanfälligen Gefügeteilchen aus Martensit eine wichtige Rolle, da sie zu örtlichen Aufhärtungen führen und eine Versprödung des Materials verursachen. Die mikrostrukturelle Veränderung in der WEZ hat eine Entstehung

von inhomogenen Fließgrenzen, unterschiedlichen Rissinitiierungs- und Rissfortschrittsfestigkeiten zur Folge [Gur79], [Rad88], [Rad00].

Der Schweißprozess bzw. die konzentrierte Wärmezufuhr hat die Entstehung von Schweiß-eigenspannung und Schweißverzug zur Folge. Eine rasche Abkühlung in der WEZ nach dem Schweißen verursacht inhomogene Wärmedehnungen und wesentliche Änderungen des Gefügestandes, die zu thermoplastischen Formänderungen führen können [Rad00], [Ste14]. An den Kerbstellen können die Schweiß-eigenspannungen sogar die Höhe der Streckgrenze erreichen. Lassen sich die Eigenspannungen durch Verzug abbauen, so müssen die Sekundärspannungen infolge der Geometrieänderung berücksichtigt werden. Dies wird hauptsächlich bei Bemessungskonzepten gesondert berücksichtigt [Rad00]. Aufgrund der Überlagerung von inneren und äußeren Beanspruchungen wirken sich die schweißtypischen Zugeigenspannungen besonders negativ auf die Gesamtspannungen aus. Um dies zu verhindern, lassen sich Maßnahmen zur Einbringung der Drückeigenspannungen im Zuge des Nahtnachbehandlungsverfahrens vornehmen [Mad91], [Nit13].

Weitere Einflussgrößen, die in Bezug auf den Schweißprozess neben Werkstoffinhomogenitäten auftreten, betreffen Schweißimperfektionen bzw. –fehler. Es handelt sich dabei um Bindefehler, Poren, Lunker, Risse, Einbrandkerben, Schweißgutüberlauf, Fugenversatz oder auch andere Herstellungsmängel [Rad00], [Kuh05].

Ein anderer Einfluss bezieht sich auf die hohen geometrischen Kerbwirkungen, die durch die Beschaffenheit, sowohl der Schweißnahtgeometrie, als auch des Bauteils und der ganzen konstruktiven Gestaltung hervorgerufen werden. Die Schweißnahtparameter wie der Kerbradius am Nahtübergang und an der Nahtwurzel bzw. der Anstiegswinkel der Nahtflanke sind dabei bedeutsam [Dür07], [Schi09]. Sie variieren innerhalb größerer Streubereiche und können daher geometrische Kerbspannungen in ganz unterschiedlichen Höhen verursachen. Der nicht optimale Zustand der Oberfläche in den schweißnahtnahen Bereichen selbst wirkt sich sehr negativ auf die Ermüdungsfestigkeit aus.

Im Hinblick auf zahlreiche Untersuchungen, die die verschiedenen Einflussparameter auf die Ermüdungsfestigkeit bzw. Risseinleitungsfestigkeit der Schweißverbindungen betrachten, kann festgestellt werden, dass neben der Größe der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ die lokale Kerbwirkung aus der Nahtgeometrie sowie die Schweiß-eigenspannungen und der Gefügestand als Haupteinflussfaktoren gelten [Gur79], [Mad91], [Rad00], [Dür07], [Ste14].

Auf diese wird im Weiteren näher eingegangen. Diese Einflussgrößen wirken i. d. R. gleichzeitig und haben dadurch eine kürzere Rissinitiationsphase als bei ungeschweißten und kerbfreien Bauteilen zur Folge [Dür07].

2.2.1 Kerbwirkung

Für die Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindungen ist die Kerbwirkung von ausschlaggebender Bedeutung. Die Kerbwirkung bezeichnet eine örtliche Beanspruchungserhöhung, die durch Kerben entsteht und ruft im späteren Einsatz Ermüdungsrisse hervor. Laut RADAJ [Rad07] handelt es sich grundsätzlich um drei Hauptarten von Kerben, die sowohl einzeln als auch in überlagerter Form auftreten können. Zu diesen gehören die Kerben, die durch die Unstetigkeit einer bestimmten Form (Geometrie), eines Werkstoffs oder auch einer Belastung entstehen [Rad07].

Bei den Schweißverbindungen wirken meistens zwei Kerben gleichzeitig, Geometrie- und Werkstoffkerben. Die Geometriekerben lassen sich i. d. R. in milde und scharfe, flache und tiefe sowie äußere und innere Kerben, die sowohl aus makrogeometrischer Struktur, lokalen Diskontinuitäten als auch aus der Oberfläche des Bauteils folgen, unterscheiden [Rad07]. Zu diesen zählen u. a. Schweißnähte, Querschnittsprünge, Quersteife, Lochschwächungen als auch einspringende Risse [Rad07], [Dür07].

Im Falle der Schweißverbindungen geht bei allen diesen Kerben der größte Einfluss von der lokalen Schweißnahtgeometrie aus, diese wird im Weiteren als eine geometrische Kerbwirkung bezeichnet. Die Werkstoffkerben (auch als metallurgische Kerbe bekannt) hingegen lassen sich auf das Vorkommen von inhomogenen Festigkeiten innerhalb eines Werkstoffs zurückführen, die infolge der Wärmewirkung des Schweißens und auftretender Gefügeänderung in der WEZ hervorgerufen wird. Die inhomogenen Gefügeeigenschaften haben eine Verminderung bzw. eine Erhöhung von der Fließgrenze, Elastizität oder Steifigkeit eines Werkstoffs zur Folge [Ros09].

Einige Geometriekerben können wegen der Komplexität einer rechnerischen Beschreibung, im Gegensatz zu den Strukturkerben und sog. geometrisch definierten modellhaften Kerben, nicht mit analytischen Methoden der Festigkeitsberechnung erfasst werden [Ros09]. Laut RUDOLPH [Rud03] bzw. ROSENTHAL [Ros09] wird dabei über sog. geometrisch nicht definierbare und damit nicht berechenbare Geometriekerben gesprochen. Dieser Sachverhalt ist Gegenstand der von u. a. NEUBER [Neu01] begründeten Kerbspannungslehre [Ros09]. Laut diesem Gedankenmodell werden die geometrisch nicht definierbaren Kerben mit Hilfe

von angenäherten geometrisch definierbaren und damit berechenbaren Kerben bestimmt. Solche Vorgehensweisen ermöglichen eine Erfassung von Geometrienkerben, wie der Schweißnahtgeometrie in den Bemessungskonzepten. Somit ließ sich z. B. ein Konzept des fiktiven Radius entwickeln, mehr dazu wird nachfolgend in Abschnitt 2.3.3.2 angegeben.

Eine Erfassung und Berechnung der Werkstoffkerben hingegen, die inhomogene Gefügeeigenschaften zur Folge haben, lässt sich nicht so problemlos wie bei den Geometriekerben bestimmen. In wissenschaftlichen Arbeiten z. B. nach NITSCHKE-PAGEL [Nit95] wie auch nach LACHMANN [Lach03] wurde festgestellt, dass im Falle der Schweißverbindungen eher der Einfluss der Geometriekerbe, d. h. hier der Schweißnahtgeometrie, von maßgeblicher Bedeutung ist als der Einfluss der Werkstoffkerbe [Ste14]. Trotz dieser Erkenntnisse darf aus der Sicht der ganzheitlichen Betrachtung der Konstruktionen der Einfluss der Werkstoffkerben infolge der Schweißbarkeit und Schweißtechnik nicht vernachlässigt werden [Ros09].

Aufgrund einer komplexen Problematik in der Betrachtung entsprechender Kerbeeinflüsse ist der wirkliche Spannungsverlauf im Kerbbereich nur sehr schwer zu bestimmen. Deswegen wird für die praktische Anwendung die in einem Bauteil maximal auftretende Spannung verwendet [Ros09]. Die geometrische Kerbwirkung lässt sich innerhalb des Dauerfestigkeitsbereiches mittels der sog. Kerbformzahl K_t (auch Spannungskonzentrationsfaktor, Kerbfaktor, Formzahl genannt; engl. notch stress concentration factor SCF) bestimmen [Rad03]. Dadurch wird ein Verhältnis zwischen maximaler Kerbspannung und linear verteilter Nennspannung dargestellt, siehe Gl. 6. Die Kerbformzahl ist von der Form bzw. der Gestalt der Kerbe, der Belastungsart sowie den Betriebsbedingungen abhängig, jedoch nicht von dem Werkstoff und der Höhe der wirkenden Belastung. Diese gilt im Falle des linear-elastischen Werkstoffverhaltens.

$$K_t = \frac{\sigma_K}{\sigma_N} \quad \text{Gl. 6}$$

Treten im Kerbgrund aufgrund des nicht linearen Werkstoffverhaltens plastische Verformungen auf, so wird dabei von der sog. Dehnungsformzahl $\alpha_{t,\varepsilon}$ gesprochen. Sie wird analogisch zur Kerbformzahl, als Quotient von maximaler Dehnung im Kerbgrund und Nenndehnung ermittelt, siehe Gl. 7. Das elastisch-plastische Werkstoffverhalten tritt i. d. R. in dem Kurzzeit- bzw. Zeitfestigkeitsbereich auf, was nicht Gegenstand dieser Arbeit ist und daher nicht weiter betrachtet werden soll.

$$\alpha_{t,\varepsilon} = \frac{\varepsilon_K}{\varepsilon_N} \quad \text{mit} \quad \varepsilon_N = \frac{\sigma_N}{E} \quad \text{Gl. 7}$$

Die Geometriekerben wirken stark ermüdungsfestigkeitsmindernd. Die Abmilderung verläuft jedoch nicht in der Höhe, wie es die Spannungserhöhung beschreibt [Rad07]. Es handelt sich dabei um einen Effekt von Mikro- und Makrostützwirkung, der im Rahmen der Kerbspannungslehre sowohl von PETERSON [Pet59] als auch von NEUBER [Neu68], [Neu01] entwickelt wurde. Im Kurzzeit- bzw. Zeitfestigkeitsbereich entsteht die elastisch-plastische Makrostützwirkung, die auf einem Kerbspannungsabbau durch lokales Fließen im Kerbbereich basiert. Im Falle des Dauerfestigkeitsbereichs tritt dagegen im Wesentlichen eine elastische Mikrostützwirkung auf. Dabei lässt sich ein in der Praxis verbreitet verwendeter Ansatz nach NEUBER [Neu01] bzw. RADAJ [Rad07] anwenden, nach dem die Dauerfestigkeit nicht von der maximalen Kerbspannung σ_K sondern von der sog. ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannung σ_f abhängt, in der bereits die Neubersche Mikrostützwirkungshypothese berücksichtigt wird. Der Bezug der ermüdungswirksamen Kerbhöchstspannung auf die Nennspannung wird mit Hilfe der sog. Kerbwirkungszahl (engl. fatigue notch factor) ausgedrückt, siehe Gl. 8.

$$K_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_N} \quad \text{Gl. 8}$$

Für die typischen Konstruktionsdetails der Schweißverbindungen stehen die analytischen Näherungsformeln zur Ermittlung sowohl der elastischen Kerbformzahl K_t als auch der daraus folgenden elastischen Kerbwirkungszahl K_f zur Verfügung [Dür07], [Ste14]. Die Kerbformzahl K_t lässt sich daher in Abhängigkeit von unterschiedlichen Schweißverbindungsarten und Nahtgeometrieparametern darstellen. Es handelt sich dabei um die parametrischen Ansätze nach NISHIDA et al., LAWRENCE, RAINER, RADAJ, ANTHES, USHIROKAWA und TSUJI, LEHRKE und BRENNAN, deren ausführliche Darstellung u. a. [Rad00], [Rad06] entnommen werden kann. Die elastische Kerbwirkungszahl K_f lässt sich hingegen von einigen Autoren, ausgehend von der Kerbformzahl K_t und der Mikrostützwirkungshypothese, ableiten. Die Entwicklung von analytischen Ansätzen für die Kerbwirkungszahl hatte zugleich ihre Betrachtung mittels numerischer Berechnungen zur Folge, was zu der Entstehung verschiedener Kerbspannungskonzepte führte. Da die parametrischen Formeln zur Kerbwirkungszahl lediglich die einfachen Geometrieformen betrachten, werden die Kerbspannungen i. d. R. mit Hilfe der Finiten-Elemente-Methode bestimmt. In der

Literatur können die analytischen Ansätze bzw. dabei entstandenen ganzen Kerbspannungskonzepte für Schweißverbindungen von LAWRENCE, RADAJ, SEEGER et al., SONSINO gefunden werden [Rad06]. Der erste Ansatz beruht auf der Mikrostützwirkungshypothese nach PETERSON [Pet59], laut der eine ermüdungswirksame Kerbspannung σ_f in einer kritischen Tiefe a^* unter dem Kerbgrund auftritt [Rad00]. Die drei anderen Ansätze gehen hingegen auf die Hypothese nach NEUBER zurück [Neu68] [Neu01]. Gemäß dieser ist für die Ermüdungsfestigkeit bzw. Risseinleitung die Kerbspannung ausschlaggebend, die über ein kleines Werkstoffvolumen, d. h. über eine kleine Mikrostrukturlänge bestimmt wird. Im Falle der Dauerfestigkeit der Schweißverbindungen wird dabei das Konzept nach RADAJ, d. h. das Konzept mit einem fiktiven Ersatzradius besondere Anwendbarkeit finden. In den Regelwerken von The International Institute of Welding (IIW), wie [Nie95], [Hob08], [Fri12], können zu diesem Konzept erforderliche Hinweise und Empfehlungen zur numerischen Ermittlung der ermüdungswirksamen Kerbspannungen entnommen werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird das Konzept in Abschnitt 2.3.3.2 näher erläutert.

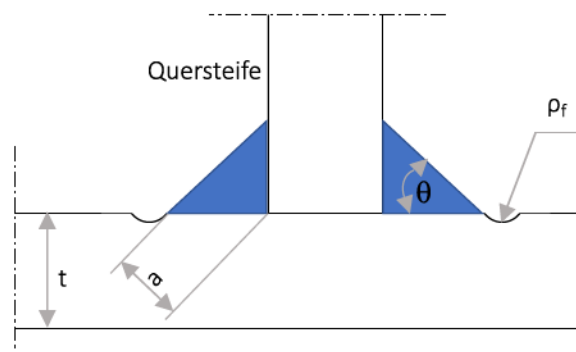


Abb. 6: Nahtgeometrieparameter einer Kehlnahtverbindung

Bei Schweißverbindungen tritt die maximale Spannung entweder am Schweißnahtübergang, an der Schweißnahtwurzel oder an den Schweißnahtenden, falls vorhanden, auf [Vor16]. Die geometrische Kerbwirkung hängt dabei sowohl von lokalen Nahtgeometrieparametern, wie Nahtübergangsradius, Nahtwurzelradius bzw. Nahtanstiegswinkel, den Schweißparametern sowie auch vom Schweißverfahren ab. Bei vielen praxisbezogenen Arbeiten, in denen die Einflüsse der Nahtgeometrieparameter auf die Ermüdungsfestigkeit betrachtet wurden, wurde festgestellt, dass der Nahtübergangsradius ρ_f und der Nahtanstiegswinkel θ die maßgebenden Parameter sind, siehe Abb. 6 [Gur79], [Dür07], [Ste14]. Aus diesem Grund sind Maßnahmen zur Verbesserung des Nahtübergangsradius bzw. Nahtanstiegswinkels und dementsprechend zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von besonderer Bedeutung. Ei-

nige Maßnahmen haben simultan eine Erzeugung von günstigen Veränderungen im Eigenspannungsprofil einer Schweißverbindung zur Folge. Einzelheiten zu den Schweißnahtnachbehandlungsverfahren werden in Abschnitt 2.5 näher behandelt.

2.2.2 Schweißeigenspannungen

Eine weitere maßgebende Einflussgröße für die Ermüdungsfestigkeit der Schweißverbindungen ist, neben der Kerbwirkung, der Schweißeigenspannungszustand. Die Eigenspannungen sind innere mechanische Spannungen, die ohne Einwirkung äußerer Beanspruchungen auftreten und sich selbstständig in den Gleichgewichtszustand versetzen. Die Eigenspannungen überlagern sich mit den Lastspannungen. Der Charakter ihrer Wirkungsweise ist mit der von der Mittelspannung vergleichbar. Die Zugeigenspannungen haben auf die Ermüdungsfestigkeit einen negativen und auf die Druckeigenspannungen einen positiven Einfluss [Dür07]. Infolge der Überlagerung von Last- und Schweißzugeigenspannungen kann es an ermüdungskritischen Stellen zum Abbau der Eigenspannungen durch den Vorgang der Plastifizierung kommen.

Es existieren drei Arten von Eigenspannungen (I., II. und III. Art), die sich auf unterschiedliche Wirkungsfelder beziehen [Ryk81]. Die I. Art bezeichnet Makroeigenspannungen, d. h. die makroskopischen Bereiche mehrerer Körner. Diese treten bei Schweißeigenspannungen auf und sind maßgeblich für ungünstige Veränderungen in der Metallwerkstofffestigkeit und der Formstabilität verantwortlich. Im Zuge dessen kommt es zu einer Begrenzung der Lebensdauer. Die II. Art betrachtet die Korngrößen, während sich die III. Art lediglich auf die Atomabstände bezieht [Ste14].

Die resultierenden Schweißeigenspannungen entstehen infolge einer Überlagerung von Schrumpf- und Umwandlungseigenspannungen. Dies wurde bereits in vielen wissenschaftlichen Arbeiten nachgewiesen, wie z. B. in [Nit95], [Rad02], [Lach03]. Infolge des instationären Temperaturverlaufes des Schweißprozesses kommt es zur Entstehung von unterschiedlichen Temperaturdehnungen im Werkstoff. Während des Abkühlvorgangs verursachen diese Temperaturdehnungen Wärmeeigenspannungen innerhalb des Bauteils (sowohl die Längs- als auch Quereigenspannungen). Dadurch, dass sich in den umliegenden Bereichen der Naht kältere Teile des Werkstoffes befinden, kommt es zur Bildung von Zugzwängen und zur Behinderung der temperaturabhängigen Ausdehnungen [Rad88], [Rad02]. Das hat eine Entstehung von Schrumpfungen bzw. Schrumpfeigenspannungen im Bauteil zur Folge. Im Schweißbereich kann es aufgrund einer Herabsetzung der Fließgrenze infolge sehr

hoher Temperaturen zu thermoplastischen Formänderungen kommen [Ste14]. Nach Abschluss des Schweißprozesses kommt es zu Änderungen im Werkstoffgefüge, was neben den Schrumpfeigenstressungen, die Entstehung von Umwandlungseigenstressungen zur Folge haben kann. Der Einfluss sehr hoher Temperaturen führt zur Gefügeumwandlung und einer daraus resultierenden Volumenzunahme innerhalb des Bauteils. Die kälteren Umgebungsbereiche behindern eine solche Volumenzunahme, was Umwandlungseigenstressungen zur Folge hat [Ste14].

In Abb. 7 ist der aus der Überlagerung von Schrumpf- und Umwandlungseigenstressungen resultierende Eigenstresszustand am Beispiel einer Stumpfnahthverbindung zu erkennen. Die gestrichelten Linien in der Abbildung stellen dabei die Schweißformänderungen infolge von Schrumpfungen dar [Ste14]. Die Höhe der Eigenstressungen und des Formverlaufs hängen von der Abkühlgeschwindigkeit, den Umwandlungs- und den Festigkeitseigenschaften des Werkstoffs, sowie den Herstellungsbedingungen ab [Nit95].

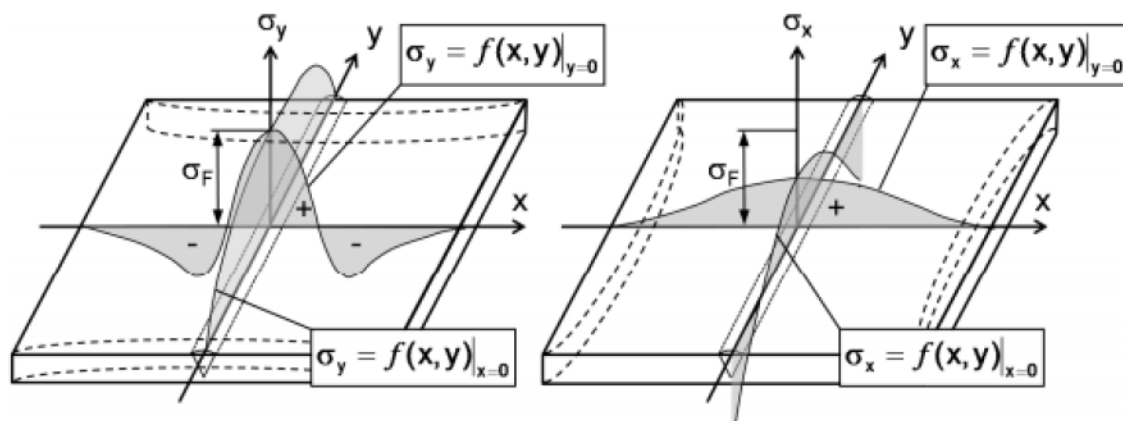


Abb. 7: Schweißspannungen einer Stumpfnahthverbindung in Längsrichtung (li.) und in Querrichtung (re.) zur Naht, aus [Lan15]

Bei Schweißverbindungen ist nach den gültigen Normen und Regelwerken vom ungünstigsten Fall auszugehen, der besagt, dass an den Kerbstellen die Zugeigenstressungen der Höhe der Streckgrenze des Grundwerkstoffs entsprechen müssen. Aufgrund der Überlagerung von Last- und Eigenstressungen und unter Berücksichtigung eines teilweisen Abbaus der Eigenstressungen durch Plastifizierung, in Höhe der die Streckgrenze überschreitenden Zuglastspannung [Ste14], wird eine konstante Oberspannung in Höhe der Streckgrenze fixiert, siehe Abb. 8. Diese Erkenntnisse machen deutlich, dass der bei Schweißverbindungen wirkende effektive Spannungsverlauf unabhängig von der Mittelspannung bzw. vom Spannungsverhältnis R ist [Gün09].

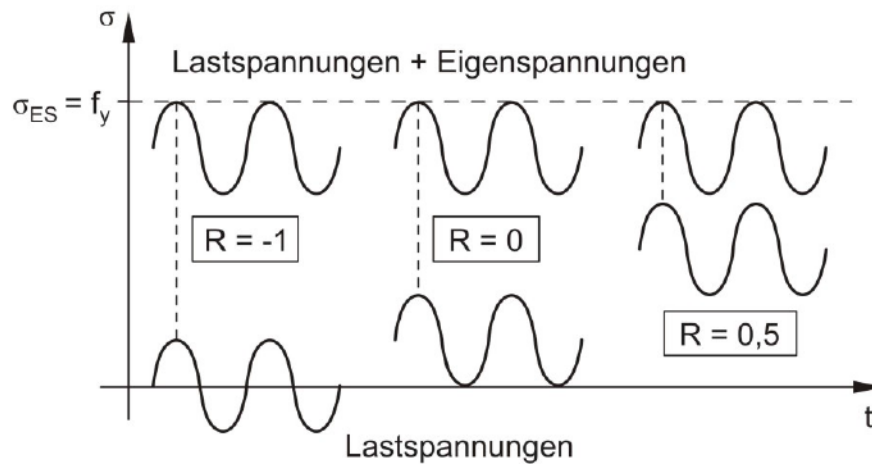


Abb. 8: Überlagerung von Last- und Eigenspannungen, aus [Ste14] bzw. [Gur79]

Die in letzten Jahren viel untersuchten Eigenspannungsmessungen an Originalbauteilen weisen darauf hin, dass die Schweiß eigenspannungen nicht in Höhe der Streckgrenze vorliegen. Die Arbeit von NITSCHKE-PAGEL [Nit13] befasst sich ausführlich mit dem tatsächlichen Einfluss der Schweiß eigenspannungen. Näheres dazu wird in Abschnitt 3.4.1 erläutert.

Kleinprüfkörper weisen geringe bis mäßige Zugeigenspannung auf. Sie erreichen dabei jedoch nicht die Höhe der Streckgrenze, was auf die Entstehung von Schrumpfungen bzw. Verzügen zurückzuführen ist. Aus diesem Grund spielt im Falle der Kleinprüfkörper der Einfluss der Mittelspannung auf die Schwingfestigkeit eine Rolle, dies ist bei großen Bauteilen nicht der Fall [Dür07]. Um die Durchführung der Versuche bei kleinen Prüfkörpern auch auf große Bauteile übertragen zu können, empfiehlt sich eine Untersuchung der Kleinprüfkörper unter hohen Zugmittelspannungen, d. h. bei einem Spannungsverhältnis von $R \geq 0,5$ [Hob08]. Unter dieser Bedingung wird die Oberspannung den Wert der Streckgrenze erreichen.

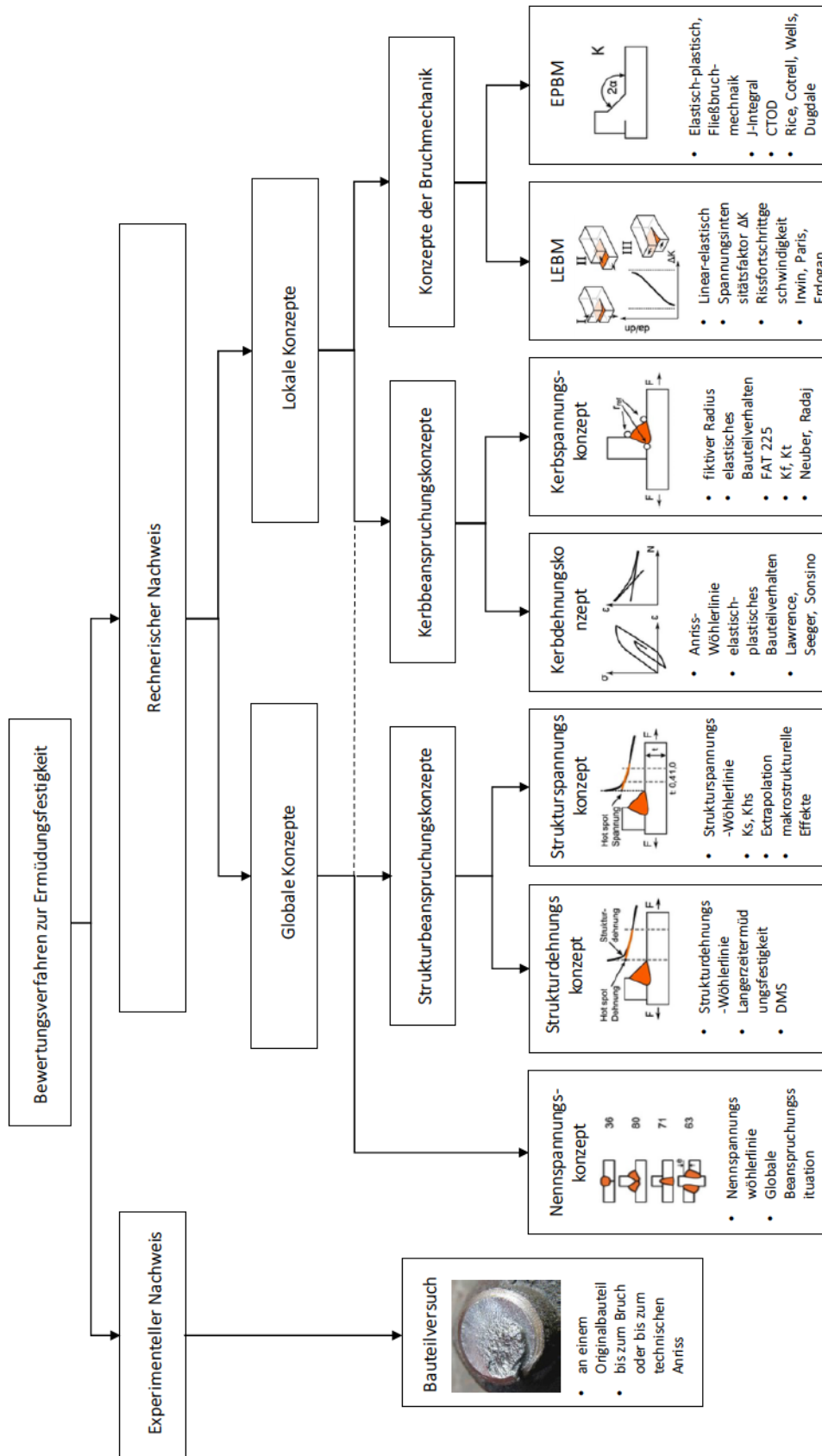


Abb. 10: Schematische Darstellung von Bemessungskonzepten von Schweißverbindungen (in Anlehnung an [Bau13])

2.3.1 Nennspannungskonzept

Für das Nennspannungskonzept werden Spannungen im Nennquerschnitt des Bauteils mit Hilfe von analytischen Formeln und unter Berücksichtigung der Regel der elementaren Festigkeitslehre für Stabwerke und Balken ermittelt. Es handelt sich um die Spannungen im Grundwerkstoff oder in einer Schweißnaht, die unmittelbar an der zu erwartenden Rissstelle berechnet werden, siehe Tab. 1. Das Nennspannungskonzept liefert einen guten Überblick über die globale Beanspruchungssituation in einem Bauteil, die örtlichen spannungserhöhenden Effekte der Schweißverbindungen werden dabei vernachlässigt, siehe Abb. 9 [Ros09]. Somit lässt sich relativ einfach der Zusammenhang zwischen der äußeren Last und der maßgeblichen Beanspruchung herstellen. Im Folgenden erfolgt ausschließlich die Betrachtung im linear-elastischen Bereich.

Tab. 1: Maßgebende Spannungen im Grundwerkstoff und in den Schweißnähten

Die maßgebenden Spannungen im Grundwerkstoff:	
▪ Normale Nennspannung	$\sigma = \frac{N}{A} + \frac{M_y}{I_y} z + \frac{M_z}{I_z} y$
▪ Schub-Nennspannung	$\tau = \frac{V \cdot S}{I \cdot t}$
Die maßgebenden Spannungen in den Schweißnähten:	
▪ Normalspannung senkrecht zur Schweißnahtachse	$\sigma_{wf} = \sqrt{\sigma_{\perp f}^2 + \tau_{\perp f}^2}$
▪ Schubspannung parallel zur Schweißnahtachse	$\tau_{wf} = \tau_{\parallel}$

Der Nachweis erfolgt in einer klassischen Form, wobei der Wert der Ermüdungsfestigkeit aus experimentellen Versuchen in Bezug auf die Nennspannungen gewonnen wurde, siehe in EC [EN93_9]. Somit wird der Nennspannung eines zu betrachtenden Konstruktionsdetails eine bestimmte Kerbfallkategorie gegenübergestellt. Die bei den Nennbeanspruchungen nicht berücksichtigten lokalen Spannungskonzentrationen lassen sich dabei durch eine eher konservative statistische Abschätzung der Bauteillebensdauer auf der Widerstandsseite des Nennspannungskonzeptes, d. h. in den Kerbfällen, ermitteln. Somit ist in diesem Konzept keine exakte Spannungsermittlung an der Kerbe eines Bauteils nötig. Das Nennspannungskonzept setzt beim Festigkeitsnachweis einen geringen Arbeitsaufwand voraus, ist leicht berechenbar und aus diesem Grund in vielen Bereichen der Technik anwendbar. Die bisherigen Normen und Richtlinien, wie der EC [EN93_9], die IIW-Empfehlungen [Hob08] sowie die

FKM-Richtlinie [FKM03], ordnen das Nennspannungskonzept als Standardnachweisverfahren ein. Falls eines der zu betrachtenden Elemente die makrogeometrischen Abweichungen überschreitet, die bisher in dem Konstruktionsdetail nicht vorhanden sind (die Tabelle 8.1 bis 8.10 aus EC [EN93_9]) und dadurch zusätzliche Spannungskonzentrationen erzeugt, so wird empfohlen, die sog. korrigierten Nennspannungen zu ermitteln. Somit werden die Nennbeanspruchungen um den geometrischen Kerbfaktor k_f ergänzt. Hierbei ist allerdings zu beachten, dass es sich an dieser Stelle lediglich um die makrogeometrischen Effekte handelt. Der Kerbfaktor k_f kann entweder der Literatur entnommen oder durch geeignete FE-Berechnungen ermittelt werden [EN93_9]. Der Ermüdungswiderstand bzw. Ermüdungsnachweis bleibt weiterhin unverändert. Das Konzept der korrigierten Nennspannungen wird als eine Vereinfachung des Strukturspannungskonzeptes angesehen.

Im Falle von häufig auftretenden Lasten ($\gamma_{FF} Q_k$ nach [EN90]) ist der Ermüdungsnachweis für das Nennspannungskonzept sowie das korrigierte Nennspannungskonzept Tab. 2 zu entnehmen. Dadurch, dass sich die Erfüllung des Ermüdungsnachweises nach EC [EN93_9] auf Zeit- und Dauerfestigkeit bezieht, sind die Spannungsschwingbreiten zusätzlich durch die Beanspruchbarkeit $1,5 f_y$ beschränkt. Dies stellt sicher, dass ein Element nicht in der Kurzzeitfestigkeit (d. h. bis 10^4) versagen wird.

Die Ermittlung der vorhandenen Nennbeanspruchungen mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode ist beim Nennspannungskonzept kritisch zu betrachten. In vielen Fällen können die numerischen Ergebnisse unverhältnismäßig hohe Werte liefern, da sie von der Elementgröße der Modellvernetzung abhängig sind. Somit konnten die lokalen geometrischen Einflüsse in die Spannungen eingezogen werden, was beim Nennspannungskonzept nicht der Fall ist [Ros09].

Bei den komplexen Geometrien bzw. bei Verbindungen, die nicht zu den Standardschweißverbindungen zählen, ist die Anwendung des Nennspannungskonzeptes nicht optimal, weil weder Nennbeanspruchung noch Kerbfall definiert werden können [Ros09]. In diesem Fall muss das lokale Konzept angewendet werden, da es die lokalen geometrischen Einflüsse in die Bemessung mit einfließen lässt. Die Vorteile des Nennspannungskonzeptes liegen in seiner formalen Einfachheit und in der Vielzahl an geometrischen FAT-Klassen. Einschränkungen ergeben sich vor allem aus einer Notwendigkeit einer eindeutigen Zuordnung des Bauteils zu einer Kerbfallklasse als auch aus der begrenzten Anzahl der vorhandenen Bauteilgeometrien.

Tab. 2: Regelnachweis nach Nennspannungskonzept

Regelnachweis nach EC [EN93_9]	
$\Delta\sigma \leq 1,5f_y$ <ul style="list-style-type: none"> ▪ Nennspannungskonzept: $\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_E \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{Mf}}$ <ul style="list-style-type: none"> ▪ korrigiertes Nennspannungskonzept: $\gamma_{FF} \cdot k_f \cdot \Delta\sigma_E \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{Mf}}$	<p>wobei:</p> <p>γ_{FF} - Teilsicherheitsbeiwert Last</p> <p>γ_{Mf} - Teilsicherheitsbeiwert Widerstand</p> <p>k_f - Spannungskonzentrationsfaktor zur Berücksichtigung von Spannungsspitzen aus der Konstruktion in der Nähe des Kerbdetails, aber nicht aufgrund des Kerbdetails selbst (aus Literatur oder eigenen FE-Berechnungen)</p> <p>$\Delta\sigma_E$ - einwirkende Schwingbreite der Nennspannungen bzw. bei mehrstufiger Belastung ein einstufiges schadensäquivalentes Ersatzkollektiv</p> <p>$\Delta\sigma_C$ - Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit von Nennspannungen bei $N_c=2 \cdot 10^6$ Schwingspielen</p>

2.3.2 Strukturbeanspruchungskonzepte

Die Strukturbeanspruchungskonzepte sind als eine Weiterentwicklung des Nennspannungskonzeptes anzusehen, die insbesondere bei Schweißkonstruktionen zum Einsatz kommen können [Dür07]. Es handelt sich dabei um die Ermittlung sog. fiktiver Strukturdehnungen bzw. Strukturspannungen an Risseinleitungsstellen, die anschließend mit Strukturdehnungs- oder Strukturspannungs-Wöhler-Linien verglichen werden sollen. Die Strukturdehnung oder Strukturspannung berücksichtigen ausschließlich makrostrukturelle Effekte des konstruktiven Details und können durch Dehnungsmessstreifen, Ingenieurformeln oder die Finite-Elemente-Methode ermittelt werden [Rad00]. Die mikrostrukturellen lokalen Kerbefeekte bleiben bei den Strukturbeanspruchungskonzepten unberücksichtigt, siehe Abb. 9 [Ros09]. Dies begründet sich in der Unmöglichkeit, während der Designphase die tatsächliche lokale Nahtübergangsgeometrie bzw. die tatsächliche Spannung im Voraus schätzen zu können. Aus diesem Grund lassen sich die Kerbwirkungseffekte über festgelegte, experimentell bestimmte Wöhlerkurven erhalten [Hob08].

2.3.2.1 Strukturdehnungskonzept

Die Grundlagen der Betrachtung des Strukturdehnungs- bzw. des Strukturspannungskonzeptes gehen auf einen Ansatz von HAIBACH [Hai68], [Ros09] zurück. Er hat gezeigt, dass

in geringen vordefinierten Abständen vom Nahtübergang gemessene Dehnungen ein gutes Maß für die Langzeitermüdungsfestigkeit darstellen. Dieser Vorgang ist unabhängig von Verbindungstyp, Nahtform und Belastungsart. Er gilt ausschließlich für die Schweißverbindungen, bei denen ein Riss vom Nahtübergang ausgeht. Die Messungen der Dehnungen erfolgen mit Hilfe von Dehnungsmessstreifen. Im Rahmen der Arbeit von ATZORI et al [Atz95] wurde nachgewiesen, dass die Dehnungen aus bestimmten, von der Plattendicke abhängigen, Entfernungen gemessen werden müssen. Somit bleiben die entstehenden lokalen Spannungskonzentrationen infolge der Kerbwirkung der Schweißnaht unberücksichtigt. Das Strukturdehnungskonzept wurde ursprünglich für die Langzeitermüdungsfestigkeit konzipiert, kann aber unter bestimmten Bedingungen auf die Kurzzeitfestigkeit übertragen werden. Es findet bei geschweißten Strukturteilen von Fahrzeugen, Behältern, Kränen und beim Schiffbau Anwendung. Das Strukturdehnungskonzept wurde von DIJKSTRA und DE BACK [Dij80] zum sog. Hot-Spot-Strukturspannungskonzept weiterentwickelt [Rad00].

2.3.2.2 Strukturspannungskonzept

Ein zu den Strukturbeanspruchungskonzepten gehörendes Konzept ist das Hot-Spot-Strukturspannungskonzept, das als eine Weiterentwicklung des Strukturdehnungskonzeptes von DIJKSTRA und DE BACK [Dij80] in den 80er Jahren entwickelt wurde. Es beschreibt die Ermittlung der fiktiven Strukturspannung an einer kritischen Stelle (meistens Hot Spot). Dies erfolgt durch lineare oder quadratische Spannungsextrapolation aus zwei oder drei Stützstellen, die in definierten Abständen zum Schweißnahtübergang liegen. Sie können entweder experimentell aus gemessenen Dehnungen (mit DMS) oder rechnerisch mit Hilfe von FEM-Analysen bestimmt werden.

Ursprünglich war das Strukturspannungskonzept ausschließlich bei den Schweißverbindungen anwendbar, bei denen die Rissinitiierung entweder vom Schweißnahtübergang oder vom Schweißnahtende ausgeht. Anwendung fand es bei den geschweißten Rohrknoten in der Offshore Technik [Ros09]. Die Untersuchungen von u. a. NIEMI [Nie95] haben den Anwendungsbereich um die plattenförmigen Schweißverbindungen aus Baustählen und Aluminium verbreitet, was beim Schiff-, Brücken- und Automobilbau besondere Anwendung findet [Ros09]. Im Rahmen der Arbeit von SAVAJDIS et al. [Sav00] konnte am Beispiel von Automobilen eine Übertragung des Strukturspannungskonzeptes auf die Schweißverbindungen bei Nahtwurzelversagen gezeigt werden. Für Schweißverbindungen, bei denen aufgrund von komplexen geometrischen Effekten die Nennspannungen nicht eindeutig de-

finiert werden können, sowie für die, bei denen der Kerbfall nicht aus den Tabellen der Konstruktionsdetails [z. B. aus EN93_9] entnommen werden kann, wird das Strukturspannungskonzept empfohlen [Hob08]. Für detaillierte Angaben sei auf die Literatur von [Hob08] und [Nie18] verwiesen.

Analog zur Kerbwirkung kann der Effekt der Strukturspannung analytisch mit Hilfe der sog. Strukturformzahl K_S (engl. structural stress concentration factor SCF) beschrieben werden. Die Strukturformzahl bezeichnet das Verhältnis von maximaler Strukturspannung σ_S zur Nennspannung σ_N , siehe Gl. 9 und Abb. 9. Als maximale Strukturspannung wird dabei entweder die erste maximale Hauptspannung oder die maximale Vergleichsspannung herangezogen [Rad00].

$$K_S = \frac{\sigma_S}{\sigma_N} \quad \text{Gl. 9}$$

Infolge des Auftretens verschiedener Kerbarten bei Schweißverbindungen können die Orte der maximalen Strukturspannungen mit den Risseinleitungsorten (Hot Spots) notwendigerweise nicht vollständig übereinstimmen [Rad00], [Rad06]. Aus diesem Grund lässt sich in solchen Fällen die Hot-Spot-Strukturformzahl am Risseinleitungsort K_{hs} , als Verhältnis von Strukturspannung an einem Hot-Spot σ_{hs} und Nennspannung σ_N , ermitteln, siehe Gl. 10.

$$K_{hs} = \frac{\sigma_{hs}}{\sigma_N} \quad \text{Gl. 10}$$

Im Bewertungsnachweis der Ermüdungsfestigkeit ist die vorhandene Strukturspannung mit der Strukturspannungswöhlerlinie zu vergleichen. Es gilt jedoch die Voraussetzung, dass das Definitionsverständnis der betrachteten Strukturspannung auf der beanspruchten Seite und die zugehörige charakteristische Wöhlerlinie auf der Widerstandsseite übereinstimmt [Dür07]. Um dies zu gewährleisten und die maßgebliche Hot-Spot-Strukturspannung aus den Messungen sowie den FEM-Berechnungen zu ermitteln, müssen die entsprechenden Richtlinien und Empfehlungen beachtet werden. Sie betreffen hauptsächlich die Extrapolationsanordnungen bzw. die FE-Modellierungsvarianten und können u. a. [Nie95], [Hob08] oder [Nie18] entnommen werden.

Laut Richtlinien sollen die Entfernungen zwischen den Extrapolationspunkten entweder festgelegt werden oder von der Plattendicke abhängig sein. Die Positionen der Extrapolationspunkte sind sowohl bei der Messung mit DMS wie auch bei der durch numerische Modellierung dieselben. Da die DMS bei nicht nachbearbeiteten Schweißnähten nur schwer

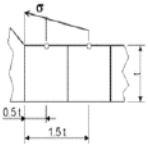
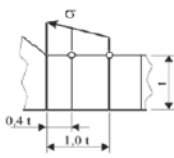
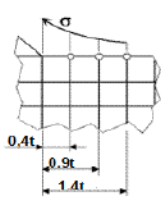
direkt auf dem Nahtübergang befestigt werden können, spielt der Extrapolationsansatz zur Ermittlung der fiktiven Strukturspannung hierbei eine wichtige Rolle [Schm10]. Damit der Einfluss von nicht linearen Spannungsspitzen infolge der Nahtgeometrie ausgeschlossen bleibt, wurde die Platzierung des ersten Extrapolationspunkts auf eine vernünftige Entfernung von $0,4t$ vom Nahtübergang nicht überschritten.

In den meisten Fällen sind bei der FEM-Analyse Volumenmodelle zu verwenden, obwohl eine Vereinfachung mit Schalenmodellen in manchen Fällen ebenfalls möglich wäre. In beiden Varianten lassen sich die numerischen Modelle entweder grob oder fein vernetzen. Im Falle der groben Vernetzung sollten jedoch Elemente quadratischer Ordnung verwendet werden. Die Spannungen sind den Seitenmittelknoten zu entnehmen. Bei einer feinen Vernetzung können Elemente sowohl linearer als auch quadratischer Ordnung verwendet werden. Dabei ist jedoch wichtig, dass sich die Extrapolationsstützpunkte an den Elementknoten befinden und eine Verfeinerung in Richtung der Blechdicke einzuführen ist. In Tab. 3 befindet sich eine Zusammenfassung der Extrapolationsformeln für Volumenelemente nach [Hob08]. Weitere Informationen und eine ausführliche Analyse der Vernetzung der Geometrie der Quersteife sind Abschnitt 4.2 zu entnehmen.

RADAJ [Rad90] hat eine alternative Methode zur Ermittlung der fiktiven Strukturspannungen vorgeschlagen, in der die Strukturspannung als ein Bestandteil von über die Platten- oder Schalendicke linearisierter Spannung (Membran- und Biegespannung) verstanden wird, siehe Gl. 11. Auf Grundlage des Hot-Spot-Konzeptes wurden in den letzten Jahren alternative Konzepte wie die modifizierte Innenlinearisierung nach DONG [Don01], [Pou06] sowie die Betrachtung der Spannung einen Millimeter unterhalb des Nahtübergangs nach XIAO und YAMADA [Fri05] entwickelt. Diese Konzepte sind gut auf praxisorientierte Arbeiten anwendbar. In einigen Fällen sind sie leichter anzuwenden als das Hot-Spot-Konzept.

$$\sigma_{hs} = K_{hs,M} \sigma_{N,M} - K_{hs,B} \sigma_{N,B} \quad \text{Gl. 11}$$

Tab. 3: Lage und Formeln der Strukturspannungsextrapolation nach [Hob08]

Netz-dichte	Ansatz	Extrapolationspunkte und -formeln	Elementtyp	
grob	linear		$\sigma_{hs} = 1,5\sigma_{0,5t} - 0,5\sigma_{1,5t}$ $\sigma_{hs} = 1,5\sigma_{5mm} - 0,5\sigma_{15mm}$	quadratisch (higher-order elements)
			$\sigma_{hs} = 1,67\sigma_{0,4t} - 0,67\sigma_{1,0t}$	linear oder quadratisch
fein	quadra-tisch		$\sigma_{hs} = 2,52\sigma_{0,4t} - 2,24\sigma_{0,9t} + 0,72\sigma_{1,4t}$ $\sigma_{hs} = 3\sigma_{4mm} - 3\sigma_{8mm} + \sigma_{12mm}$	linear oder quadratisch

Dadurch, dass die (semi-) lokale Spannung als Beanspruchungsgröße des Strukturspannungskonzeptes verwendet wird, beschränkt sich der Wöhlerlinienkatalog im EC [EN93_9] lediglich auf drei Kerbfälle. Im Falle des Auftretens eines Bauteils, dessen Kerbfall nicht im Katalog vorhanden ist, kann dieser mit Hilfe eines konstruktiven Bezugsdetails, dessen FAT-Klasse vorhanden ist, bestimmt werden, siehe Gl. 12. Das Bezugsdetail soll eine möglichst ähnliche Geometrie aufweisen und ist der Literatur zu entnehmen.

$$FAT_{hs.bewert} = \frac{\sigma_{hs.Bezug}}{\sigma_{hs.bewert}} FAT_{hs.Bezug} \tag{Gl. 12}$$

Eine zusammenfassende Darstellung des Ermüdungsnachweises für Strukturspannungen ist in Tab. 4 gegeben. Ein eventueller Einfluss der Mittelspannung bzw. der Eigenspannung kann durch eine Modifikation der Bemessungswöhlerlinie berücksichtigt werden. Imperfektionen werden in Kapitel 2.3.5 behandelt.

Tab. 4: Regelnachweis nach Strukturspannungskonzept

Regelnachweis nach EC [EN93_9]	
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Strukturspannungskonzept $\Delta\sigma \leq 1,5f_y$ $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,hs} \leq \frac{\Delta\sigma_{C,hs}}{\gamma_{Mf}}$	<p>wobei:</p> <p>$\Delta\sigma_{E,hs}$ - einwirkende Schwingbreite der Strukturspannungen am Hot Spot</p> <p>$\Delta\sigma_{C,hs}$ - Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit von Strukturspannungen bei $N_c=2 \cdot 10^6$ Schwingspielen</p>

2.3.3 Kerbbeanspruchungskonzepte

Bei den Kerbbeanspruchungskonzepten wird zusätzlich der Kerbeffekt, der zur Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit führt, berücksichtigt. Auf Basis des lokalen Spannungszustandes lassen sich die Kerbdehnungen bzw. Kerbspannungen bestimmen.

2.3.3.1 Kerbdehnungskonzept

Das Kerbdehnungskonzept (auch Kerbgrundkonzept genannt) dient zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit bis zu einer Risseinleitung. Dabei wird von elastisch-plastischem Werkstoff- und Bauteilverhalten ausgegangen, welches in im Kerbgrund auftretenden Dehnamplituden resultiert. Die Effekte der von NEUBER untersuchten Makrostützwirkung sind dabei zu berücksichtigen. Beim Kerbdehnungskonzept lässt sich davon ausgehen, dass ein Schädigungsverhalten im Kerbgrund, hinsichtlich Verformung und Anriss, mit dem Schädigungsverhalten einer dort gedachten ungekerbten axialbelasteten Werkstoffprobe gleichzusetzen ist. Das Kerbgrundkonzept beschränkt sich jedoch auf die Lebensdauer der Rissentstehungsphase bis zum technischen Anriss, die im Falle der Schweißverbindungen einen wesentlichen Teil der Gesamtlebensdauer darstellt, siehe Abb. 1. Um eine Gesamtlebensdauer eines Bauteils zu bestimmen, muss das Kerbdehnungskonzept um andere Ansätze, wie z. B. das bruchmechanische Konzept, erweitert werden. Als Ergebnis des Kerbdehnungskonzeptes wird eine sog. Anriss-Wöhlerlinie dargestellt. Aufgrund des hohen Aufwands bei der Ermittlung der notwendigen Werkstoffdaten und einer Beschränkung der Lebensdauer lediglich auf die Phase der Rissentstehung wird das Kerbdehnungskonzept in der Baupraxis bisher wenig angewendet. Ursprünglich stammt die Idee des Kerbdehnungskonzeptes von Schweißverbindungen von LAWRENCE et al., diese wurde von SEEGER und

SONSINO weiterentwickelt. Eine umfassende Darstellung des Kerbgrundkonzeptes befindet sich z. B. in [Law81], [Rad00], [Rad06].

2.3.3.2 Kerbspannungskonzept

Die Grundlagen des Kerbspannungskonzeptes beziehen sich auf die Erkenntnisse von NEUBER [Neu68], die später für die Anwendung bei Schweißverbindungen im Dauerfestigkeitsbereich durch RADAJ [Rad00], [Rad03], [Rad07] weiterentwickelt wurden. Basierend auf Neubers Theorie lässt sich die elastische ermüdungswirksame effektive Kerbspannung σ_f im Kerbgrund (vgl. Gl. 8) nur dann richtig bestimmen, wenn der Effekt der Mikrostützwirkung, der in der Werkstoffstruktur auftritt, berücksichtigt wird [Mor06]. In den kleinen Werkstoffbereichen der Struktur entstehen unterschiedlich starke Verfestigungen und dadurch größere Verformungswiderstände. Diese Stoffbereiche stützen sich blockweise auf ihrer Umgebung ab [Mor06] und die Spannungserhöhungen werden durch mikroskopisches Fließen abgebaut [Rad03]. Demzufolge sind für die Risseinleitung nicht die maximalen Kerbspannungen σ_K im Kerbligament maßgebend, sondern die ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannungen σ_f , die bereits die Mikrostützwirkungshypothese berücksichtigen. In zahlreichen Untersuchungen wurde eine Verringerung der Mikrostützwirkung mit zunehmender Bauteilgröße gezeigt.

Dieser Effekt wurde von NEUBER durch Einführung der sog. Ersatzstrukturlänge ρ^* (auch Mikrostrukturlänge genannt) erfasst. Dabei liegt die Voraussetzung zugrunde, dass die ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannungen rechnerisch über ein Gefügeteilchen mit der Breite der Ersatzstrukturlänge ρ^* im Kerbligament gemittelt werden können, siehe Abb. 11. Damit die Spannungsmehrachsigkeit an der Kerbe berücksichtigt wird, wird in die Berechnung nicht die größte Normalspannung, sondern die sich aus der Festigkeitshypothese ergebende Vergleichsspannung σ_v z. B. von MISES, verwendet. Analytisch lässt sich der Spannungsmittelungsansatz wie folgt ausdrücken:

$$\sigma_f = \frac{1}{\rho^*} \int_0^{\rho^*} \sigma_v(x) dx . \quad \text{Gl. 13}$$

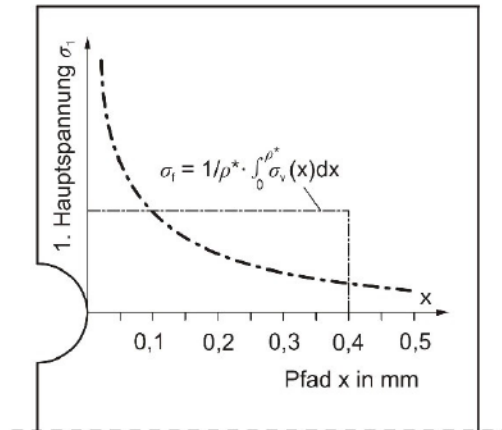


Abb. 11: Spannungsmittelungsansatz nach NEUBER [Sie13]

Die Ersatzstrukturlänge ist ein lokaler Werkstoffkennwert mit der Dimension einer Länge, die einen Einfluss von der Struktur und die Zusammensetzung des Werkstoffs (wie Grundwerkstoff, Wärmeeinflusszone, Schweißgut) erfasst [Mor06], [Bau13].

Im Falle von scharfen Kerben, deren Kerbradien gegen null tendieren $\rho_r \rightarrow 0$, bilden sich unendlich große Spannungserhöhungen, siehe Abb. 12. An diesen Stellen bestehen Spannungssingularitäten aufgrund derer die Spannungseigenschaften rechnerisch nicht beschreibbar sind. Durch die Verwendung der Ersatzstrukturlänge können Spannungssingularitäten vermieden und die technisch sinnvollen Werte der ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannungen ermittelt werden.

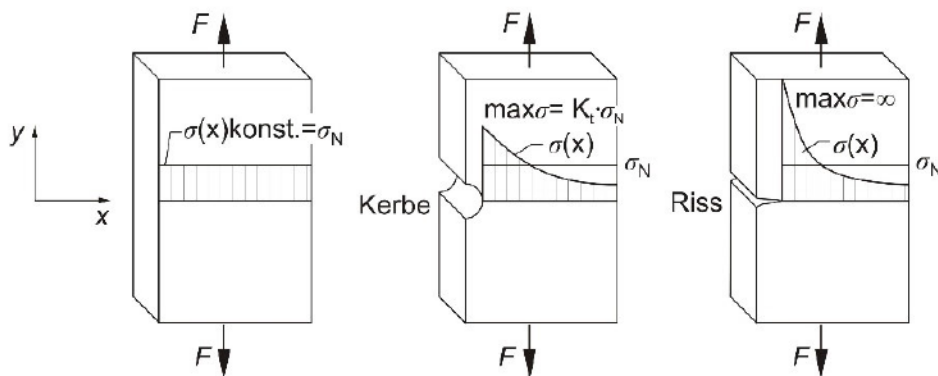


Abb. 12: Spannungsverteilung eines Bauteils mit Kerbe und scharfen Rissen

Ausgehend davon wurde von NEUBER [Neu68] und RADAJ [Rad03] eine alternative Vorgehensweise zur Entwicklung der ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannungen von Schweißverbindungen vorgeschlagen. Es handelt sich um das werkstoffunabhängige Konzept des fiktiven Krümmungsradius, bei dem ein realer Ausgangsradius der Kerbe ρ_r um die Zusatzlänge $s \cdot \rho^*$ vergrößert wird [Bau13]. Die versagenskritischen Schweißnahtkerben werden, wie durch den eingeführten fiktiven Krümmungsradius ρ_f bestimmt, ausgerundet, siehe

Gl. 14. Durch diese Tatsache lässt sich eine „fiktive“, einachsige Spannungsmittelung erreichen, die durch den Bezug auf die Nennspannung die Kerbwirkungszahl K_f ergibt, siehe Gl. 8. Die fiktive Abrundung der Schweißnahtkerbe hängt von Parametern wie dem Werkstoff, der Streckgrenze und der Festigkeitshypothese ab.

$$\rho_f = \rho_r + s \cdot \rho^* \quad , \text{ wobei} \quad \text{Gl. 14}$$

ρ_f fiktiv vergrößerter Radius

ρ_r Ausgangsradius der Kerbe

s Mehrachsigenfaktor

ρ^* Ersatzstrukturlänge.

Die analytische Darstellung der ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannung, d. h. der Kerbwirkungszahl K_f wurde durch RADAJ für die Schweißverbindungen mit Hilfe der Gleichung für die Kerbformzahl K_t und Ersatzstrukturlänge ρ^* wie folgt beschrieben, siehe Gl. 15.

$$K_f = 1 + (K_t - 1) \sqrt{\frac{\rho_r}{\rho_f}} \quad \text{bzw.} \quad K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{\sqrt{1 + \frac{s \cdot \rho^*}{\rho_r}}} \quad \text{Gl. 15}$$

Daraus lässt sich die Ersatzstrukturlänge ρ^* in die folgende Umrechnungsformel ableiten:

$$\rho^* = \frac{\rho_r}{s} \cdot \left[\frac{(K_t - 1)^2}{(K_f - 1)^2} - 1 \right] \quad \text{Gl. 16}$$

Wird beim Festigkeitsnachweis von der Hauptnormalspannung ausgegangen, so ist die Ersatzstrukturlänge ρ^* der Stahlschweißverbindung im Bereich $0,3 \text{ mm} \leq \rho^* \leq 0,5 \text{ mm}$ definiert [Sie13]. Für Baustahl wird bei Berücksichtigung der Werkstoffeigenschaften und der Beanspruchungsarten die Ersatzstrukturlänge auf $\rho^*=0,4 \text{ mm}$ festgelegt. In dem dimensionslosen Mehrachsigenfaktor s lässt sich laut NEUBER der lokale Einfluss der Spannungsmehrachsigkeit erfassen. Für Baustahl beträgt dieser Faktor einen Wert von $s=0,25$.

Bei der Ermittlung der effektiven Kerbspannung nach dem Konzept des fiktiven Radius wird empfohlen, die Worst-Case-Betrachtung anzuwenden, bei der von dem kleinstmöglichen Ausgangsradius $\rho_r=0 \text{ mm}$ ausgegangen wird. Dies führt zu einem fiktiv vergrößerten Radius von $\rho_f=1,0 \text{ mm}$. Umfangreiche Schwingfestigkeitsergebnisse verschiedener Schweißverbindungen konnten eine Verwendung des fiktiven Radius $\rho_f=1,0 \text{ mm}$ als sinnvoll bestätigen.

Auf diese Weise konnten die Ergebnisse der unterschiedlich stark gekerbten Schweißnahtgeometrien zu einem engen Wöhlerlinienstreuband zusammengefasst werden [FKM03], [Mor06], [Hob08]. Dies führte zur Entstehung einer Masterwöhlerlinie der Kerbspannungen (auch Referenzwöhlerlinie genannt), die eine deutliche Erleichterung in der Ermüdungsfestigkeitsbewertung bei unterschiedlichen Bauteilgeometrien zu Folge hat.

Die häufigste Anwendung des Konzeptes des fiktiven Radius liegt bei der FEM-Analyse vor. Mit der Modellierung einer fiktiv abgerundeten Kerbe lässt sich an der kritischen Stelle direkt eine ermüdungswirksame Kerbspannung ρ_f ermitteln.

Der Grundgedanke des Kerbspannungskonzeptes besteht in der Ermittlung der ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannung und anschließend in der Gegenüberstellung mit der Masterwöhlerlinie. Laut dem IIW [Hob08] ist eine zulässige Kerbspannung von $\Delta\sigma_C=225$ MPa bei einer Lastwechselanzahl von $N=2\cdot 10^6$ gegeben, dies entspricht der FAT-Klasse 225. Die Einflussfaktoren wie z. B. Mittel- und Eigenspannungen sollen wie beim Nenn- und Strukturspannungskonzept über eine Modifikation der Bemessungswöhlerlinie berücksichtigt werden. In der FAT-Klasse 225 ist keine zusätzliche Erhöhung des Spannungsniveaus aufgrund der Imperfektionen enthalten, dies muss auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt werden. Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Kerbspannungen kann

Tab. 5 entnommen werden. Die Vorteile des Kerbspannungskonzeptes bestehen in einer erhöhten Genauigkeit der Aussagen, sowie in nur einer zu berücksichtigenden Wöhlerlinie. Die Nachteile liegen in einem stark erhöhten Modellierungsaufwand.

Tab. 5: Regelnachweis nach Kerbspannungskonzept

Regelnachweis nach EC [EN93_9]	
<ul style="list-style-type: none"> ▪ Kerbspannungskonzept $\gamma_{Ff} \cdot \Delta\sigma_{E,Ker} \leq \frac{\Delta\sigma_{C,Ker}}{\gamma_{Mf}}$	<p>wobei:</p> <p>$\Delta\sigma_{E,Ker}$ - einwirkende Schwingbreite der Kerbspannungen an der Kerbe</p> <p>$\Delta\sigma_{C,Ker}$ - Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit von Kerbspannungen bei $N_C=2\cdot 10^6$ Schwingspielen</p>

2.3.4 Bruchmechanische Konzepte (Rissfortschrittskonzepte)

Bei den lokalen Konzepten stehen neben den Kerbbeanspruchungskonzepten ebenfalls die Konzepte der Bruchmechanik (auch Rissfortschrittskonzepte genannt) zur Verfügung. Mit den Rissfortschrittskonzepten wird die Ermüdungsfestigkeit bzw. die Lebensdauer eines bereits rissbehafteten Bauteils bis zu dessen Versagen bewertet. Die Rissentstehungsphase bleibt dabei unberücksichtigt. Die bereits vorhandenen Risse sind i. d. R. mit Hilfe von Detektionsmethoden zu erkennen. In Bezug auf das Materialverhalten lassen sich die bruchmechanischen Ansätze in die linear-elastische (LEBM) und die elastisch-plastische (EPBM) Bruchmechanik unterteilen, siehe Abb. 10. Im Bereich der LEBM bauen sich an der Spitze eines Risses bzw. eines als bekannt vorausgesetzten Anfangsrisses sehr hohe, theoretisch unendlich hohe Spannungskonzentrationen auf, die auch mit Hilfe der dort auftretenden Spannungen und Dehnungen nicht bestimmt werden können. Diesbezüglich werden beim linear-elastischen Materialverhalten die Beanspruchungen an der Rissspitze durch einen sog. Spannungsintensitätsfaktor K nach IRWIN ersetzt, siehe Gl. 17 (links). Bei schwingbeanspruchten Bauteilen handelt es sich um eine Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK , die in Abhängigkeit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, der Risstiefe a und der Geometriefunktion $F(a)$ wie folgt beschrieben werden kann, siehe Gl. 17 (rechts):

$$\sigma_{i,j} = \frac{K}{\sqrt{2\pi}} \cdot f_{i,j}(\theta) \qquad \Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F(a) . \qquad \text{Gl. 17}$$

Im Bereich des stabilen Risswachstums kann dazu eine Funktion der Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN gebildet werden, siehe Abb. 1 und Gl. 18. Diese Gleichung geht auf die Arbeit von PARIS und ERDOGAN zurück. Die anderen Bereiche, d. h. eine Risseinleitung bzw. ein instabiler Rissfortschritt ergeben sich durch unterschiedliche Modifikationen der Paris-Erdogan-Gleichung [Dür07]. Mehr über die LEBM, d. h. das linear-elastische Rissfortschrittskonzept, kann z. B. [Rad00], [Rad06], [Mor06] [Rad07], [Dür07], [Hob08], [Gro16] entnommen werden.

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad \text{wobei } C, m \text{ – Werkstoffkennwerte.} \qquad \text{Gl. 18}$$

Treten hingegen bei einem duktilen Bauteil mit vorhandenem Riss große plastische Zonen infolge der Belastung im Umfeld der Rissspitze auf, so müssen die Ansätze der elastisch-plastischen Bruchmechanik (auch Fließbruchmechanik genannt) berücksichtigt werden. Zu-

sätzlich zur Plastifizierung der Rissspitze kommt es bei einer bestimmten kritischen Belastung in solchen Bauteilen zur Initiierung des Risswachstums. Die Fließbruchmechanik stellt dabei zwei alternative Parameter zur Charakterisierung des Risszustandes vor [Gro16]. Zum einen ist es das auf Basis der Deformationstheorie der Plastizität von RICE begründete J-Integral und zum anderen das von COTRELL und WELLS entwickelte CTOD (engl. Crack Trip Opening Displacement) bzw. daraus von DUGDALE definierte Rissspitzenverschiebungen δ_t [Krü15]. Weitere ausführlichere Empfehlungen zur EPBM können z. B. [Krü15], [Gro16] entnommen werden.

Mit dem Rissfortschrittskonzept kann das ausschließlich für die Rissinitiierung vorgesehene Kerbgrundkonzept um die Restlebensdauer ergänzt werden, siehe Abb. 1. Dabei spricht man über ein sog. Mischkonzept, mit dessen Hilfe die Gesamtlebensdauer durch die Kombination von Kerbgrund- und Rissfortschrittskonzept, bewertet bzw. abgeschätzt werden kann. Dieses Konzept wurde u. a. in [Dür07] verwendet. Dadurch, dass Schweißverbindungen eine Vielzahl von Mikrorissen und rissartigen Fehlstellen in der Schweißnaht bzw. in der WEZ aufweisen, werden in solchen Fällen die bruchmechanischen Konzepte zur Bewertung der Restlebensdauer, wie z. B. bei bestehenden Stahlbrücken, herangezogen.

2.3.5 Imperfektionen

Aufgrund von Herstellungstoleranzen, besitzt jedes Bauteil Fertigungsimperfektionen. Dazu kommen Verzüge, die auf den Schweißprozess zurückzuführen sind. Die Imperfektionen können zu sekundären Biegespannungen führen, die einen negativen Einfluss auf die Wärmeeinflusszone haben. Dadurch kommt es häufig innerhalb dieses Bereiches zu einem vorfrühten Versagen des Bauteils. Aus diesem Grund müssen Winkel- und bzw. oder Kantenversätze im Schwingfestigkeitsnachweis berücksichtigt werden.

Im Falle der Stumpfnähte und Kreuzstöße kommt es zur Entstehung von Spannungserhöhungen, wenn die Verbindung axial sowie quer zu den Imperfektionen beansprucht wird. Die gesamte Spannungsverteilung ist als eine Superposition von Schwingbeanspruchung d. h. Nennspannung und zusätzlicher sekundärer Biegespannung infolge der Imperfektionen zu ermitteln. Mit Hilfe des sog. Spannungserhöhungsfaktors k_m (engl. stress magnification factor SMF) kann die sekundäre Biegespannung analytisch $\sigma_{\text{II,B}}$ ersetzt werden. Sollte sich die Nennspannung in zwei Komponenten, d. h. in Membran- und Biegeanteile gliedern, ist bei der Bestimmung des Spannungserhöhungsfaktors nur der Membranspannungsanteil vonnöten.

$$\sigma_{II,B} = k_m \sigma_{N,M} - \sigma_{N,M} = (k_m - 1) \sigma_{N,M} \quad \text{Gl. 19}$$

$$k_m = 1 + \frac{\sigma_{II,B}}{\sigma_{N,M}} \quad \text{Gl. 20}$$

$$\sigma_{imp} = \sigma_{N,M} + \sigma_{N,B} + \sigma_{II,B} = \sigma_{N,M} + \sigma_{N,B} + (k_m - 1) \sigma_{N,M} = k_m \sigma_{N,M} + \sigma_{N,B} \quad \text{Gl. 21}$$

In der Literatur wie z. B. in [Hob08] und [BS79] sind Formelapparate zur analytischen Bewertung der Biegespannung bzw. des Spannungserhöhungsfaktors k_m für einige Versatzarten enthalten, diese können in einigen Fällen in Anspruch genommen werden. Für den Winkelversatz zwischen ebenen Blechen gelten die in Tab. 6 zusammengestellten Formeln.

Die Imperfektionen werden entweder durch Berücksichtigung der sekundären Biegespannung oder durch eine Division des Ermüdungswiderstands bzw. der Kerbfälle durch den entsprechenden effektiven Spannungserhöhungsfaktor berücksichtigt.

Tab. 6: Formelapparat zur Bewertung von Winkelversätzen [Hob08]

Angular misalignment between flat plates	
	<p>Assuming fixed ends:</p> <p>with $\beta = \frac{2l}{t} \sqrt{\frac{3\sigma_m}{E}}$</p> $k_m = 1 + \frac{3y}{t} \cdot \frac{\tanh(\beta/2)}{\beta/2}$ <p>altern.: $k_m = 1 + \frac{3}{2} \cdot \frac{\alpha \cdot l}{t} \cdot \frac{\tanh(\beta/2)}{\beta/2}$</p> <p>assuming pinned ends:</p> $k_m = 1 + \frac{6y}{t} \cdot \frac{\tanh(\beta)}{\beta}$ <p>altern.: $k_m = 1 + \frac{3\alpha \cdot l}{t} \cdot \frac{\tanh(\beta)}{\beta}$</p>
<p>The tanh correction allows for reduction of angular misalignment due to the straightening of the joint under tensile loading. It is always ≤ 1 and it is conservative to ignore it. σ_m is membrane stress range.</p>	

Es ist festzustellen, ob einige Werte der Versätze bereits in den Wöhlerkurven des Ermüdungswiderstands berücksichtigt wurden. Es handelt sich dabei vorwiegend um Fertigungsimperfektionen. Die Beträge für vier Geometrien von Schweißverbindungen, nach Anwendung des Nenn- und Strukturspannungskonzeptes, sind der Literatur zu entnehmen. Die Spannungserhöhungsfaktoren, die bereits bei Kerbfällen einer Quersteife mit Kehlnähten

berücksichtigt wurden - $k_{m,vorh}$, sind in Tab. 7 dargestellt. In solchen Proben ist der Winkelversatz zu großen Teilen auf eine Winkelschrumpfung zurückzuführen, welche nach dem Aufschweißen der Quersteifen entsteht. Der Kerbfall im Kerbspannungskonzept enthält keine Erhöhung des Spannungsniveaus.

Tab. 7: Spannungserhöhungsfaktoren $k_{m,vorh}$ [Hob08]

Art der Schweißverbindung	$k_{m,vorh}$, bereits berücksichtigt in FAT	
	Nennspannungskonzept	Strukturspannungskonzept
Kehlnähte auf einer Blechfläche	1,20	1,05

Die Winkel- und bzw. oder Kantenversätze müssen in Betracht gezogen werden, sollten sie den Betrag überschreiten, der bereits in den Wöhlerkurven des Ermüdungswiderstandes des konstruktiven Details berücksichtigt wurde. Dies wird durch die Anwendung eines effektiven Spannungserhöhungsfaktors $k_{m,eff}$ erreicht [Hob08].

$$k_{m,eff} = \frac{k_{m,cal}}{k_{m,vorh}} \quad \text{Gl. 22}$$

wobei $k_{m,cal}$ - der berechnete Spannungserhöhungsfaktor und

$k_{m,vorh}$ - der bereits in FAT berücksichtigte Spannungserhöhungsfaktor ist.

Es ist ebenfalls zu beachten, dass sich verschiedene Versätze gegenseitig beeinflussen können. Werden mehrere Versätze in das Bauteil eingetragen, sind sowohl der Axial- als auch der Winkelversatz zu betrachten.

$$k_m = 1 + (k_{m,Axialer} - 1) + (k_{m,Winkel} - 1) \quad \text{Gl. 23}$$

Da beim Kerbspannungskonzept alle Imperfektionen auf der Beanspruchungsseite berechnet werden müssen, sind in [Hob08] bereits einige Empfehlungen gegeben. Darin wird folgender Ansatz für den effektiven Spannungserhöhungsfaktor vorgeschlagen:

$$k_{m,eff} = \max \left(1, 20; 1 + 0,2 \frac{t_{ref}}{t} \right). \quad \text{Gl. 24}$$

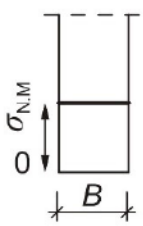
Es ist grundsätzlich empfehlenswert bei der Durchführung der numerischen Untersuchungen die idealgeometrischen Proben zu simulieren und anschließend analytisch die Korrekturen aufgrund der Imperfektionen vorzunehmen. Die Ermittlung der entsprechenden Arten und Größen der Versätze hängt von der Erfahrung der Konstrukteure ab. Um eine Wöhlerlinie

für eine neue Art der Geometrie bestimmen zu können, sollte sie den gleichen Betrag der bereits berücksichtigten Imperfektionen haben. Somit kann der neue Kerbfall mit dem aus dem EC [EN93_9] verglichen werden. Dies spielt eine große Rolle im Falle der Sanierung und Nachbehandlung fehlerhafter Nähte.

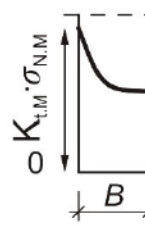
In Tab. 8 ist eine Gegenüberstellung entsprechender spannungserhöhender Faktoren nach drei Konzepten aufgeführt. Der Unterschied zwischen Struktur- und Kerbspannungskonzept liegt nicht in der qualitativen, sondern in der quantitativen Ermittlung des Spannungskonzentrations- und Spannungserhöhungsfaktors.

Tab. 8: Gegenüberstellung von spannungserhöhenden Faktoren

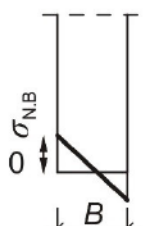
Konzept nach:	Nennspannungen	Struktur- oder Kerbspannungen	
	mit Berücksichtigung der Imperfektionen k_m	Spannungsverteilung mit Berücksichtigung der Kerbwirkung K_t	Totale Spannungsverteilung mit Berücksichtigung der Kerbwirkung K_t und Imperfektionen k_m
<u>Nur</u> Membrannennspannung	$k_m \sigma_N$	$K_t \sigma_N$	$\sigma_N (K_t + k_m - 1)$
Membran- und Biegespannungen separat	$k_m \sigma_{N,M} + \sigma_{N,B}$	$K_{t,M} \sigma_{N,M} + K_{t,B} \sigma_{N,B}$	$K_{t,M} \sigma_{N,M} + k_{t,B} [\sigma_{N,B} + (k_m - 1) \sigma_{N,M}]$



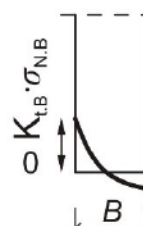
a) primäre Membranspannung $\sigma_{N,M}$



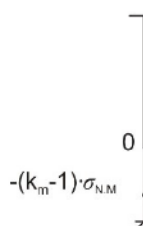
b) primäre Membranspannung multipliziert mit Spannungskonzentrationsfaktor $K_{t,M} \cdot \sigma_{N,M}$



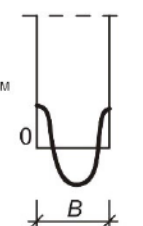
c) primäre Biegespannung $\sigma_{N,B}$



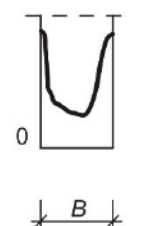
d) primäre Biegespannung multipliziert mit Spannungskonzentrationsfaktor $K_{t,B} \cdot \sigma_{N,B}$



e) Biegespannung infolge der Imperfektionen $k_m \cdot \sigma_{N,M}$



f) Sekundärspannung Q



g) totale Spannung $K_{t,M} \cdot \sigma_{N,M} + K_{t,B} \cdot [\sigma_{N,B} + (k_m - 1) \cdot \sigma_{N,M}]$

[BS79]

2.4 Statistische Auswertung von Ermüdungsversuchen

Die Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswerte und der dazugehörigen Ermüdungsfestigkeitskurven aus den Versuchsergebnissen erfolgt in zwei Schritten. Zunächst wird mittels linearer Regressionsanalyse die mittlere Ermüdungsfestigkeitskurve (50 % Überlebenswahrscheinlichkeit, $P_{\bar{0}}=50\%$) berechnet. Im zweiten Schritt wird der charakteristische Wert der Ermüdungsfestigkeit für $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel bestimmt. Die allgemeinen Anforderungen für die Ermittlung des Bemessungswertes über dem charakteristischen Wert sind dem Anhang D des ECs [EN90] zu entnehmen.

Als statistische Auswertung stehen grundsätzlich zwei ähnliche Verfahren zur Verfügung. Sie unterscheiden sich nur in Details, d. h. in der Ermittlung der Fraktilkoeffizienten. Das erste Auswerteverfahren basiert auf der Studentischen t-Verteilung. Voraussetzung für die Auswertung ist ein Hintergrundbericht gemäß EC 3 [Eur89]. Das zweite Verfahren betrachtet die Bewertung nach einseitigem Toleranzintervall und lehnt sich an Anweisungen von EC [EN93_9] bzw. ISO [ISO16269] an.

Trotz des relativ geringen Unterschiedes zwischen diesen zwei Vorgehensweisen kommt es gelegentlich zu Unstimmigkeiten, z. B. in der Anwendung und Deutung der entsprechenden Koeffizienten. Aus diesem Grund werden diese zwei Vorgehensweisen im Weiteren ausführlich dargestellt.

2.4.1 Bestimmung der Mittelwertkurve

Die Ergebnisse aus den Ermüdungsversuchen beweisen im doppelt-logarithmischen Maßstab (dekadischer Logarithmus) einen linearen Zusammenhang, somit ist eine Bestimmung einer Mittelwertkurve bzw. Regressionslinie möglich. Die allgemeine Geradengleichung lässt sich nach Gl. 25 definieren.

$$y_m = \alpha + \beta x \quad \text{Gl. 25}$$

Es wird davon ausgegangen, dass die Lastspielzahl eine Funktion der Spannungsschwingbreite ist. Aus diesem Grund liegt die Spannungsschwingbreite $\lg \Delta \sigma_i$ auf der Abszisse und wird als unabhängige Variable betrachtet. Die Anzahl der Spannungsschwingspiele $\lg N_i$ liegt hingegen auf der Ordinate und ist eine abhängige Variable. Folglich gelten:

$$y_m = \lg N_i \quad \text{Gl. 26}$$

$$x = \lg \Delta\sigma_i \quad \text{Gl. 27}$$

$$\alpha = \lg a \quad \text{Gl. 28}$$

$$\beta = -m \quad \text{Gl. 29}$$

wobei m eine Neigung der Wöhlerlinie entspricht.

Um eine Regressionslinie den Messwerten am besten anzupassen, wird das Prinzip der kleinsten Quadrate verwendet. Es handelt sich dabei um eine Minimierung der Summe der vertikalen Abweichungsquadrate in der $\lg N$ -Achse Richtung. Die Werte der y -Achse, also $\lg N$ beinhalten alle, durch äußere Einflüsse entstehenden Fehler, während $\lg \Delta\sigma$ auf der x -Achse als fehler- und streuungsfrei angenommen werden.

Die Bestimmung der Regressionskoeffizienten, d. h. Richtungsfaktor β und y -Achsenabschnitt α , lässt sich mittels folgender Varianzen S_{xx} , S_{yy} und Kovarianz S_{xy} der Zufallsvariablen x_i , y_i ausdrücken:

$$S_{xx} = \sum_{i=1}^n x_i^2 - \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 \quad \text{Gl. 30}$$

$$S_{yy} = \sum_{i=1}^n y_i^2 - \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 \quad \text{Gl. 31}$$

$$S_{xy} = \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i - \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n x_i \cdot \sum_{i=1}^n y_i \quad \text{Gl. 32}$$

$$\beta = \frac{S_{xy}}{S_{xx}} \quad \text{Gl. 33}$$

$$\alpha = \lg a = \frac{1}{n} \left(\sum_{i=1}^n y_i - \beta \cdot \sum_{i=1}^n x_i \right) \quad \text{Gl. 34}$$

Aus der so bestimmten Regressionslinie kann der Verlauf der mittleren Wöhlerlinie abgeleitet werden. Bei einer Lastspielzahl von $2 \cdot 10^6$ lässt sich die mittlere Ermüdungsfestigkeit (Kerbfall für $P_{\bar{U}}=50\%$, $\Delta\sigma_{C,50\%}$) ermitteln.

$$\lg N_{50\%} = \alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%} \quad \text{entsprechend} \quad N_{50\%} = a \cdot (\Delta\sigma_{50\%})^b \quad \text{Gl. 35}$$

$$\lg \Delta\sigma_{C,50\%} = \frac{\lg N_{2.Mio} - \alpha}{\beta} \quad \text{entsprechend} \quad \Delta\sigma_{C,50\%} = \left(\frac{N_{2.Mio}}{a} \right)^{1/\beta}. \quad \text{Gl. 36}$$

Bevor die charakteristische Regressionslinie mit diesen Formeln ermittelt wird, soll die Frage gestellt werden, ob sie mit berechneter oder einheitlicher vordefinierter Neigung betrachtet werden soll. Wenn die Anzahl des Versuchsergebnisses n den Wert von 12 überschreitet und eine gleichmäßige Verteilung vorliegt, wird empfohlen, die berechnete Neigung m zu verwenden. Ist dies nicht der Fall, so lässt sich m nicht hinreichend genau bestimmen. Dies kann auf eine relativ große Auswirkung der ‚remote points‘ bei der linearen Regression zurückgeführt werden. In solchen Fällen empfiehlt sich die Durchführung einer statistischen Auswertung mit einem vordefinierten Wert m . Die Steigung m sollte dabei aus einem vergleichbaren Versuch herangezogen werden, der unter ähnlichen Rahmenbedingungen durchgeführt wurde. Im Falle der reparierten Schweißnähte ist aufgrund mangelnder Wöhlerlinien die Steigung m von vorhandenen ähnlichen Versuchen anzunehmen [Gün02]. Die Ermüdungsfestigkeitskurven aus dem EC [EN93_9] haben im Zeitfestigkeitsbereich den vordefinierten konstanten Wert von $m=3$. Die Auswertung in vorliegender Arbeit erfolgte ebenfalls mit derselben Steigung.

In der Regression werden die Versuchsergebnisse betrachtet, die ausschließlich dem Zeitfestigkeitsbereich zugehörig sind. Die Durchläufer, also die Versuche, die ohne Bruch durchgelaufen sind, werden in der Ermittlung vernachlässigt. Die genaue Bestimmung der Dauerfestigkeit ist aufgrund der zu geringen Anzahl an Versuchen im Dauerfestigkeitsbereich nicht möglich. Die Ermittlung des Abknickpunktes zur Dauerfestigkeit N_D geschieht approximativ ab dem Punkt, an dem einzig Dauerläufer mit einer Kapazität von geringstens 5 Mio. Schwingspielen vorhanden sind [Dür07]. Wurde keine Analyse des Dauerfestigkeitsbereichs durchgeführt, so bestimmt sich der Abknickpunkt nach EC [EN93_9] auf einen Wert von 5 Mio. Lastwechseln [Dür07].

In vorliegender Arbeit werden bei der Auswertung nur Versuche mit Bruchausgang vom Schweißnahtübergang der Probe berücksichtigt.

2.4.2 Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit

Um eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit y_k zu ermitteln, muss die Mittelwertkurve um das Maß des Produkts von Korrekturfaktor k , Standardabweichung s und Unbestimmtheit der Ausgleichsgeraden f zu einer unteren Vertrauensgrenze verschoben werden. Die allgemeine Formel dafür ist wie folgt definiert:

$$y_k = y_m - k \cdot s \cdot f \quad \text{Gl. 37}$$

$$y_k = y_m - k \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n} + \frac{(x_i - \bar{x})^2}{S_{xx}}} \quad \text{mit} \quad \bar{x} = \frac{\sum x_i}{n} \quad \text{Gl. 38}$$

$$y_k = y_m - k \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n} + \frac{(\lg \Delta \sigma_i - \overline{\lg \Delta \sigma})^2}{S_{xx}}} \quad \text{mit} \quad \overline{\lg \Delta \sigma} = \frac{\sum \lg \Delta \sigma_i}{n} \quad \text{Gl. 39}$$

$$\lg N_{p\%}^{\pm} = (\lg a - m \cdot \lg \Delta \sigma) \pm k \cdot s \cdot \sqrt{1 + \frac{1}{n} + \frac{(\lg \Delta \sigma - \overline{\lg \Delta \sigma})^2}{\sum_{i=1}^n (\lg \Delta \sigma_i - \overline{\lg \Delta \sigma})^2}} \quad \text{Gl. 40}$$

Zur Ermittlung des k -Faktors gibt es zwei Varianten.

Das erste Verfahren basiert auf einem Konfidenzintervall (auch Vertrauensbereich bzw. Vertrauensintervall genannt). Das bezeichnet einen Bereich, in dem ein Schätzparameter (z. B. der Mittelwert) mit einer bestimmten Wahrscheinlichkeit $P\%$ liegt. Im Falle der Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauten handelt es sich i. d. R. um eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95% ($P_U=95\%$). Dieser Bereich ist durch Konfidenzgrenzen nach oben und unten begrenzt. Die Bestimmung des k -Faktors erfolgt unter Berücksichtigung der Studentschen t -Verteilung. Die dazu entsprechende Vorgehensweise ist dem Hintergrundbericht des ECs [Eur89] zu entnehmen, was jedoch nicht exakt den Anforderungen des gültigen ECs [EN93_9] entspricht (wird unten erklärt). Die Überlebenswahrscheinlichkeit von 95% betrifft das zweiseitige, symmetrische Konfidenzintervall, was bedeutet, dass die Stichproben mit $97,5\%$ -iger Konfidenz nur die untere, einseitige Konfidenzgrenze $\lg N_{p\%}^-$ übersteigen. In diesem Fall ist der k -Faktor oftmals als $t(\alpha, \nu)$ bezeichnet, wo α die Versagenswahrscheinlichkeit ($\alpha=1-P_U$) in Bezug auf ein zweiseitiges Konfidenzintervall und ν den Freiheitsgrad bedeutet. Falls die charakteristische Ermüdungsfestigkeit mit einheitlicher vordefinierter Neigung berechnet wird, was bei geschweißten Stahlverbindungen zustande kommt, ist der Freiheitsgrad als $\nu=n-1$ definiert. Ansonsten gilt bei zwei geschätzten Parametern $\nu=n-2$. Bei dem großen Umfang der Proben ist es empfehlenswert, den k -Faktor nach Normalverteilung zu bestimmen. Das hat damit zu tun, dass sich infolge der Steigerung des Freiheitsgrades die Studentsche t -Verteilung der Normalverteilung annähert. Ein großer Umfang an Proben ist nach IIW [Hob08] mindestens 40. Diese Vorgehensweise wird unter anderem in folgenden Richtlinien [BS76], [BS54], [BS55], [HSE], [DNVGL] verwendet [Schn03].

Für den Umfang der Probe kleiner als 40 steht ein alternatives Verfahren zur Verfügung. Dazu sind entsprechende Anforderungen, z. B. im EC [EN93_9] bzw. ISO [ISO16269] zu finden. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ ist als 95 %-Quantil für Überleben mit etwa 75 % Vertrauenswahrscheinlichkeit definiert. Dies entspricht näherungsweise einer effektiven Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U \cong 97,5\%$ [Nus06]. Es handelt sich um das einseitige Toleranzintervall mit entsprechender Konfidenz (75%), welche aus der Normalverteilung zu ermitteln ist. Der k -Faktor ist in der Literatur meistens als $k_3(n,p,1-\alpha)$ beschrieben. Das Konfidenzniveau $(1-\alpha)$ gibt die Wahrscheinlichkeit an, mit der das statistische Toleranzintervall mindestens die Proportion p % der Grundgesamtheit enthalten wird. Da für die Ermittlung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit nur die untere Streugrenze maßgebend ist, handelt es sich dabei lediglich um ein rechtsseitiges Toleranzintervall. In der Literatur kommt es an dieser Stelle gelegentlich zu Verwechslungen bei der Wahl der Intervalle, so wird statt des ein-, oft das zweiseitige Intervall verwendet. Durch die Verwendung der einseitigen, unteren Streugrenze können hingegen die Ungewissheiten von Mittelwert und Standardabweichung aufgrund des kleinen Stichprobenumfangs eingeschätzt werden. In der Literatur, wie z. B. Anhang D aus ISO [ISO16269] bzw. [Lib57] und [Nat63] sind die k_3 -Faktorwerte in einigen Tabellen dargestellt. Dabei ist zu beachten, dass sie in den meisten Fällen nur für den $n-1$ Freiheitsgrad gelten, d.h., dass von einer vordefinierten Neigung ausgegangen werden kann. Durch n ist dabei die Anzahl der Stichproben bezeichnet.

Im Anhang C befindet sich eine Tabelle mit aufgelisteten Werten der k_3 -Faktoren mit einseitigem Toleranzintervall. Eine Zusammenstellung der Werte der t -Faktoren war aufgrund der guten Verfügbarkeit der Studentischen t -Verteilung bzw. Normalverteilung nicht nötig.

Die Bestimmung mit Hilfe des Toleranz- an Stelle des Konfidenzintervalls liefert eine konservativere charakteristische Ermüdungsfestigkeitskurve. Ein Vorteil dieses Verfahrens liegt in der Möglichkeit der k_3 -Faktorermittlung bei einem niedrigeren Probenumfang. Nach EC [EN93_9] beträgt dieser niedrigere Probenumfang mindestens 10 Proben. Der Nachteil des Toleranzintervalls ist hingegen, dass die Auswertung des k_3 -Faktors komplexer ist und es deswegen häufiger zu Fehlinterpretationen mit ggf. falschen Ergebnissen kommen kann. Bei der statistischen Auswertung ist daher ein gutes Verständnis statistischer Verteilungen erforderlich. Auf diese Weise kann gewährleistet werden, dass es nicht zu Verwechslungen bei der Betrachtung von Konfidenz- bzw. Toleranzintervallen kommt, wie es in der Literatur nicht selten der Fall ist.

Als Maß für die Streuung der Werte um die Regressionslinie wird die Standardabweichung verwendet, die sich auf den Logarithmus der Schwingspiele bezieht:

$$s = \sqrt{\frac{\sum (y_i - y_m)^2}{n-1}} \quad \text{Gl. 41}$$

Das Konfidenz- bzw. Toleranzintervall rund um eine lineare Regression vergrößert sich, je weiter die Werte der Zufallsvariable x von dem Mittelwert \bar{x} bzw. $\overline{\lg \Delta \sigma}$ abweichen. Die Begrenzung durch Fraktile ist in einem Wöhlerdiagramm hyperbolisch. Dadurch ist die Formel (Gl. 42) zusätzlich um eine Unbestimmtheit der Ausgleichsgeraden f zu erweitern [DAn14]. Demzufolge wird die Wöhlerkurve basierend auf dem charakteristischen Bezugswert der Schwingfestigkeit $\Delta \sigma_C$ (bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln) parallel zur Regressionsgeraden weitergeführt und ergibt somit die Ermüdungsfestigkeitskurven im Sinne des ECs [EN93_9].

Aus den Ergebnissen lässt sich noch der Parameter, der die Streuung der Lebensdauer T_N bzw. Spannungsamplituden T_σ beschreibt, definieren. Dieser betrachtet eine Breite zwischen den zwei äußersten Überlebenswahrscheinlichkeiten, beispielsweise zwischen $P_{\bar{U}}=95\%$ und $P_{\bar{U}}=5\%$. Die Verbindung der Streumassen T_N und T_σ erfolgt in Bezug auf die Zeit- bzw. Kurzzeitschwingfestigkeit über die Neigung m . Mit höherer Lebensdauer werden die Streuungen immer größer bis zum Zeitpunkt des Abknickpunktes. Nach dem Abknickpunkt machen weitere Angaben über die Streuung der Lebensdauer N aufgrund der flachen Wöhlerlinie nur noch wenig Sinn. Aus diesem Grund dient ab dem Abknickpunkt $N > N_D$ ausschließlich die Streuung der Spannungsamplitude als Referenzwert [Son08]. Die Streuungen variieren in Abhängigkeit des Werkstoffes und der Fertigung der Probe.

$$T_x = 1 : \frac{P_{\bar{U},95\%}}{P_{\bar{U},5\%}} \quad T_\sigma = 1 : \frac{\Delta \sigma_{C,95\%}}{\Delta \sigma_{C,5\%}} \quad T_N = 1 : \frac{N_{C,95\%}}{N_{C,5\%}} \quad \text{Gl. 43}$$

$$T_\sigma = (T_N)^{1/m} \quad \text{Gl. 44}$$

Tab. 9: Zusammensetzung statistischer Parameter zur Ermittlung einer Wöhlerlinie

Regressionslinie – Ermüdungsfestigkeit für $P_{\bar{v}}=50\%$		
$y_m = \alpha + \beta x$ $y_m = \lg N_i$ $x = \lg \Delta \sigma_i$	$\alpha = \lg a$ $\beta = -m$	$\lg N_{50\%} = \alpha + \beta \cdot \lg \Delta \sigma_{50\%}$
Voraussetzungen		
<p>→ m fest vordefiniert, d. h. m=3, da:</p> <ul style="list-style-type: none"> ▪ Anzahl der Versuche relativ klein und nicht ausreichend verteilt ▪ nach EC ebenso m=3 ▪ bessere Vergleichbarkeit nach der Reparatur <p>→ Durchläufer nicht berücksichtigt</p> <p>→ nur Probe mit Bruchausgang vom Schweißnahtübergang berücksichtigt</p> <p>→ N_D bei $5 \cdot 10^6$ Lastwechseln</p> <p>→ Freiheitsgrad: n-1 (da Steigung vordefiniert)</p>		
Charakteristische Ermüdungsfestigkeit ($P_{\bar{v}}=95\%$ bzw. 5%)		
$\lg N_{P_{\bar{v}}}^{\pm} = (\lg a - m \cdot \lg \Delta \sigma_{50\%}) \pm k \cdot s \cdot f$		
Standardabweichung s	Unbestimmtheit der Ausgleichgeraden f	
$s = \sqrt{\frac{\sum (y_i - y_m)^2}{n - 1}}$	$\sqrt{1 + \frac{1}{n} + \frac{(\lg \Delta \sigma - \overline{\lg \Delta \sigma})^2}{\sum_{i=1}^n (\lg \Delta \sigma_i - \overline{\lg \Delta \sigma})^2}}$	
Korrekturfaktor k		
<p>t-Faktor $t(\alpha, \nu)$</p> <p>→ Konfidenzintervall (zweiseitig)</p> <p>→ Studentische t-Verteilung</p> <p>→ nach Hintergrundbericht zu EC</p> <p>→ empfohlen bei großem Umfang der Probe (>40)</p>	<p>k_3-Faktor $k_3(n, p, 1-\alpha)$</p> <p>→ Toleranzintervall (einseitig)</p> <p>→ Normalverteilung</p> <p>→ nach EC</p> <p>→ für kleineren Umfang der Probe geeignet (<40)</p> <p>→ ein wenig konservativere Ergebnisse als bei Konfidenzintervall</p>	

Weitere ausführlichere Empfehlungen über eine statistische Auswertung sind in der Literatur zu finden, siehe z. B. [Schn03].

Tab. 9 und Abb. 13 kann eine Zusammensetzung von den hier beschriebenen Parametern, die zur Beschreibung und Ermittlung einer Wöhlerlinie dienen, entnommen werden.

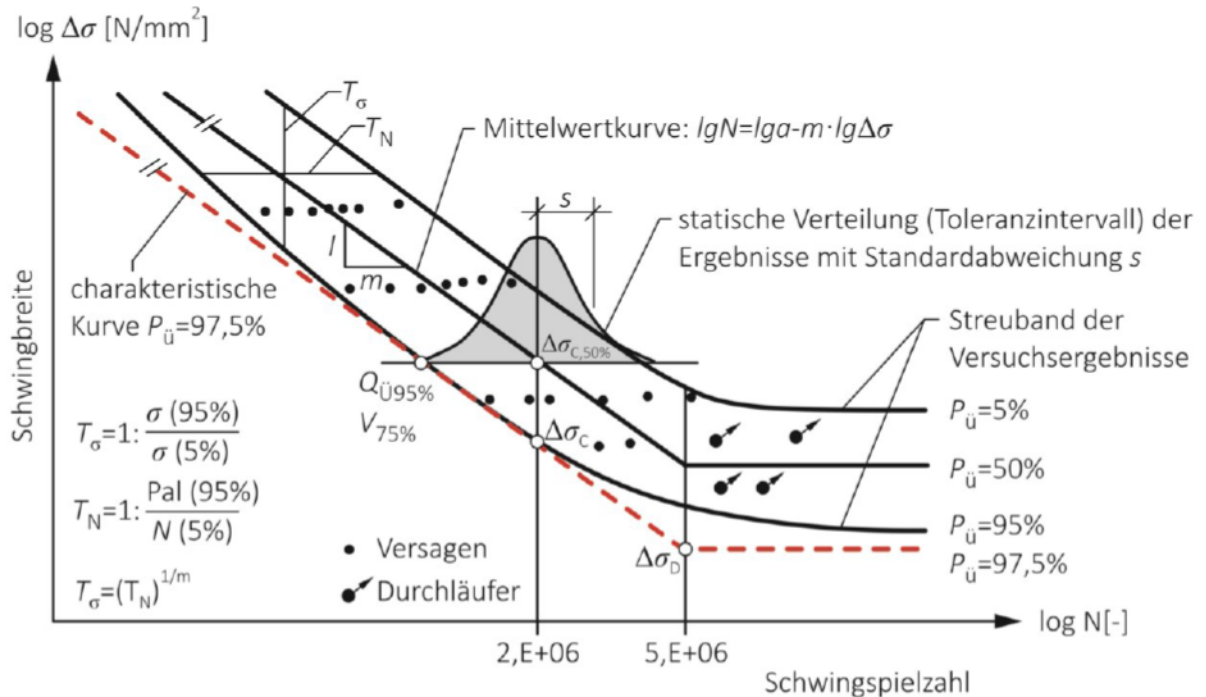


Abb. 13: Zusammensetzung statistischer Parameter zur Beschreibung und Ermittlung einer Wöhlerlinie

2.5 Erhöhung der Ermüdungssicherheit

Es existieren verschiedene Maßnahmen, die zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit herangezogen werden können. DÜRR [Dür07] macht jedoch darauf aufmerksam, dass schon in der Phase des Konstruierens eine Verbesserung der Ermüdungssicherheit erzielt werden kann, indem an einer kerbarmen Schweißdetailausbildung, die die Kerbwirkung deutlich verringert, gearbeitet wird. Zusätzlich ist bei Schweißverbindungen auf eine hohe Schweißqualität zu achten. Dadurch können Schweißfehler vermieden und weiche Nahtübergänge erreicht werden, was einen zusätzlichen Sicherheitsgewinn gewährleistet.

Eine besondere Rolle bei der Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen spielen jedoch die Schweißnahtnachbehandlungsverfahren, die sowohl bei neuen als auch bei bestehenden Stahlbauteilen angewendet werden können [Wei09]. Diese haben eine Verlängerung der Rissentstehungsphase zur Folge. Unter Berücksichtigung der Wirkungsweise können die Nahtnachbehandlungsverfahren in zwei Gruppen unterteilt werden. Die

Verfahren der ersten Gruppe führen zur Verringerung der Kerbschärfe und dadurch zur Reduzierung der lokalen geometrischen Kerbwirkung. Zur zweiten Gruppe gehören die Verfahren, die zur elastisch-plastischen Kaltverformung und dadurch zur Verfestigung der Randschicht führen und gleichzeitig Druckeigenspannungen erzeugen [Dür07], [Nüs10]. Die Nachbehandlungsverfahren des Nadelns, des herkömmlichen Hämmerns und des höherfrequenten Hämmerns besitzen eine kombinierte Wirkungsweise. Der Anwendungsbereich der Nachbehandlungsmethoden betrachtet ausschließlich die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang [Dür07]. In Abb. 14 ist ein Überblick verschiedener Schweißnahtnachbehandlungsverfahren und ihrer Wirkungsweisen zusammengefasst.

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Wirksamkeit des höherfrequenten Hämmerverfahrens für die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von Reparaturschweißungen untersucht. Auf die anderen Verfahren wird im Weiteren nicht eingegangen. Das höherfrequente Hämmerverfahren wurde in den vergangenen Jahren vermehrt wissenschaftlich untersucht, siehe [Gün09], [Nüs10], [Ber14]. Eine sehr effiziente Anwendung konnte bei höherfesten Stählen festgestellt werden. In Abschnitt 3.2.3 werden die Prinzipien des Verfahrens näher erklärt.

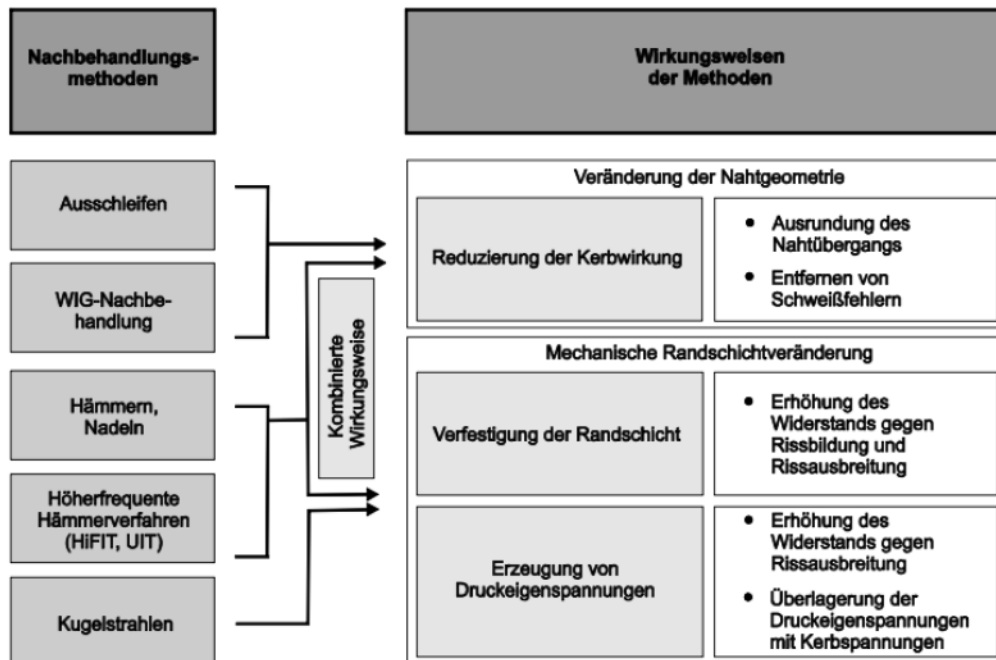


Abb. 14: Übersicht der bestehenden praxisrelevanten Nahtnachbehandlungsverfahren [Wei09]

3 Experimentelle Untersuchungen

3.1 Versuchsprogramm

Für die experimentellen Untersuchungen wurden kleinmaßstäbliche Proben mit einseitig aufgeschweißter Quersteife gefertigt. In einem ersten Schritt wurde ein geeignetes Versuchsprogramm für die Schwingfestigkeitsversuche entwickelt, siehe Tab. 10.

Tab. 10: Versuchsprogramm

Versuchsprogramm – Nachbehandlung der vorhandenen Risse		
Gruppe I	Gruppe II	Gruppe III
<ul style="list-style-type: none"> ▪ mit MAG geschweißt (135) ▪ einzelne Prüfkörper herausgetrennt ▪ Ermüdungsversuche <div style="border: 1px solid black; width: fit-content; margin: 10px auto; padding: 2px 10px;">Urzustand</div>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ mit MAG geschweißt (135) ▪ einzelne Prüfkörper herausgetrennt ▪ Ausschleifen der potenziellen Risse (bis 30 % Blechdicke) ▪ E-Hand geschweißt – Lichtbogenhandprozess (111) ▪ Ermüdungsversuche <div style="border: 1px solid black; width: fit-content; margin: 10px auto; padding: 2px 10px;">Sanierung</div>	<ul style="list-style-type: none"> ▪ analog zu Gruppe II aber mit höherfrequentem Hämmerverfahren <div style="border: 1px solid black; width: fit-content; margin: 10px auto; padding: 2px 10px;">Nachbehandlung</div>

Die Ergebnisse der Schwingfestigkeitsuntersuchungen erfolgten in Form des klassischen Wöhlerdiagramms. Um eine Vergleichbarkeit der Schweißnähte nach der Sanierung und Nahtnachbehandlung sicherzustellen, wurden die Versuchsserien in drei Gruppen gegliedert. Gruppe I bezieht sich auf fehlerfreie Schweißnähte, d. h. Ermüdungsversuche wurden mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern durchgeführt. Bei der Gruppe II wurde ein potenzielles Rissanierungsszenario simuliert. Es wurde davon ausgegangen, dass die Länge des Risses maximal 30 % der Blechdicke betragen darf. Die fehlerhaften Schweißnähte wurden dann durch Ausschleifen der potenziellen Risse und Wiederschweißen saniert. Anschließend erfolgten an den so vorbereiteten Prüfkörpern die Ermüdungsversuche. Die Gruppe III verlief analog zu Gruppe II, jedoch wurden die Schweißnähte zusätzlich durch eine Schweißnahtnachbehandlungsmethode bearbeitet. Als Schweißnahtnachbehandlungsverfahren wurde das höherfrequente Hämmern genutzt. Je Gruppe wurden 15 Proben hergestellt und deren Herstellung messtechnisch begleitet.

3.2 Prüfkörperherstellung

3.2.1 Werkstoff, Prüfkörpergeometrie und Probenfertigung

Aufgrund der bedeutend größeren Spannungskonzentrationen bei Kehlnähten als bei Stumpfnähten wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine Schweißverbindung mit Doppelkehlnähten untersucht. Es wurde das Konstruktionsdetail der Quersteife betrachtet, da es ein typisches Bauteilelement des Stahlbaus, z. B. bei Trägern bzw. beim Brückenbau, darstellt. Die Prüfproben wurden horizontal durch eine Zugbeanspruchung belastet. Somit sind die Schweißnähte in diesem Fall nicht belastungstragend. Sie verursachen dagegen erheblich eine Rissentstehung und führen zur Herabsetzung der Ermüdungsfestigkeit. Es gibt jedoch die Möglichkeit solche Schweißnähte mit Nachbehandlungsverfahren zu verbessern.

Die im Rahmen des Vorhabens eingesetzten Werkstoffe wurden in Anlehnung an die Festigkeitsanforderungen des allgemeinen Stahlbaus gewählt. Es kam Baustahl (S355NL) nach [EN25_3] zum Einsatz. Es handelte sich um normalisierend gewalzte Feinkornbaustähle der Gütegruppe „NL“. Die chemische Zusammensetzung der verwendeten Werkstoffe ist laut des Prüfzeugnisses in Tab. 11 dargestellt. Im Anhang B vorliegender Arbeit werden detaillierte Angaben zum Zugversuch des Grundwerkstoffs erläutert.

Tab. 11: Chemische Zusammensetzung der verwendeten Stahlgüte in Gew.-%

S355NL	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	Cu
(10 mm)	0,156	0,411	1,389	0,01	<0,001	0,034	0,058	0,017	0,029

Die zu untersuchenden Prüfkörper wurden im Labor des Instituts für Füge- und Schweißtechnik der Technischen Universität Braunschweig gefertigt. Im Labor besteht die Möglichkeit, Schweißnähte automatisch mit einem Roboter zu erstellen. Für die Probenherstellung wurden erst die Werkstoffplatten des Feinkornbaustahls S355 aus einer Charge genutzt. Durch Sägeschnitt wurden 610 mm x 30 mm x 10 mm Bleche für die Steife und 610 mm x 374 mm x 10 mm Bleche für die Grundplatte der Quersteifigeometrie herausgetrennt. Die Lieferung der Blechtafeln erfolgte im gewalzten Zustand. Aus den im Laufe des Vorhabens gewonnenen Erkenntnissen, insbesondere bezogen auf die Eignung der Oberflächenbeschaffenheit für die Eigenspannungsbestimmung, wurden die Blechteile für die Herstellung der Quersteife teilweise reinigungsgestrahlt. Die Reinigung von der Walzhaut wurde mit einer Druckluft-Strahlmaschine auf der Oberfläche der Bleche durchgeführt. Dies erfolgte mit

S110 Kugeln nach [ISO11124], jeweils mit dem Druck von 3 bar. Die fertigungsbedingten inneren Spannungen wurden durch das Spannungsarmglühen in 30 Minuten bei 600 °C in einem elektrischen Umluftofen mit anschließendem langsamem Abkühlen auf die Steifen- und Grundplattenbleche abgebaut. Somit ließen sich die Auswirkungen des Schweißprozesses, der Sanierung sowie der Schweißnahtnachbehandlung auf den Eigenspannungsverlauf des Probekörpers untersuchen.

Zu den Grundplatten wurde zuerst die Quersteife zugeschweißt. Gegen Verrutschen wurde die Steife an zwei Stellen geheftet und die Grundplattenbleche gegen Verzug mit 8 Halterungen eingespannt. In Abb. 15 wird der Versuchsaufbau exemplarisch aufgezeigt.

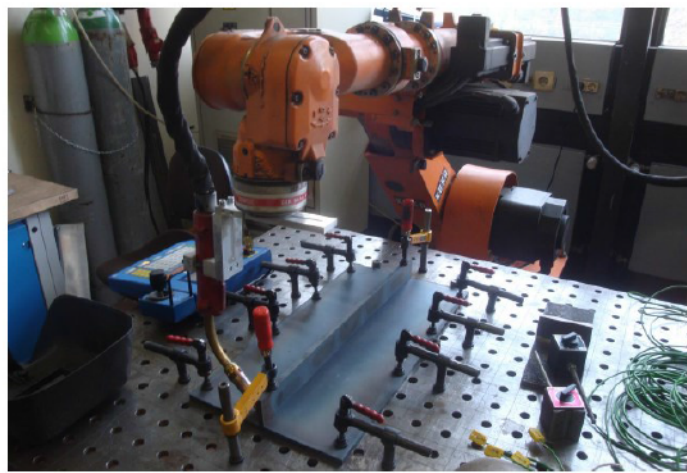


Abb. 15: Versuchsaufbau: Herstellung der Quersteife [Nit15]

Als Schweißverfahren wurde das vollautomatische Metall-Aktiv-Verfahren (MAG Schweißen 135) mit einem Argon-Kohlenstoffdioxid-Gemisch als Schutzgas verwendet. Das Schweißen wurde beidseitig als einlagige Kehlnaht durch einen Industrieroboter durchgeführt. Die Schweißausführungsparameter können Tab. 12 entnommen werden. Als Schweißzusatzwerkstoff wurden Drahtelektroden (G4Si1) mit einem Durchmesser von 1,2 mm verwendet. Tab. 13 zeigt die aufgelistete chemische Zusammensetzung und die mechanischen Gütewerte des Schweißzusatzwerkstoffes, die den Herstellerangaben entnommen wurden.

Tab. 12: Schweißparameter während der Probenherstellung

Metallaktivgasschweißen - MAG (135)				
Schweißnaht:		Kehlnaht	Schutzgas:	82 % Ar, 18 % CO ₂
Schweißstrom:	Stromstärke:	320 A	Gasdurchfluss:	13 l/min
	Spannung:	30,8 V	Lichtbogenart:	Impuls
Schweißgeschwindigkeit:		40 cm/min	Stromart Polung:	DC+
Drahtwerkstoff (Zusatzwerkstoff):		G4 Si1	Brennerstellung:	ca. 40°
Drahtdurchmesser:		1,2 mm	Vorwärmtemperatur:	---
Drahtvorschub:		11 m/min	Schweißposition:	PB

Tab. 13: Parameter des Schweißzusatzwerkstoffes

Schweißzusatzwerkstoff G4 Si1			
Schweißgutanalyse nach DIN EN ISO 14341 [ISO14341]		Mechanische Güterwerte nach DIN EN ISO 15792-1 [ISO15792]	
C-Anteil:	0,08 %	R _e :	480 MPa
Si-Anteil:	1,05 %	R _m :	580 MPa
Mn-Anteil:	1,65 %	A (L ₀ =5d ₀):	25 %
Schutzgas:	82 %Ar + 18 % CO ₂	KV(+20°C):	95 J

Im weiteren Verlauf wurden alle Versuchskörper aus den geschweißten Blechen durch Sägeschnitt zuerst grob herausgetrennt. Anschließend wurde jede Probe mittels CNC-Fräsmaschine profiliert um einen möglichen Einspannriss am Übergang der Nähte zu bekommen, siehe Abb. 16.

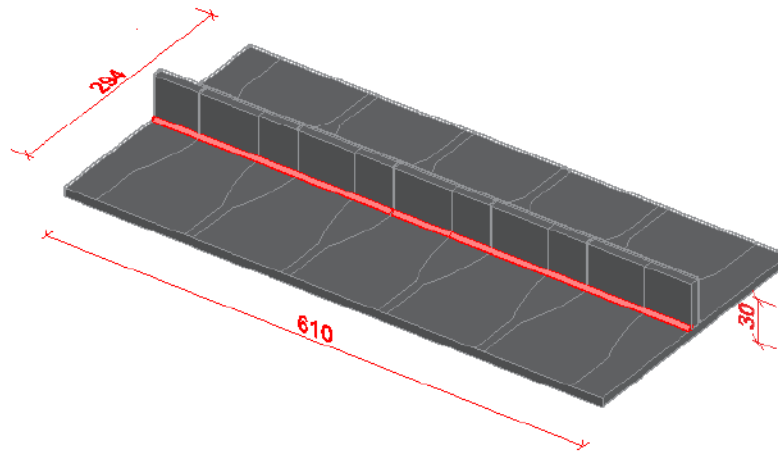


Abb. 16: Entnahme der Prüfkörper aus den Tafeln

Die endgültige Geometrie und Abmessung der einzelnen Proben ist in Abb. 17 bzw. Abb. 18 aufgezeigt. Die ausgeführten Schweißnähte sind wölbnahtförmig mit deutlichen Nahtübergangskerben, deren Geometrie sich ausschlaggebend auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken kann. Die Kanten der Versuchskörper wurden leicht abgerundet. Die Nahtdicke beträgt ca. 5 mm.

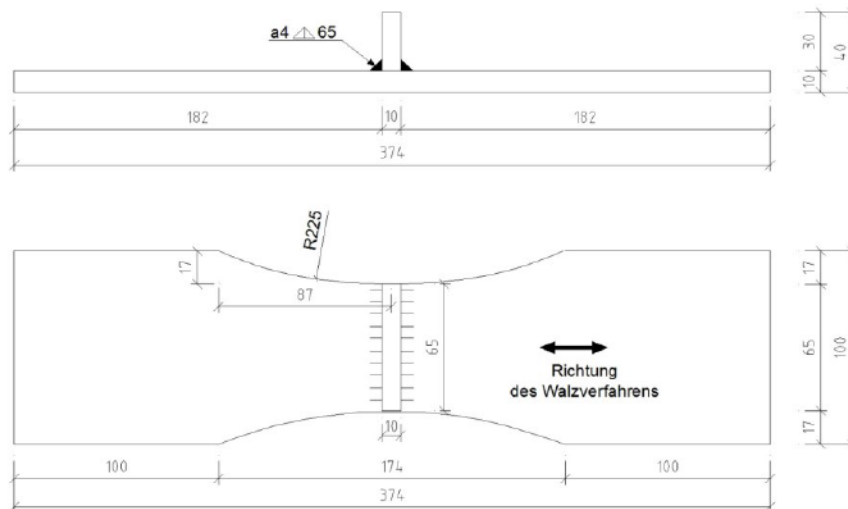


Abb. 17: Geometrie der Versuchskörper für die Lebensdauerversuche (Quersteife)

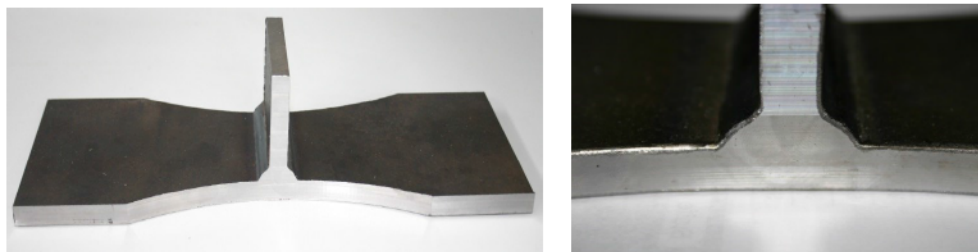


Abb. 18: Untersuchte Schwingproben

3.2.2 Sanierung

Um eine beschädigte Schweißnaht reparieren zu können, müssen die fehlerhaften Bereiche der Naht entfernt werden. Risse entstehen bei geschweißten Verbindungen stets ausgehend von der Schweißnaht und ziehen sich von dort in das Grundmaterial hinein. Aus diesem Grund sollten sowohl die Naht als auch ein Stück vom Grundmaterial beseitigt werden.

Zur Entdeckung eines Risses in einem Bauteil dienen verschiedene Prüfverfahren. Um eine erforderliche Sanierung der fehlerhaften Bauteile durchführen zu können, soll als Erstes die genaue Größe eines Risses bzw. der Einschlüsse festgestellt, lokalisiert und gemessen werden. Dafür sind in großem Maße die zerstörungsfreien Werkstoffprüfungen geeignet, mit denen eine Überprüfung vor Ort vorgenommen werden kann. Mit dem Farbeindringverfahren und der Magnetpulverprüfung können die Oberflächen- und oberflächennahen Risse, Löcher und Einschlüsse festgestellt werden. Zum Nachweisen eines Fehlers im Innern eines Bauteils dienen eher das Durchstrahlungsverfahren (d. h. Röntgen- und Gammastrahlenverfahren) und die Ultraschallprüfung. Damit kann die genaue Länge sowie die Tiefe eines Risses gemessen werden. Die im Rahmen dieser Arbeit vorgeschlagene Sanierungslösung bezieht sich auf die Schweißverbindungen, bei denen ein Riss maximal 30 % der Blechdicke betragen darf. Im Falle längerer bzw. tieferer Risse wird eine andere Instandsetzungsmethode empfohlen.

Vor dem Reparaturschweißen der Probe (sog. Gruppe II) wurden die Schweißübergänge lokal mit einem Fingerfräser ausgeschliffen. Um nachträglich eine adäquate Verschmelzung in der Wärmeeinflusszone zu bekommen, erfolgte das Ausschleifen in V-Form. Die Abmessungen des zu entfernenden Bereichs können Abb. 19 entnommen werden.

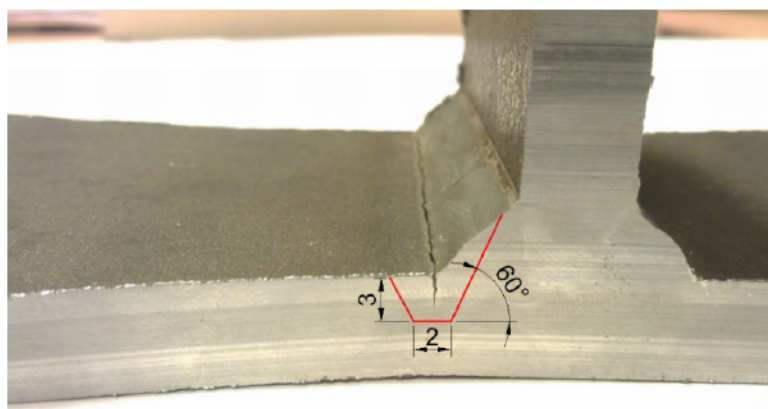


Abb. 19: Ausschleifen eines Risses

Im Schweißzustand erfolgte die Anbindung in Form einer Kehlnaht mit vorgegebenem α -Maß. Für die Reparatur liegen keine Schweißanweisungen vor. Daraufhin wurde die Reparaturschweißung ebenfalls in der Form von einer Kehlnaht, allerdings durch 3-lagiges E-Hand-Schweißen (Lichtbogenhandschweißen 111) durchgeführt. In Abb. 20 sind Bilder der Proben nach dem Sanierungsprozess abgebildet. Jede nächste Schweißlage wurde nach vorheriger Abkühlung bis ca. 110°C geschweißt. Die Schweißparameter während des Schweißens jeder einzelnen Lage sind in Tab. 15 aufgeführt. Die erste Lage wurde an der Wurzel, die zweite am Übergang und die dritte bei der Quersteife geschweißt. Die Bezeichnung des genutzten Schweißzusatzwerkstoffes lautet E 42 0 RR 12 und hat einen Elektrodendurchmesser von 2,5 mm, siehe Tab. 14. Während des Reparaturschweißens wurde jede Probe gegen Verzug mit Halterungen eingespannt, siehe Abb. 21.

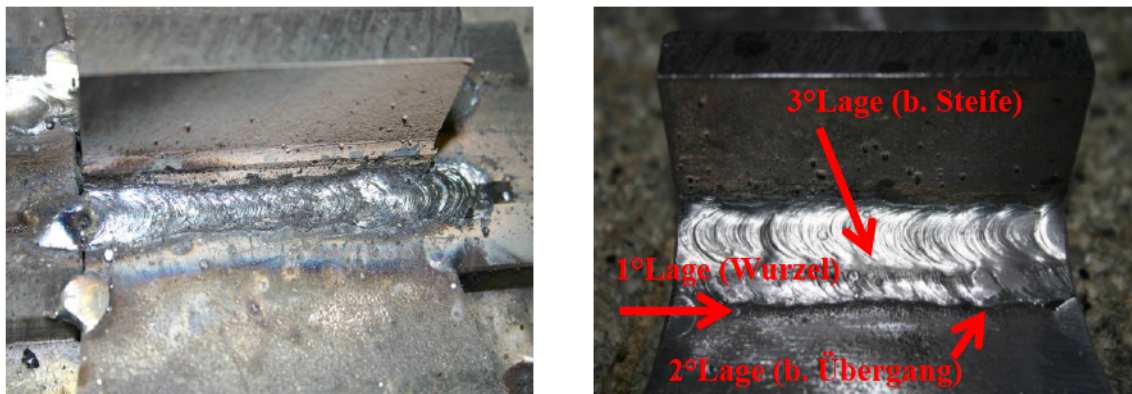


Abb. 20: Reparaturschweißen (li.) und entsprechende Schweißlage (re.)



Abb. 21: Einspannung der Probe während des Reparaturschweißens

Tab. 14: Schweißparameter während des Reparaturschweißens

Lichtbogen - Handschweißen (111)				
Schweißparameter:	U in [V]	I in [A]	v in [mm/s]	
			Seite 1 (rechts)	Seite 2 (links)
1. Lage (Wurzel)	25	130	2,921	2,679
2. Lage (b. Übergang)	22	103	3,042	3,019
3. Lage (b. Steife)	22	112	2,291	2,087

Tab. 15: Parameter des Schweißzusatzwerkstoffes (Stabelektrode) während des Reparaturschweißens

Schweißgut E 42 0 RR 12 (nach DIN EN ISO 2560 [ISO2560])			
Schweißgutanalyse		Mechanische Eigenschaften des reinen Schweißgutes	
C-Anteil:	0,06 %	R _{eL} :	>420 MPa
Si-Anteil:	0,4 %	R _m :	520 MPa
Mn-Anteil:	0,5 %	A(L ₀ =5d ₀):	>22 %
		KV(-10°C):	>47 J

Während des Reparaturschweißens wurden zusätzlich Auslaufbleche verwendet, um den Anfangs- und Endbereich der Schweißnähte einwandfrei zu belassen und eventuelle Schweißkrater zu vermeiden, siehe Abb. 22.

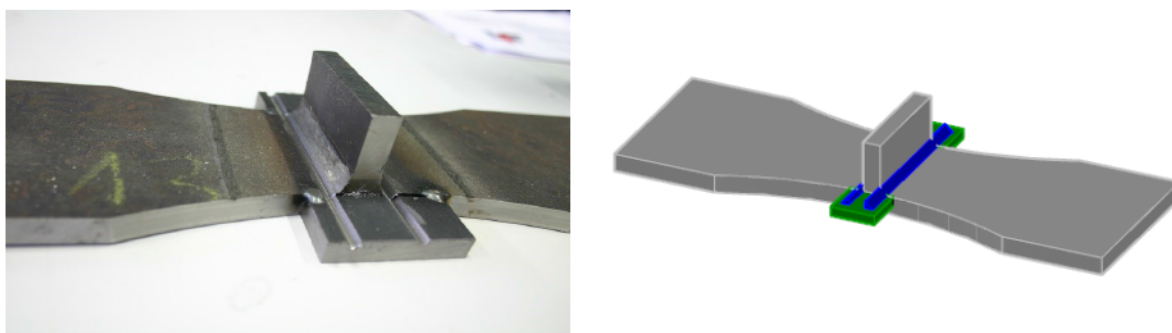


Abb. 22: Auslaufbleche während des Reparaturschweißens

Dadurch, dass die scharfen Kerben erheblich auf die Ermüdungsfestigkeitsherabsetzung einwirken können, wurde versucht, möglichst flache Schweißnähte einzustellen. Das Reparaturschweißen erfolgte lediglich mit 3 Lagen. Aus diesem Grund sehen die Schweißnähte

nach der Sanierung flacher als im Urzustand aus. In Abb. 23 kann der Unterschied zwischen originalen und reparierten Nähten entnommen werden.

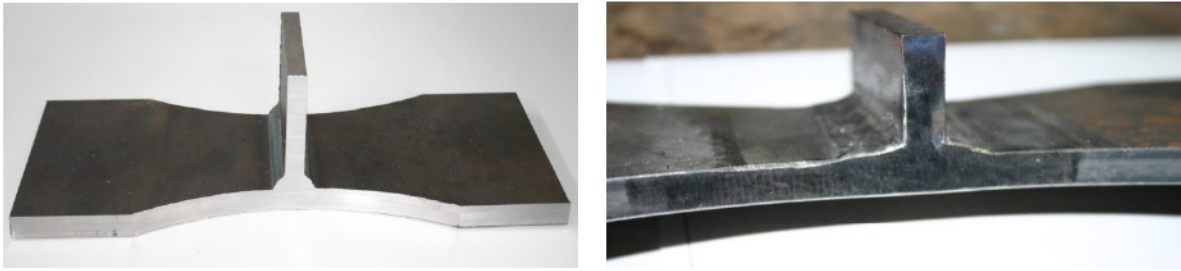


Abb. 23: Ansicht auf die Schweißnähte im geschweißten Zustand (li.) u. nach der Sanierung (re.)

3.2.3 Nachbehandlung

Durch die Nachbehandlung der Schweißnähte kann die Ermüdungsfestigkeit der Stahlbauteile erheblich gesteigert werden. Im Rahmen vorliegender Arbeit wurde eine Wirksamkeit der Nahtnachbehandlungsverfahren auf bereits sanierte Schweißnähte untersucht.

Eine Verminderung der bemessungsmaßgebenden Ermüdungsfestigkeit einer Schweißverbindung ist in großem Maße auf die geometrische Kerbwirkung und die Zugeigenstressen zurückzuführen. Die Nahtgeometrie der untersuchten Schwingproben wies nach dem Sanierungsprozess, (d. h. nach dem Ausschleifen und Wiederschweißen), wesentlich flachere Nahtübergänge auf. Da die Bauteile infolge des Sanierungsprozesses wieder geschweißt werden mussten, erwies sich die Abschätzung der Zugeigenstresshöhe als schwierig. Das Reparaturschweißen verlief 3-lagig, es wurde in einem anderen Abstand zur Quersteife als beim Urzustand durchgeführt und führte daher zu einer deutlich größeren WEZ.

Um die Wirkungsweise mechanisch nachbehandelter Schweißnahtübergänge auf die Schwingfestigkeit reparaturgeschweißter Verbindungen zu untersuchen, wurde für die Proben der sog. Gruppe III das höherfrequente Hämmerverfahren eingesetzt, siehe Abb. 24 bzw. Tab. 10. Dabei konnten durch lokale plastische Umformungen ermüdungsfestigkeitsmindernde Einflüsse abgebaut werden. Der Vorgang hatte eine Erzeugung von Druckeigenstressen in der WEZ, eine minimale Entschärfung der geometrischen Kerbwirkung sowie ggf. eine Verfestigung der Randschichten am Nahtübergang zur Folge. Der Eigenstresszustand samt den nach dem Nachbehandlungsverfahren erzeugten Druckeigenstressen konnte durch Messungen bestätigt werden, siehe Abb. 42. Dadurch, dass die sanierten Naht-

übergänge schon relativ kerbbarme Geometrien aufwiesen, spielte eine Verringerung der geometrischen Kerbwirkung eine untergeordnete Rolle. Eine Härteprüfung der Randschicht am Nahtübergang konnte vernachlässigt werden.

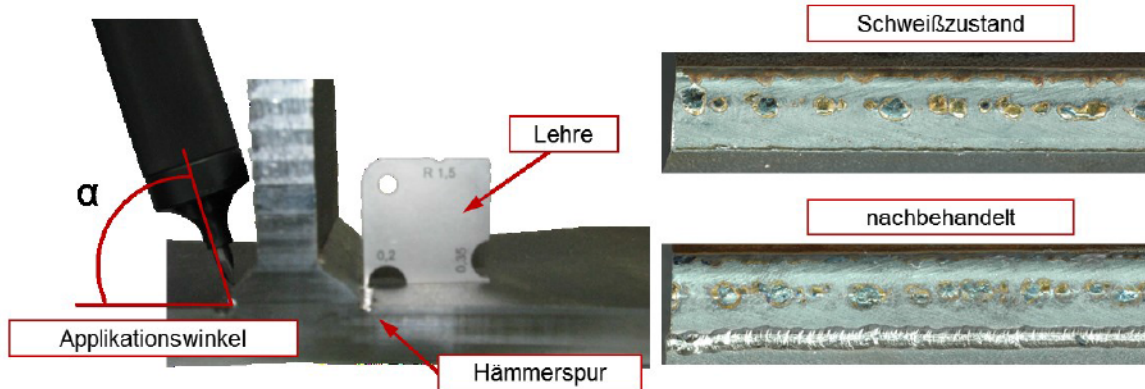


Abb. 24: Exemplarische Darstellung einer aufgeschweißten Quersteife mit einer Hammerspur mit Messlehre zur Qualitätssicherung (li.) und Nahtübergänge einer Kehlnaht im Schweißzustand sowie nachbehandelt (re.) [Nit15]

Das Konzept des höherfrequenten Hämmerverfahrens beruht darauf, dass ein, mit einer hohen Frequenz schwingender, gehärteter Metallstift (Pin) durch Hämmern auf den Schweißnahtübergang, die Struktur an der Naht verändert und deutlich sichtbare lokale Eindrücke hinterlässt. Dadurch entsteht in Abhängigkeit der Pinspitze eine Hammerspur entlang des Übergangs [Wei09]. Für die Durchführung der experimentellen Untersuchung wurde ein Hammer mit einem gehärteten Metallstift (Pin) verwendet, der durch einen druckluftbeschleunigten Kolben angeregt wurde. Der Kopf des Pins hatte einen Radius von 3 mm. Der gehärtete Metallstift erzeugte lokale Eindrücke am Schweißnahtübergang zwischen den Schweißnahtflanken mit einer Frequenz von 230 Hz. In Abb. 25 ist eine mit Hilfe des höherfrequenten Hämmerverfahrens nachbehandelte Schwingprobe abgebildet.



Abb. 25: Probekörper nach Hämmerbehandlung

Da die Proben während des Sanierungsprozesses 3 - lagig reparaturgeschweißt wurden, mussten mit dem höherfrequenten Hammer mehrere Spuren bearbeitet werden. Somit war es erforderlich, eine zusätzliche, zweite Nachbearbeitungslinie zu erzeugen, siehe Abb. 26.

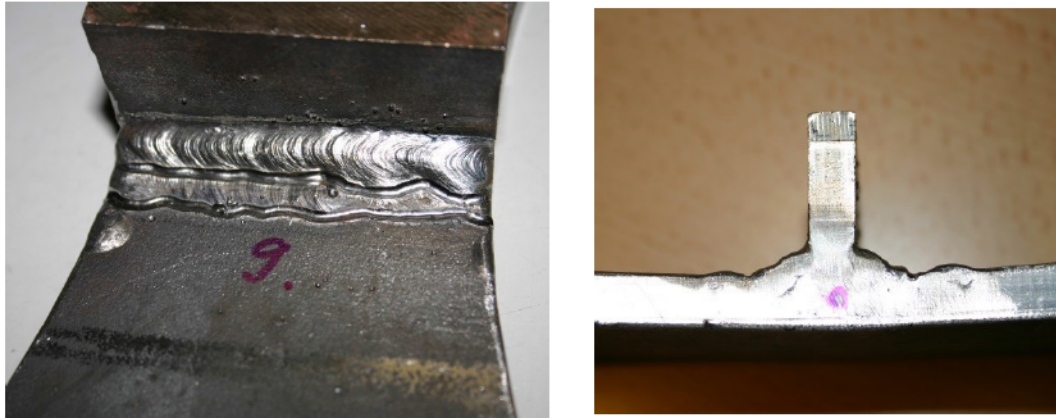


Abb. 26: Hammerspuren an Nahtübergängen (li.); Hammerspuren in der Ansicht (re.)

3.3 Ermüdungsversuche

3.3.1 Versuchsdurchführung

Ein Bestandteil der folgenden Untersuchungen bezieht sich auf die Einordnung der Schweißnähte der drei Zustände (Urzustand, nach der Sanierung und nach dem Nahtnachbehandlungsverfahren) in Schwingfestigkeitsklassen, sog. FAT-Klassen. Solche Klassen werden in allen einzelnen Nachweiskonzepten bestimmt. Um sie einordnen zu können, musste zugleich eine experimentelle und eine rechnerische Ermittlung der Schwingfestigkeit durchgeführt werden.

Die experimentellen Versuche wurden mit einer Prüffrequenz von 30 Hz auf einer hydraulischen Schwingprüfmaschine (MTS 810) durchgeführt, siehe Abb. 27. Die bisherigen Forschungsprojekte haben gezeigt, dass Schwingfrequenzen im Bereich von $1 \leq f \leq 10^3$ keinen Einfluss auf Ermüdungsversuche haben. Voraussetzungen dafür sind jedoch, ein unkorrolierter Grundzustand, keine Vorwärmung der Probe und eine Beanspruchung unterhalb der Fließgrenze [Rad03]. Die Lasteinleitung erfolgte über zwei Stahlzylinder. Um Verschiebungen der Prüfkörper zu verhindern, wurden zusätzliche Blecheinsätze mit entsprechenden Kontaktflächen in die hydraulischen Spannbacken des Prüfsystems eingespannt. Nach dem Auftreten eines Bruches oder Überschreitung der Grenzlastwechselzahl schaltete die Anlage automatisch ab. Die Messung der Kräfte und Lastwechselzahl erfolgte durch die Software MTS MultiPurpose TestWare®.

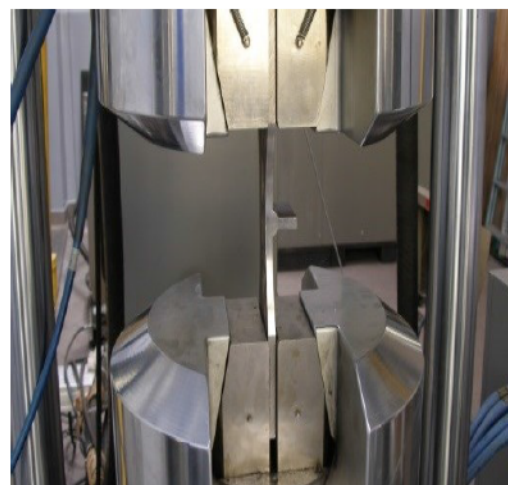


Abb. 27: Hydraulische Prüfmaschine (li.); Halterung des Prüfkörpers in der Maschine (re.)

Die einzelnen Ergebnisse der Versuche und die daraus abgeleitete Regressionslinie wurden in klassischen Wöhlerdiagrammen dargestellt. Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit der unterschiedlichen Gruppen erfolgte in Bezug auf die mittlere Wöhlerlinie.

Die Bestimmung der Lebensdauerlinie, ihrer Lage und Neigung erfolgte durch jeweils mehrere, statistisch auszuwertende Versuche auf einigen Prüfhorizonten. In den folgenden Untersuchungen wurden die Prüfkörper mit fünf verschiedenen Spannungsniveaus belastet, siehe Tab. 16. Bei der Darstellung der Ergebnisse in den Diagrammen wurden lediglich die Versuche mit Bruchausgang vom Schweißnahtübergang der Schwingprobe berücksichtigt. Die Durchläufer wurden dabei vernachlässigt. Sie sind in den Wöhlerdiagrammen durch Pfeile gekennzeichnet. In den Wöhlerdiagrammen wird die Anzahl der Spannungsschwingspiele im Verhältnis zur Nennspannungsschwingbreite abgebildet. In den folgenden Untersuchungen bezog sich die Nennspannung auf die Querschnittsfläche der Prüfkörper bei der Quersteife, da an dieser Stelle infolge der Profilierung die größten Spannungskonzentrationen zu vermuten waren.

Tab. 16: Spannungsniveaus der Schwingprobe

Spannungsniveau	i	σ_{\max} [N/mm ²]	σ_{\min} [N/mm ²]	F_{\max} [kN]	F_{\min} [kN]	$\Delta\sigma_i$ [N/mm ²]
	1	230	23,0	150	15,0	207,0
2	185	18,5	120	12,0	166,5	
3	160	16,0	104	10,4	144,0	
4	115	11,5	75	7,5	103,5	
5	80	8,0	52	5,2	72,0	

Die Proben wurden durch eine periodische Zugschwellbeanspruchung mit dem Spannungsverhältnis $R=\sigma_{\min}/\sigma_{\max}=0,1$ belastet, siehe Abb. 4. Dies galt für alle drei Versuchsgruppen. Um eine bessere Vergleichbarkeit der verschiedenen Wöhlerlinien zu erreichen, wurde die statistische Auswertung mit fixierter, vordefinierter Neigung von $m=-3$ bestimmt.

3.3.1.1 Schweißzustand

Die Versuche der Gruppe I (Schweißzustand) wurden durchgeführt, um die Prüfkörper nach EC [EN93_9] einordnen und mit den anderen Versuchsgruppen vergleichen zu können. Bei jedem Versuchskörper des untersuchten Schweißzustandes kam es zum Versagen des Schweißnahtübergangs.

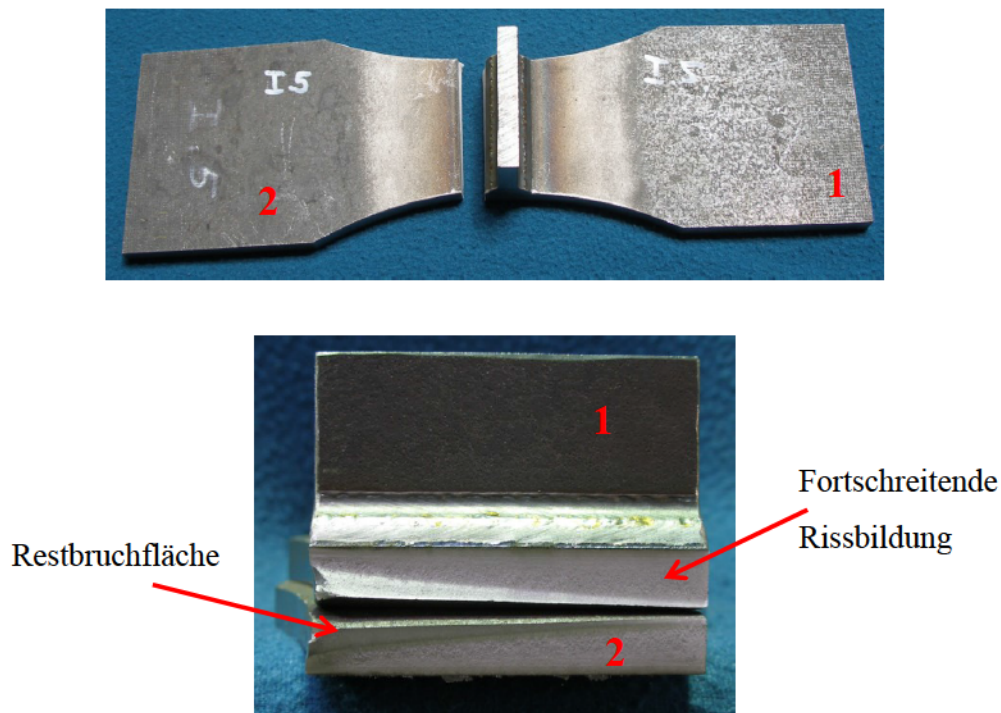


Abb. 28: Bruchfläche des Schweißzustandes (Gruppe I)

Im Allgemeinen kommt es bei zeitlich veränderlicher, häufig wiederholter Beanspruchung zur Auslösung der zyklisch plastischen Verformungen in den Mikro- und Makrobereichen der Proben [Rad03]. Ein Riss entsteht zunächst im Mikrobereich, vergrößert sich anfangs stabil, anschließend führt dieser allerdings zu einem instabilen Restbruch. In vorliegender Arbeit wurden bei jedem Versuch zwei deutlich voneinander unterscheidbare Bruchflächen nachgewiesen. Ein stabiler Rissfortschritt war durch eine feinkörnige Schwingbruchfläche mit Rastlinien zu erkennen. Hingegen hatte ein instabiler Rissfortschritt bzw. Restbruch Anteile von einer grobkörnigen Restbruchfläche. Diese Eigenschaften bzw. Bruchflächen einer Versuchsprobe sind deutlich in Abb. 28 erkennbar.

Die primäre Verifikation der Versuchsergebnisse wurde zuerst auf Ermüdungsfestigkeit mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 50 %, $\Delta\sigma_{C,50\%}$ dargestellt. Für den Schweißzustand wurde eine mittlere Ermüdungsfestigkeit von 104 N/mm^2 ermittelt.

3.3.1.2 Sanierung

Die Versuchsergebnisse nach der Sanierung der simulierten Defekte wiesen eine geringere Verbesserung der Schwingfestigkeit im Vergleich zum Schweißzustand auf. Die mittlere Ermüdungsfestigkeit, $\Delta\sigma_{C,50\%}$ betrug dabei $124,5 \text{ N/mm}^2$. Es kann darüber hinaus festgestellt werden, dass durch eine Reparaturschweißung nicht nur der ursprüngliche Ausgangszustand wiederhergestellt, sondern sogar die Ermüdungsfestigkeit um 20 % verbessert werden kann. Demzufolge lässt sich als sinnvoll folgende Reparaturschweißung definieren:

- A Ausfräsen des fehlerhaften Schweißnahtübergangs;
- B Reparaturschweißen mit Lichtbogenhandschweißen.

Der Sanierungsprozess kann allerdings zur Vergrößerung von Bauteilverzügen führen, vgl. Abschnitt 3.4.2. Im Falle der Sanierung begann ebenso wie beim Urzustand bei jeder Probe ein Anriss am Nahtübergang und wies einen typischen Ermüdungsfortschritt auf. Es war sowohl die glatte, feinkörnige Dauerbruchfläche als auch die raue, grobkörnige Restbruchfläche zu erkennen, vgl. Abschnitt 2.1.1. In den Dauerbruchflächen konnten ebenso Rastlinien erkannt werden, siehe Abb. 29. Somit ließ sich die Anfangsrisstelle, die genau vom Schweißnahtübergang ausging, zusätzlich bestätigen.

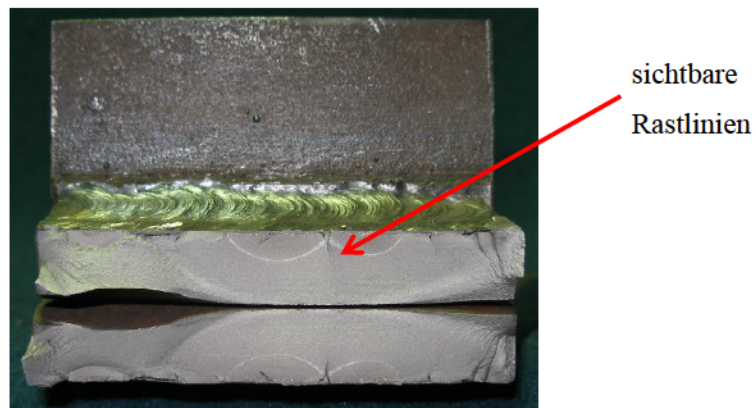
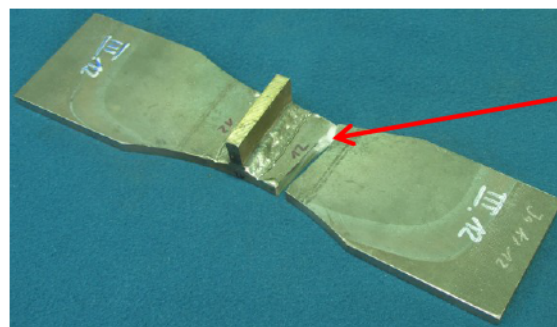


Abb. 29: Bruchfläche der sanierten Nähte (Gruppe II)

3.3.1.3 Nachbehandlung

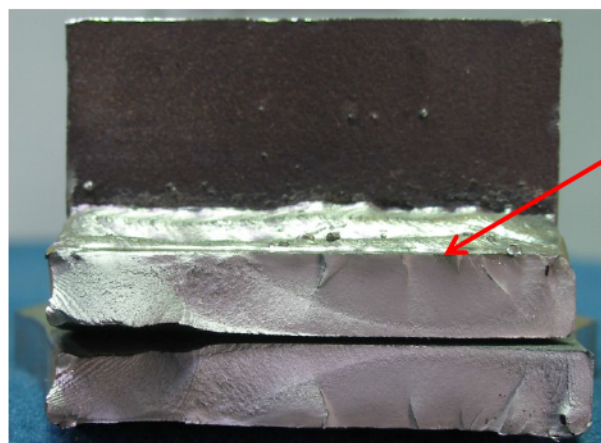
Die Fertigung der Proben von Gruppe III erfolgte analog zu denen der Gruppe II. Der Unterschied lag lediglich in der zusätzlichen Bearbeitung der Nahtbereiche mit dem höherfrequenten Hämmerverfahren bei Gruppe III. Die Ergebnisse der Schwingversuche an reparaturgeschweißten und zusätzlich nachbehandelten Proben haben jedoch gezeigt, dass die mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ im Vergleich zum Schweißzustand lediglich um 12 %, auf einen Wert von $116,5 \text{ N/mm}^2$ gesteigert wurde.

Die Bruchflächen wiesen sowohl eine Dauerbruchfläche als auch eine stark zerklüftete Restbruchfläche auf, siehe Abb. 31. Es wurde eine Verbesserung des Nahtübergangsbereiches in der Weise vermutet, dass die Risseinleitung vom Grundmaterial aus beginnt. In der vorliegenden Arbeit versagte jedoch lediglich eine Probe aus der ganzen Gruppe III im Grundmaterial und wurde deswegen nicht als maßgebend betrachtet, siehe Abb. 30. Bei anderen Versuchskörpern brach – trotz Reparatur – der Riss am Nahtübergang auf.



Versagen im
Grundmaterial

Abb. 30: Versagen im Grundmaterial (Gruppe III)



Anriss vom
Nahtübergang

Abb. 31: Bruchfläche der nachbehandelten Nähte (Gruppe III)

3.3.2 Versuchsergebnisse - alle

Die Ergebnisse der Wöhlerversuche in Bezug auf die mittlere Ermüdungsfestigkeit können Abb. 32 bzw. Tab. 17 entnommen werden. Um den Vergleich der entsprechenden Wöhlerkurven anschaulich darzustellen, wurde eine einheitliche Wöhlerlinienneigung $m=-3$ für alle Kurven festgelegt. In Tab. 17 sind jedoch die Wöhlerlinienneigungen, die direkt aus den gewonnenen Ergebnissen jeder Gruppe ermittelt wurden, angegeben. Eine Zusammensetzung der einzelnen Versuchsserien ist Anhang A zu entnehmen.

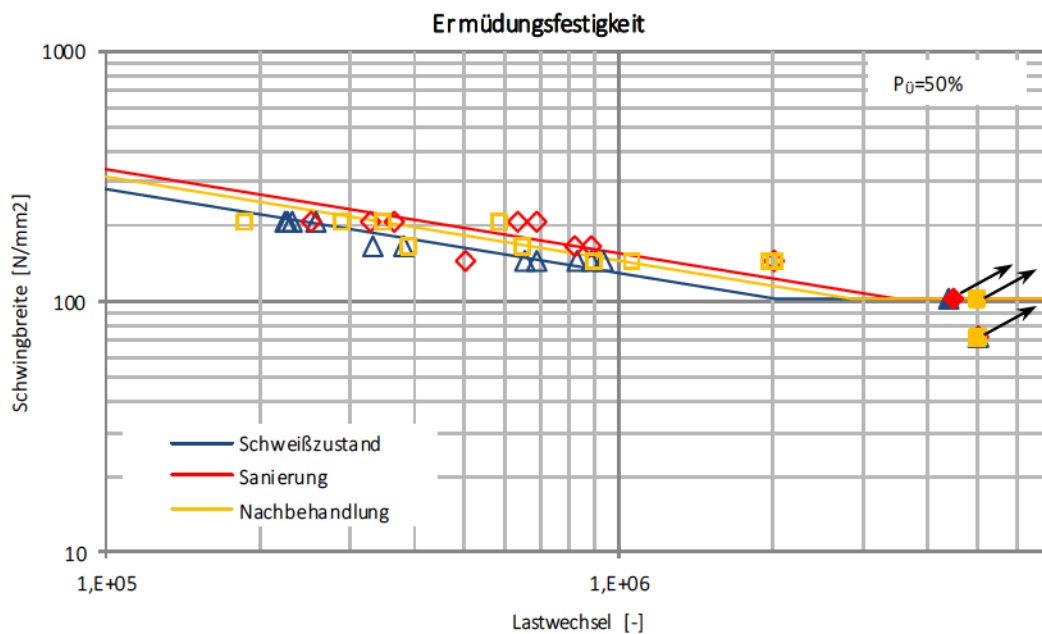


Abb. 32: Ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ für drei Gruppen der Proben

Tab. 17: Versuchsergebnisse

Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel [N/mm ²]				
	$\Delta\sigma_{C,50\%}$	Verbesserung $\Delta\sigma_{Nach}/\Delta\sigma_{Urz}$	Abknickpunkt Dauerfestigkeit N_D	m variabel [-]
Urzustand	104,0	-	2.029.403	3,94
Sanierung	124,5	20 %	3.484.828	3,29
Nachbe- handlung	116,5	12 %	2.854.678	3,93

Aus diesen Ergebnissen lässt sich feststellen, dass der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit N_D im Vergleich zum EC [EN93_9] zu niedrigeren Lastwechselzahlen verschoben ist. Dies gilt

für alle drei Gruppen, das bedeutet, dass eine erhebliche Verbesserung der Lebensdauer im Dauerfestigkeitsbereich nachgewiesen werden kann.

Dem untersuchten Kerbfall wird nach EC [EN93_9] für ein ähnliches Konstruktionsdetail der Quersteife ein FAT von 80 N/mm^2 zugeordnet. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit für Versuchsproben des Schweißzustandes betrug zwischen 81 und 84 N/mm^2 . Für die II Gruppe schwankt sie hingegen im Bereich von 87 - 91 N/mm^2 und für die mit dem Hammer nachbehandelten Proben im Bereich von 77 - 81 N/mm^2 . Die geringen Schwankungen bei den Werten der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten sind auf die berücksichtigten Auswertungsverfahren zurückzuführen. Es ist zu beachten, dass diese Werte noch keine Korrekturen aufgrund der Verzüge berücksichtigen. Wird in den statistischen Bewertungen die Berücksichtigung der Verzüge in Sinne des ECs [EN93_9] betrachtet, dann wird im Rahmen dieser Arbeit von FAT-Klassen bzw. Kerbfall gesprochen, siehe Abschnitt 2.3.5. Die FAT-Klassen würden hingegen ein wenig größere Werte annehmen. Demzufolge kann die Schlussfolgerung gezogen werden, dass die folgenden Ergebnisse besonders für die Gruppe I und II gut abgesicherte Werte darlegen. Die Betrachtung der Verzüge wird detaillierter in Abschnitt 3.4.2 erläutert, die daraus ermittelten FAT-Klassen sind Abschnitt 3.5 zu entnehmen.

Sanierte, nicht nachbehandelte Schweißnähte besitzen ein großes Potential, dies konnte in der Arbeit gezeigt werden. Sie erreichen nicht nur die Ermüdungsfestigkeit des Schweißzustandes, sondern überschreiten diese um ca. 20 %. Hierfür haben sich die Arbeitsschritte Ausfräsen des geschädigten Schweißnahtübergangs (bis 30 % der Blechdicke) und Reparaturschweißen mit Lichtbogenhandschweißen als sinnvoll herausgestellt. Die Ermüdungsfestigkeit des Konstruktionsdetails wird nicht herabgesetzt, sondern kann als äquivalent betrachtet werden. Für die Gebrauchstauglichkeit von Tragwerken mit sanierten Schweißnähten ist jedoch zu beachten, dass der Sanierungsprozess zur Vergrößerung von Bauteilverzügen führen kann.

Die Ergebnisse machen deutlich, dass die Nachbehandlung der Schweißnaht im vorliegenden Fall wenig effektiv war. Ein Merkmal des Nachbehandlungsverfahrens ist eine Verringerung der geometrischen Kerbwirkung, dies gilt insbesondere bei scharfkantigen Nahtübergängen. Nach der Sanierung wiesen die Prüfkörper jedoch sehr glatte und flache Nähte auf, siehe Abb. 23. So war eine konkave, anstelle einer konvexen Schweißnahtgeometrie zu beobachten. Aus diesem Grund war eine geometrische Bearbeitung der Schweißnahtform nicht zwingend erforderlich. Dies hatte zur Folge, dass die Wirksamkeit der Hämmeranwendung im Falle der Geometriewirkung herabgesetzt wurde. Nach dem Sanierungsprozess wiesen

die Schwingproben lediglich geringe Beträge der Zugeigenspannungen am Nahtübergang auf. Nachträglich konnte dies durch Messungen bestätigt werden, siehe Abschnitt 3.4.1. Dadurch, dass die Beträge der für die Ermüdungsfestigkeit ungünstigen Zugeigenspannungen gering waren, war das Erzeugen von Druckeigenspannungen in diesem Fall nicht notwendig. Die auftretenden Zugeigenspannungen wurden hingegen durch die dabei entstehenden plastischen Verformungen abgebaut, was vorwiegend bei kleineren Probekörpern der Fall ist. Die Effektivität des höherfrequenten Hämmerverfahrens hängt wesentlich von der geometrischen Form und dem inneren Zustand der zu behandelnden Schweißnaht ab, was im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden konnte. Es wird empfohlen, über den Einsatz von der Nahtnachbehandlungsmethode in Abhängigkeit des Sanierungsfalls unter Berücksichtigung von ökonomischen Gesichtspunkten zu entscheiden. Die Erkenntnisse der Reparaturverfahren beschränken sich auf den hier beschriebenen Anwendungsfall.

Da diese mechanische Nachbehandlung nicht notwendigerweise einen zusätzlichen positiven Nutzen hatte, fokussieren sich die nachfolgenden Untersuchungen vornehmlich auf das Tragverhalten der Kehlnähte im Schweißzustand und der sanierten Nähte.

3.3.3 Versuchsergebnisse –Gr I und Gr II

Die nachfolgenden Diagramme zeigen detailliert die Ergebnisse der zwei untersuchten Zustände auf. Bei der statistischen Auswertung wurden die zwei Betrachtungsweisen Toleranz- und Konfidenzintervall berücksichtigt. Ein Grund dafür liegt in einer falschen Interpretation, zu der es häufig bei der statistischen Auswertung der Ermüdungsergebnisse kommt. Beim Toleranzintervall ist ein 95 %-Quantil für das Überleben mit einer etwa 75 %igen Vertrauenswahrscheinlichkeit zu ermitteln, was einer Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 % entspricht. Dabei handelt es sich um ein einseitig nach oben beschränktes Intervall. Die Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,5 % bei der Konfidenz betrifft jedoch das Konfidenzintervall und überschreitet lediglich die untere einseitige Konfidenzgrenze. Bei dem zweiseitigen symmetrischen Konfidenzintervall ist hingegen die Überlebenswahrscheinlichkeit von 95 % zu betrachten.

Für jeden der beiden Zustände wurden die jeweilige Regressionslinie und die umliegenden charakteristischen Kurven festgestellt. Die Streuungsbegrenzung erfolgte durch die hyperbolischen Kurven, die eine Unbestimmtheit der Ausgleichsgeraden berücksichtigten. Dies wurde für beide Intervalle ermittelt um einen eventuellen Unterschied nachzuweisen. Bei den Proben im Schweißzustand betrug die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,95\%}$

beim Konfidenzintervall 84 N/mm^2 und 81 N/mm^2 beim Toleranzintervall. Hingegen waren es im Falle der sanierten Schweißnähte 91 N/mm^2 beim Konfidenzintervall und 87 N/mm^2 beim Toleranzintervall. Um diese ermittelte Ermüdungsfestigkeit als FAT-Klasse im Sinne des ECs zu betrachten, muss dabei zusätzlich der Einfluss der Imperfektionen betrachtet werden, da die Versatzwerte in den Wöhlerkurven des Ermüdungswiderstands bereits einbezogen wurden. Aus der 5 %igen und der 95 %igen Überlebenswahrscheinlichkeit ließ sich die Streuung gemäß Gl. 43 errechnen. Dies beruhte jeweils auf $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen.

Die Werte der Streuspanne wurden in den Tabellen in Abb. 34 und Abb. 35 dokumentiert. Daraus folgt, dass die Streuung der Proben nach der Sanierung höher ist. Trotz der höheren Streuung ist die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,95\%}$ nach der Reparatur erheblich größer. Als Ursache für das breitere Streuungsband wird die nicht einheitliche Homogenität der sanierten Schweißnähte im Vergleich zum Urzustand angesehen. Dabei ist ebenso zu bemerken, dass die Auswertung nach dem Toleranzintervall immer geringfügig niedrigere Werte annimmt. Die Unterschiede zwischen Toleranz- und Konfidenzintervall werden vernachlässigt.

Unter Einbeziehung der hyperbolischen Streuungsgrenze lässt sich der richtige Wert der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen und entsprechendem Intervall ablesen. Aus diesem Grund kann weiterhin die Wöhlerlinie exakt im Sinne des ECs [EN93_9] bezeichnet werden. Die so ermittelten Wöhlerlinien verlaufen parallel zu den Kurven aus dem EC [EN93_9]. Dadurch lassen sie sich zuerst untereinander vergleichen. Dies kann Abb. 36 und Abb. 37 entnommen werden. Dazu muss jedoch noch der Einfluss der Imperfektionen berücksichtigt werden, dieser wird im Weiteren erläutert.

Abb. 38 und Abb. 39 zeigen hingegen die Werte der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,95\%}$ für entsprechende Überlebenswahrscheinlichkeit in Bezug auf beide Intervalle. Diese Betrachtung wurde für die Anzahl von $2 \cdot 10^6$ Schwingspiele ermittelt.

Geometrisch ähnliche Bauteile werden nach EC [EN93_9] in FAT-Klasse 80 eingestuft, siehe Abb. 33. Der Kerbfall 80 stellt dabei die charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_C=80 \text{ N/mm}^2$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U \cong 97,5\%$ und mit der Berücksichtigung der Imperfektionen dar. Alle FAT-Klassen nach EC [EN93_9] wurden nach dem einseitigen Toleranzintervall ausgewertet.

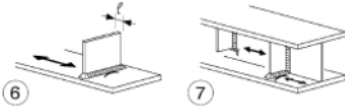
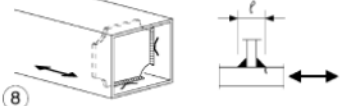
80	$\ell \leq 50 \text{ mm}$		<p><u>Quersteifen:</u> 6) Quersteifen auf Blechen 7) Vertikalsteifen in Walz- oder geschweißten Blechträgern.</p>	<p><u>Kerbfälle 6) und 7):</u> Die Schweißnahtenden sind sorgfältig zu schleifen, um Einbrandkerben zu entfernen.</p>
71	$50 < \ell \leq 80 \text{ mm}$		<p>8) Am Steg oder Flansch angeschweißte Querschotte in Kastenträgern. Nicht für Hohlprofile. Die Kerbfälle gelten auch für Ringsteifen.</p>	<p>7) Wenn die Steife, Fall 7) links, im Stegblech abschließt, wird $\Delta\sigma$ mit den Hauptspannungen berechnet.</p>

Abb. 33: Konstruktionsdetail der Quersteife nach EC [EN93_9]

3 Experimentelle Untersuchungen

Steigung der Linie:	m=3				
Beanspruchung:	Zugschwellbeanspruchung (R=0,1)				
Wöhlerkurve:	$y_m = \alpha + \beta \cdot x$				
$P_U=50\%$	$\lg N_{50\%} = \alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}$				
$P_U=5\%$	$\lg N_{5\%} = (\alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}) + k \cdot s \cdot f$				
$P_U=95\%$	$\lg N_{95\%} = (\alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}) - k \cdot s \cdot f$				
Streuung:	$T_\sigma = 1: \frac{\Delta\sigma_{C,95\%}}{\Delta\sigma_{C,5\%}}$				
Charakteristische Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln:	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm ²]	Konfidenzintervall	83,85	→ T_σ	1,54
		Toleranzintervall	81,36	→ T_σ	1,63
Kerbfall nach EC:	FAT [N/mm ²]	Toleranzintervall	80	X	X

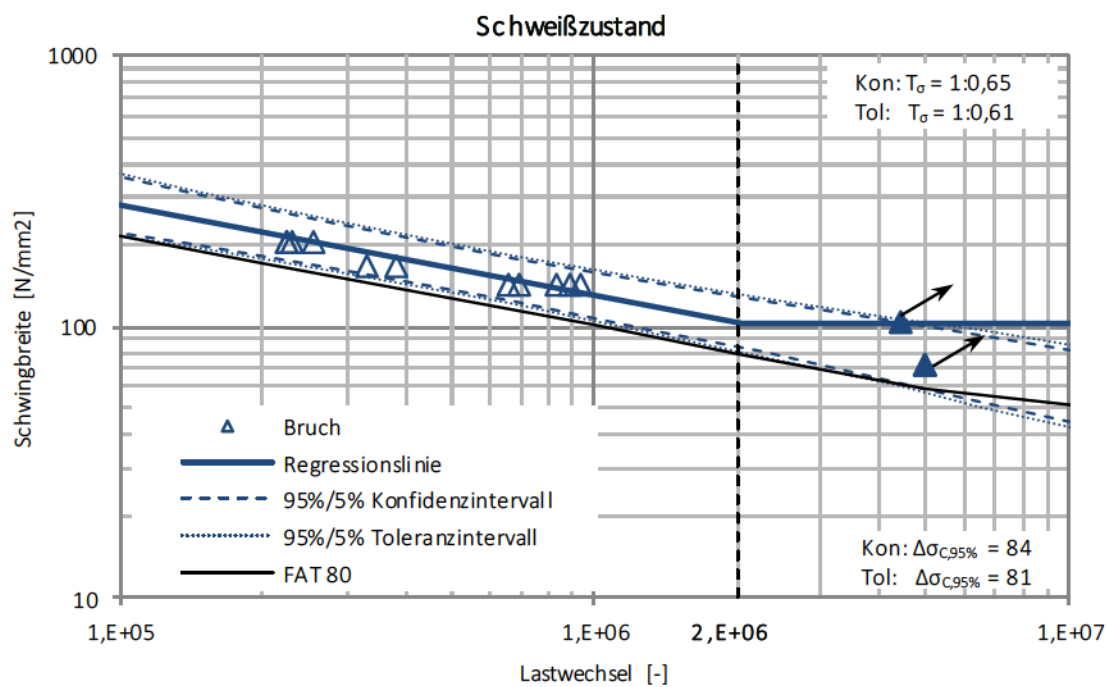


Abb. 34: Wöhlerdiagramm des Schweißzustands mit Streuungsband

Steigung der Linie:	m=3				
Beanspruchung:	Zugschwellbeanspruchung (R=0,1)				
Wöhlerkurve:	$y_m = \alpha + \beta \cdot x$				
$P_{\bar{U}}=50\%$	$\lg N_{50\%} = \alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}$				
$P_{\bar{U}}=5\%$	$\lg N_{5\%} = (\alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}) + k \cdot s \cdot f$				
$P_{\bar{U}}=95\%$	$\lg N_{95\%} = (\alpha + \beta \cdot \lg \Delta\sigma_{50\%}) - k \cdot s \cdot f$				
Streuung:	$T_\sigma = 1: \frac{\Delta\sigma_{C,95\%}}{\Delta\sigma_{C,5\%}}$				
Charakteristische Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechseln:	$\Delta\sigma_{C,95\%}$ [N/mm ²]	Konfidenzintervall	90,86	→ T_σ	1,88
		Toleranzintervall	86,82	→ T_σ	2,06
Kerbfall nach EC	FAT [N/mm ²]	Toleranzintervall	80 ?	X	X

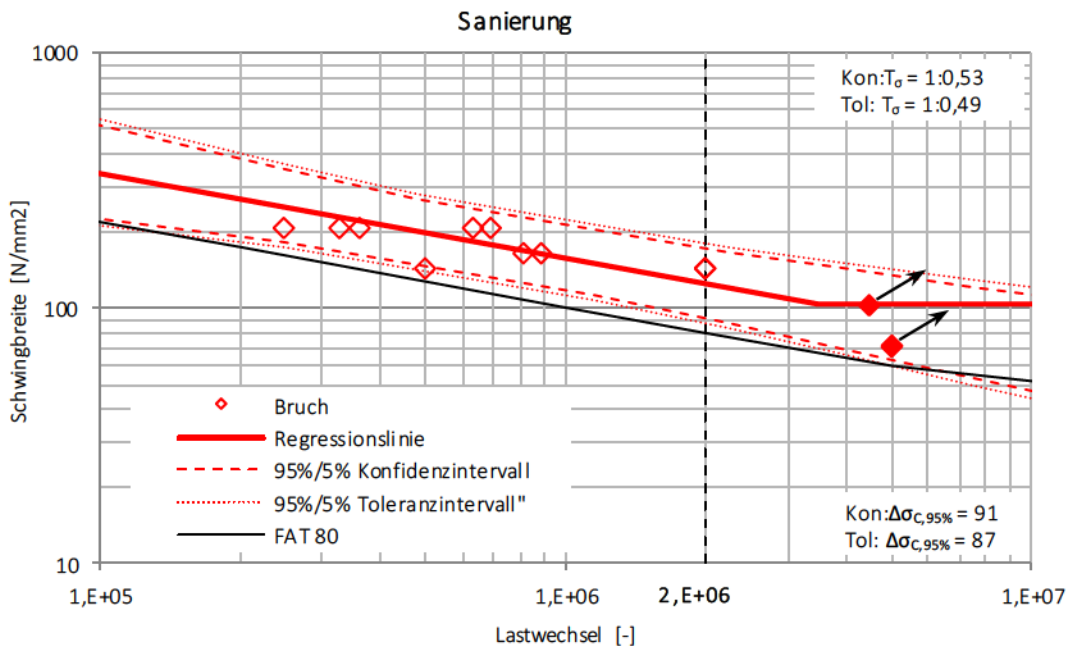


Abb. 35: Wöhlerdiagramm der Sanierung mit Streuungsband

Wöhlerkurve:				lgN	=	α	+	β	lg σ
Toler.	P	=	95% :	lgN	=	1,07695E+12	+	-3	lg σ
Konfid.	P	=	95% :	lgN	=	1,17920E+12	+	-3	lg σ

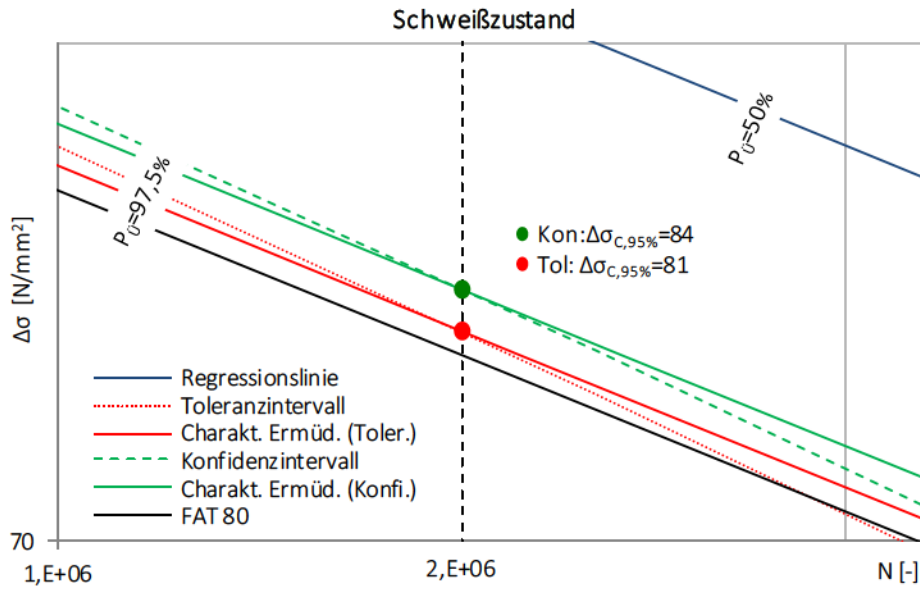


Abb. 36: Schweißzustand: Ermittlung der Wöhlerlinie im Sinne des ECs

Wöhlerkurve:				lgN	=	α	+	β	lg σ
Toler.	P	=	95% :	lgN	=	1,30958E+12	+	-3	lg σ
Konfid.	P	=	95% :	lgN	=	1,50033E+12	+	-3	lg σ

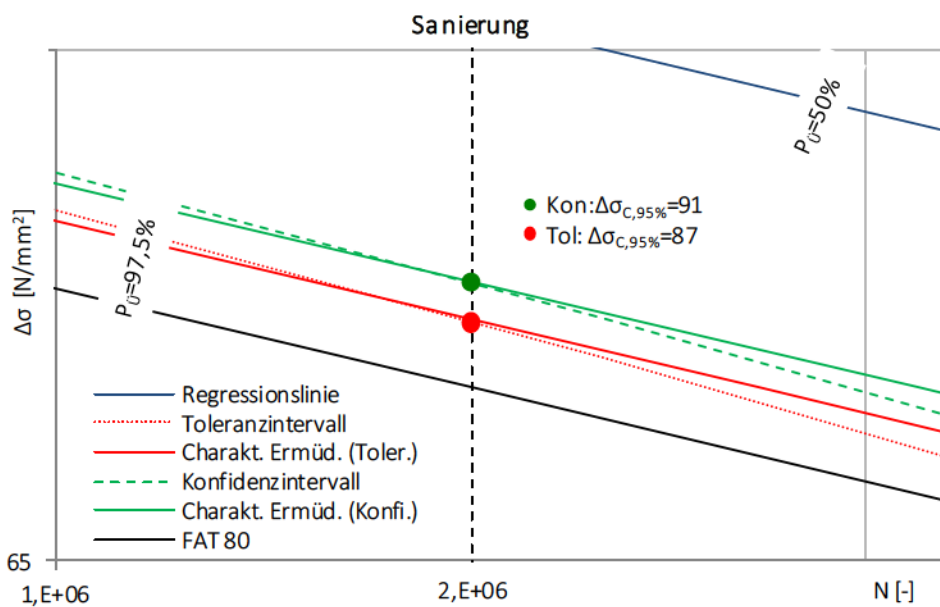


Abb. 37: Sanierung: Ermittlung der Wöhlerlinie im Sinne des ECs

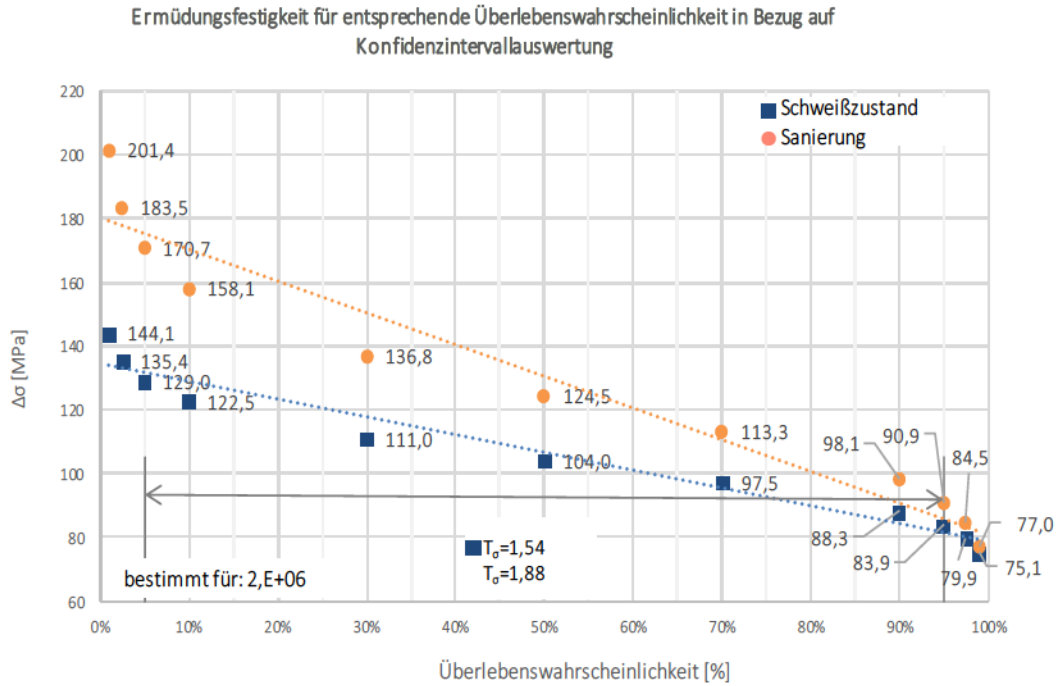


Abb. 38: Ermüdungsfestigkeit vom Urzustand und nach der Sanierung bei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten in Bezug auf Konfidenzintervallauswertung

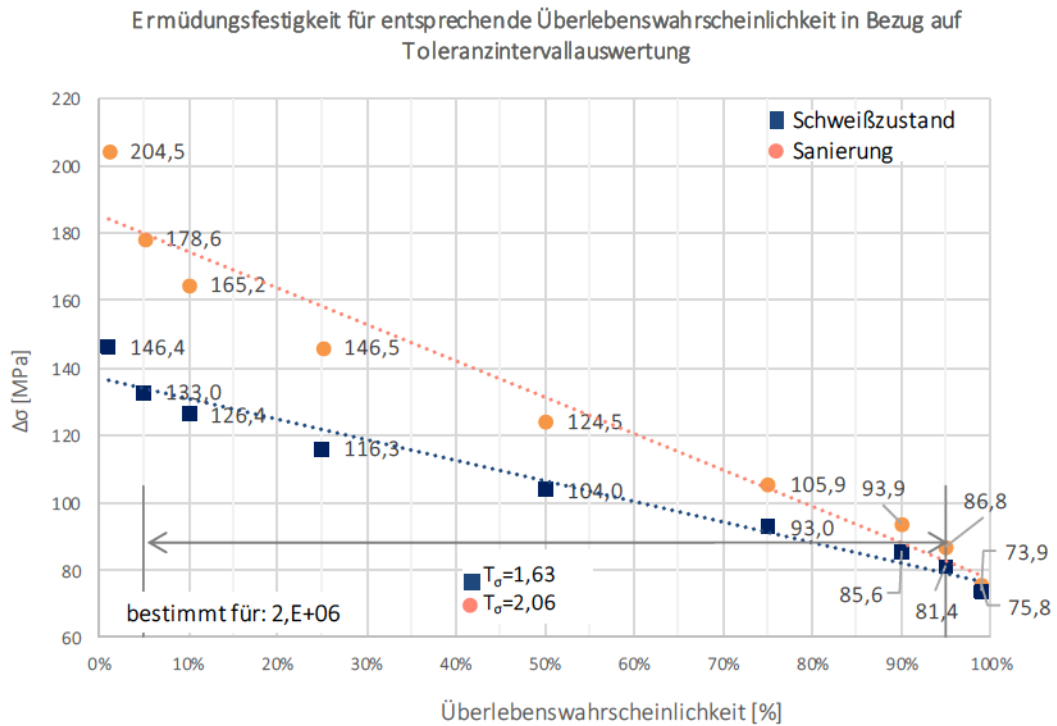


Abb. 39: Ermüdungsfestigkeit vom Urzustand und nach der Sanierung bei verschiedenen Überlebenswahrscheinlichkeiten in Bezug auf Toleranzintervallauswertung

3.4 Begleituntersuchungen

3.4.1 Eigenspannungsmessungen

Um den Einfluss der Sanierung und Nachbehandlungsverfahren auf den schweißbedingten Eigenspannungsverlauf untersuchen zu können, wurden Eigenspannungsuntersuchungen und -berechnungen durchgeführt.

In Literatur und Richtlinien, wie [Gur79], [Rad03], [Hob08] wird festgelegt, dass die Zugeigenspannungen in Schweißverbindungen immer noch häufig in Höhe der Streckgrenze betrachtet werden. Die Erkenntnisse des entsprechenden Artikels [Nit13] machen jedoch deutlich, dass die Eigenspannungen in solcher Höhe nur unter ganz speziellen Abkühlbedingungen entstehen können und zwar nicht nur an potentiellen Anrissstellen wie dem Nahtübergang, sondern viel eher im Schweißgut. Häufig treten solche speziellen Abkühlbedingungen in der Praxis nicht auf. Mit Hilfe von experimentellen Untersuchungen lässt sich jedoch die tatsächliche Höhe der Zugeigenspannungen ermitteln. In vielen wissenschaftlichen Arbeiten wird dazu die Unabhängigkeit der Schwingfestigkeit von den Mittelspannungen angenommen. Dies ist auf die Annahme der Oberspannung in Höhe der Streckgrenze zurückzuführen. Die Autoren sind der Meinung, dass die Deutung der Eigenspannungen als Beanspruchung, wie der Mittelspannung, wenig Sinn ergibt. Die Eigenspannungen verlaufen in beanspruchungsabhängiger Veränderlichkeit und sollen aus diesem Grund sinnvoller den Werkstoffwiderstandsrößen zugeordnet werden. Die bisherigen umfangreichen Befunde der Eigenspannungsbetrachtungen für die Stumpfschweißverbindungen wurden im Rahmen des Forschungsvorhabens der TU Braunschweig [Nit13] um die Eigenspannungsbetrachtungen für Kehlnähte erweitert.

Obwohl die genauen Eigenspannungsmessungen in vielen Quellen nicht vorliegen, werden die Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze i. d. R. angenommen. Dies hat eine Plausibilitätsbetrachtung zur Folge. Entsprechen die Eigenspannungen tatsächlich den Annahmen, speziell am Anrissort und können sie als eine Einflussgröße auf die Schwingfestigkeit einwirken? Ändert ein Einfluss des Wiederschweißens infolge der Reparaturmaßnahmen den Eigenspannungsverlauf? Um diese Fragen beantworten zu können, wurden im Rahmen dieser Arbeit gründliche Eigenspannungsmessungen sowohl beim Schweißzustand als auch für die sanierten Schweißnähte durchgeführt.

Eigen Spannungsmessungen

Die ES Messungen wurden im Zuge des Forschungsprojektes AiF (IGF-Nr.:54 EBG) [Nit15], an dem die LHS der BTU Cottbus beteiligt war, durchgeführt. Als Messverfahren wurde eine universell anwendbare Röntgendiffraktometrie ausgewählt. Diese Methode ist zerstörungsfrei und eignet sich gut zur Messung der Eigen spannungen an der Oberfläche. Laut des Artikels [Nit13] empfiehlt sich diese bei Ermüdungs festigkeitsversuchen, da so kein Eingriff in das mechanische Gleichgewicht vorgenommen wird. Der Eigen spannungsverlauf wurde röntgenographisch mit einem Ψ -Diffraktometer unter Verwendung von CrKa-Strahlung ermittelt. Die Berechnung erfolgte mit $\sin^2 \Psi$ -Verfahren aus $\{211\}$ -Interferenzlinien bei einem 11Ψ -Winkel [Mach61], [Nit15]. Der Durchmesser des verwendeten Kollimators betrug 2 mm.

Bestimmt wurden jeweils die Quereigen spannungen, bezogen auf die Messlinie beginnend quer von dem Schweißnahtübergang, siehe Abb. 40. Es ist dabei zu erwähnen, dass die Beanspruchungen sich genau mit den Quereigen spannungen überlagern.

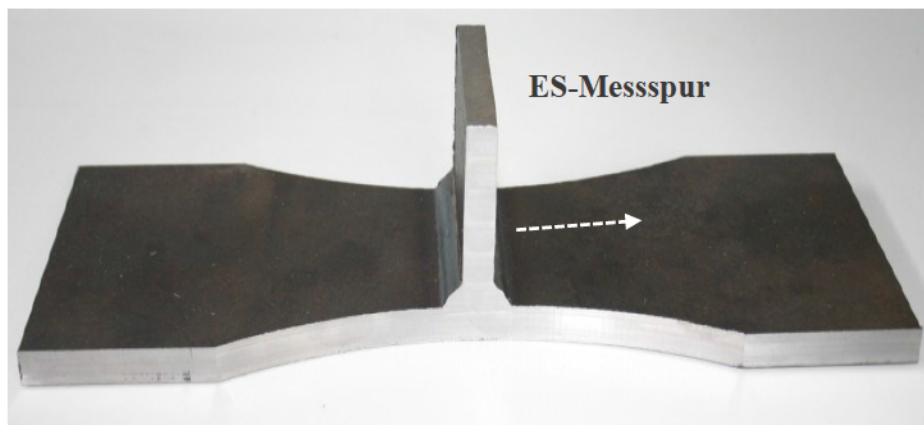


Abb. 40: Position der Messlinie für die Quereigen spannungsbestimmung

Im Rahmen der Schweißnahtvorbereitung wurden die Walzhautrückstände und die Zunderschichten mit einer Druckluft-Strahlmaschine gereinigt, um so Ungenauigkeiten bei den Eigen spannungsmessungen zu vermeiden. Die Reinigung wurde dabei ausschließlich an den nahtnahen Bereichen durchgeführt. Infolge des Reinigungsstrahlens treten Druckeigen spannungen in den schweißnahtnahen Zonen auf, die sich mit den, aus dem Schweißprozess resultierenden Zugeigen spannungen überlagern. Die Ergebnisse machen deutlich, dass die reinigungsgestahlten Proben lediglich im Druckbereich lagen und am durch Anriss gefährdeten Nahtübergang nur 20-30 MPa aufwiesen. In den weiter entfernten und nicht reinigungsgestahlten Bereichen wurden Druckeigen spannungen in Höhe von bis zu -200 MPa induziert. Dies kann Abb. 41 entnommen werden. Ein anschließendes Spannungsarmglühen

wurde an diesen Stellen vernachlässigt. Dies hatte eine Durchführung der Versuche in einem möglichst realitätsnahen Zustand zur Folge. Ebenso wurden die Eigenspannungen für die Probe vor und nach dem Zertrennen analysiert, um so eventuelle Auswirkungen mechanischer Ausarbeitungen nachzuweisen. Zu erkennen sind nur marginale Abweichungen, die vernachlässigt werden können, siehe Abb. 41. Die Messungen an den Blechproben konnten die Annahme, die normalisierend gewalzten Bauteile seien weitestgehend eigenspannungsfrei, bestätigen [Nit15].

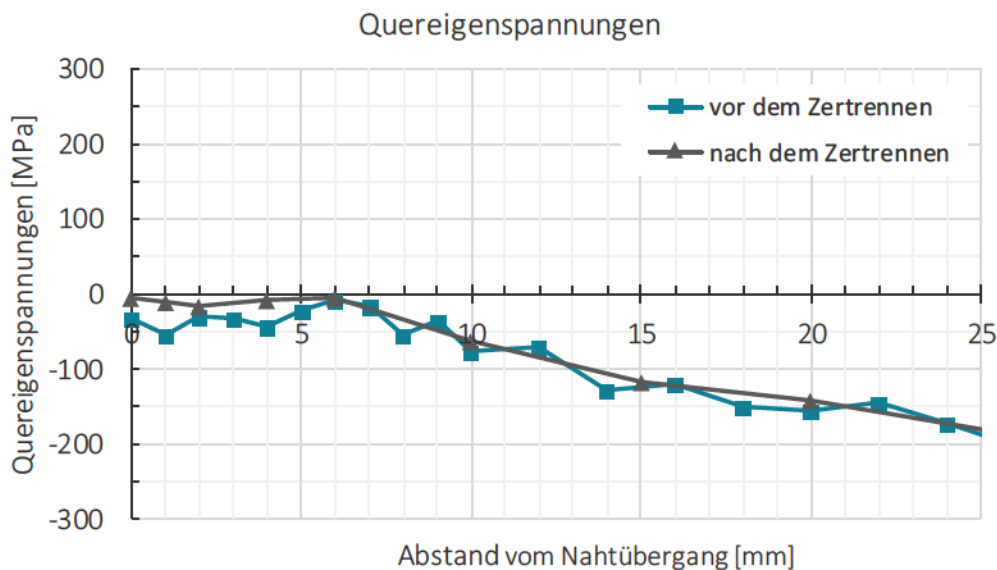


Abb. 41: Röntgenografisch bestimmte Quereigenspannungen in unterschiedlichen Bearbeitungszuständen [Nit15]

Da die Eigenspannungsanalyse vor der Auswertung der Ermüdungsversuche durchgeführt wurde, sind dabei alle drei Zustände dargestellt, obwohl in der weiteren Betrachtung die nahtnachbehandelten Proben nicht berücksichtigt werden. Abb. 42 stellt die Ergebnisse gegenüber. Die Untersuchungen beim Schweißzustand zeigten am anrisskritischen Nahtübergang einer anderen Versuchsprobe einen quantitativ vergleichbaren Eigenspannungszustand, vgl. Abb. 41. Der Unterschied ist mit zunehmendem Abstand vom Nahtübergang erkennbar. Dies kann auf das, hierbei nicht durchgeführte Reinigungsstrahlen zurückgeführt werden. Die Ergebnisse machen jedoch deutlich, dass die Eigenspannungen am Nahtübergang weder im Zugbereich noch in der Höhe der Streckgrenze des Stahles lagen. Im Gegensatz dazu wurden für den reparaturgeschweißten Zustand die Zugeigenspannungen gemessen. Die ermittelten Werte waren jedoch nicht groß. Das Maximum in Höhe von 80 MPa lag 2 mm vom Nahtübergang entfernt. Im Anschluss an die mechanische Schweißnahtnachbehandlung wurden Druckeigenspannungen von -150 MPa am Schweißnahtübergang gemessen. Durch das Hämmern wurden deutlich messbare Druckeigenspannungen auf die Probe

induziert. Zu erkennen ist ein Maximum der Druckeigenstressungen mit einem Wert von ca. -350 MPa in einem Abstand von etwa 10 mm zum Nahtübergang.

Die Ergebnisse haben deutlich gezeigt, dass im nahtnahen Bereich lediglich bei den sanierten Proben ein höherer Zugeigenstressungsverlauf gemessen wurde. Ab einem Abstand von 3 mm zum Nahtübergang sinken die Quereigenstressungen für alle drei Zustände. Ab einem Abstand von 6 mm befinden sie sich ausschließlich im Druckbereich. Dadurch, dass nach der Reparatur keine Zugeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze des verwendeten Stahls, sondern in einem viel niedrigeren Wert von ca. 50 MPa aufgetreten sind, machte die Anwendung des Nahtnachbehandlungsverfahrens wenig Sinn. Die voranstehenden Messungen haben die Ergebnisse der Ermüdungsversuche bestätigt. Die daraus folgenden Schweißsimulationen beziehen sich ausschließlich auf den Schweißzustand und den reparaturgeschweißten Zustand, siehe Abschnitt 4.4.

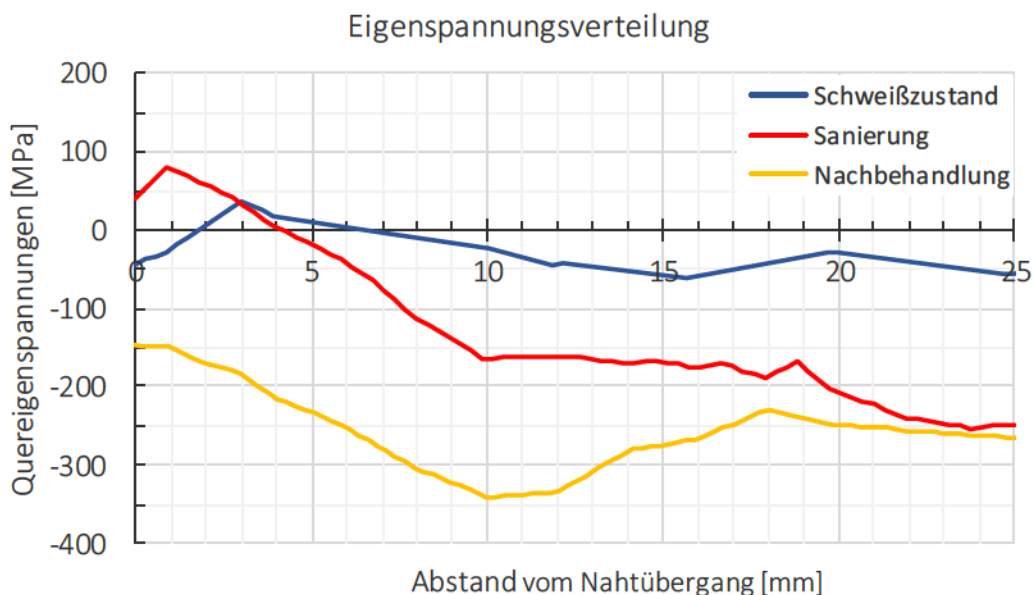


Abb. 42: Quereigenstressungsverteilung in allen drei untersuchten Zuständen [Nit15]

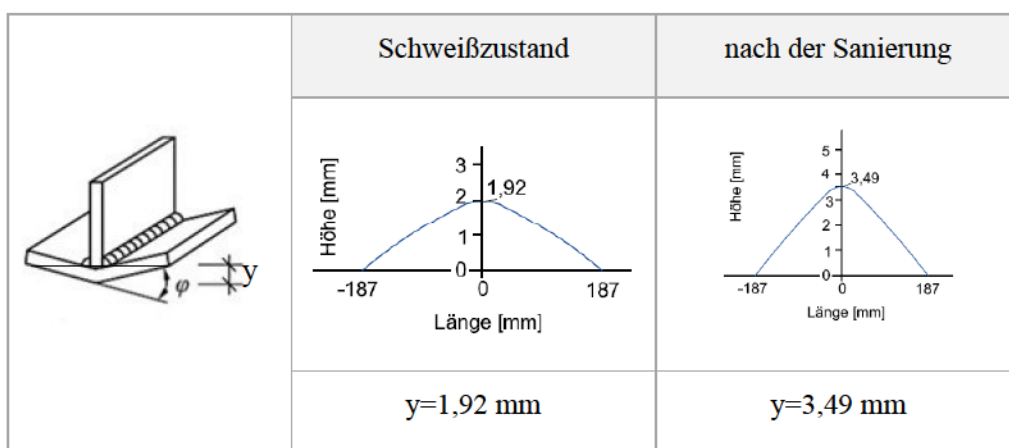
3.4.2 Verzugsmessungen

Die durchgeführten Messungen der Eigenstressungen machen deutlich, dass sich im Kerbgrund nur kleine oder sogar keinerlei Zugeigenstressungen befinden. Sie verursachen hingegen die Entstehung von Verzügen, was beim späteren Zugversuch und Dauerschwingversuch zu einem Moment und damit zu einer Vorbeanspruchung führen kann. Demzufolge sind die entstehenden Verzüge für das Auftreten der sekundären Biegespannung maßgebend. Solche Spannungen können unter anderem infolge des Einbaus der verzogenen Probe in die Prüfmaschine entstehen und weisen dabei sehr hohe Werte auf. So erreichen die maximalen

Zugspannungen des Biegespannungsverlaufs schon bei geringen Verzügen erheblich große Spannungen. Diese wirken als Mittelspannungen und reduzieren in Zusammenwirkung mit der starken Kerbwirkung entsprechend die Schwingfestigkeit [Nit13].

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Fertigungsimperfectionen und die wegen des Schweißprozesses entstehenden Verzüge mittels einer Lasertriangulation vermessen. Für jede Gruppe, d. h. im Schweißzustand und nach der Sanierung, wurden mehrere Proben gemessen, um einen Durchschnittswert zu ermitteln. Dies ist Tab. 18 zu entnehmen.

Tab. 18: Winkelschrumpfung an Kehlnähten (li.), Winkelverzug der Gruppe I (mi.), Winkelverzug der Gruppe II (re.)



Bevor die Grundplatte mit der Steife verschweißt werden konnte, wurde diese gegen Verzug geheftet, siehe Abb. 15. Aus den geschweißten Blechen konnten anschließend die einzelnen Probekörper geschnitten werden. Dabei ergaben sich unterschiedliche Verzüge je nach Position. Probenteile vom Rand wiesen weniger höhere Werte auf, als die aus der Mitte der Grundplatte. Dies kann auf die Anfangsphase des Schweißprozesses zurückgeführt werden. Bei den sanierten Proben wurden zudem infolge des doppelten Schweißens erheblich größere Werte der Verzüge festgestellt, siehe Tab. 18 (re.). Die Prüfkörper waren während des Reparaturschweißens eingespannt. Die daraus resultierende Winkelschrumpfung ist in Abb. 43 abgebildet.

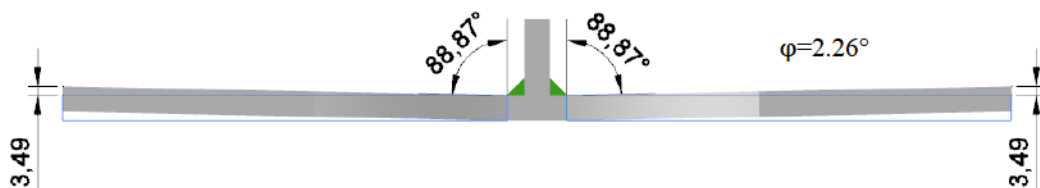


Abb. 43: Winkelschrumpfung ϕ an sanierter Probe

Aus dem gemessenen Verzug ließ sich mittels des Formelapparates zur analytischen Bewertung von Kantenversätzen nach Tab. 6 der Spannungserhöhungsfaktor k_m ermitteln.

Die Berechnungen ergaben entsprechend:

- $k_m=1,45$ für den Urzustand,
- $k_m=1,88$ für die Reparaturschweißung.

Durch den Spannungserhöhungsfaktor ist der Einfluss der sekundären Biegespannung analytisch zu ersetzen. Dies wird anschließend in der Bewertung der Ermüdungsfestigkeit der Proben im Schweißzustand bzw. nach der Reparaturschweißung berücksichtigt.

3.4.3 Temperaturmessungen

Die gemessenen Eigenspannungsverläufe wurden zusätzlich durch eine Schweißsimulation erweitert. Um diese durchführen zu können, waren Messungen des Temperaturfeldes nötig. Aus diesem Grund wurden bei der Herstellung bzw. der Reparatur der Schweißproben während des Schweißens und Wiederschweißens die Temperaturverläufe gemessen. Dabei wurden Typ-K Thermoelemente verwendet, die punktförmig an verschiedenen Orten auf die Proben aufgeschweißt wurden. Die Höhe der Spitzentemperatur in Messungen hängt von der Lage des Messpunktes innerhalb der WEZ ab. Die Messungen erfolgten bis zur vollständigen Abkühlung. Die Einordnung der Thermoelemente sowohl beim Aufschweißen der Quersteife als auch beim Reparaturschweißen sind den folgenden Skizzen (siehe Abb. 44) zu entnehmen. Genauere Dimensionen zwischen den Thermoelementen sind in der Legende der Diagramme mit entstandenen Ergebnissen angegeben. Die Abstände wurden senkrecht zur Quersteife angenommen.

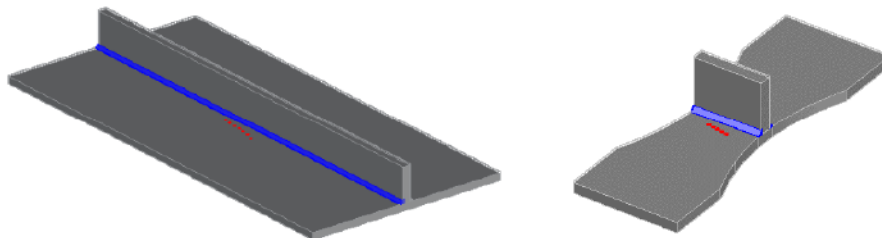


Abb. 44: Anordnung der Thermoelemente beim Aufschweißen der Quersteife (li.) und beim Reparaturschweißen (re.)

Das vorherige Schweißen der Quersteife zu den Grundplatten wurde auf beiden Seiten einlagig durchgeführt. Das Reparaturschweißen musste durch relativ schwere Mängel am Material infolge des Ausschleifens 3-lagig durchgeführt werden, dies ist durch das Auftreten

3 Experimentelle Untersuchungen

mehrerer Spitzentemperaturen in den Diagrammen zu erkennen. Im Allgemeinen lieferten die Ergebnisse eine qualitative und quantitative Übereinstimmung. Die gemessenen Temperaturverläufe sind für das Aufschiessen der Quersteife in Abb. 45 und Abb. 46 bzw. für das Reparaturschweißen in Abb. 48 und Abb. 49 abgebildet. In Abb. 47 ist eine Probe mit befestigten Thermoelementen kurz vor dem Sanierungsprozess dargestellt.

Einige Thermoelemente waren so nah wie möglich zu der Quersteife bzw. zu der Naht aufzuschweißen. Um dabei ein potenzielles Anreißen der Thermoelemente wegen zu hoher Hitze vermeiden zu können, wurden diese zusätzlich durch Keramik verstärkt. Trotz dieser Maßnahme sind jedoch während des Vorgangs viele Proben kaputtgegangen, was in Abb. 48 und Abb. 49 zu sehen ist.

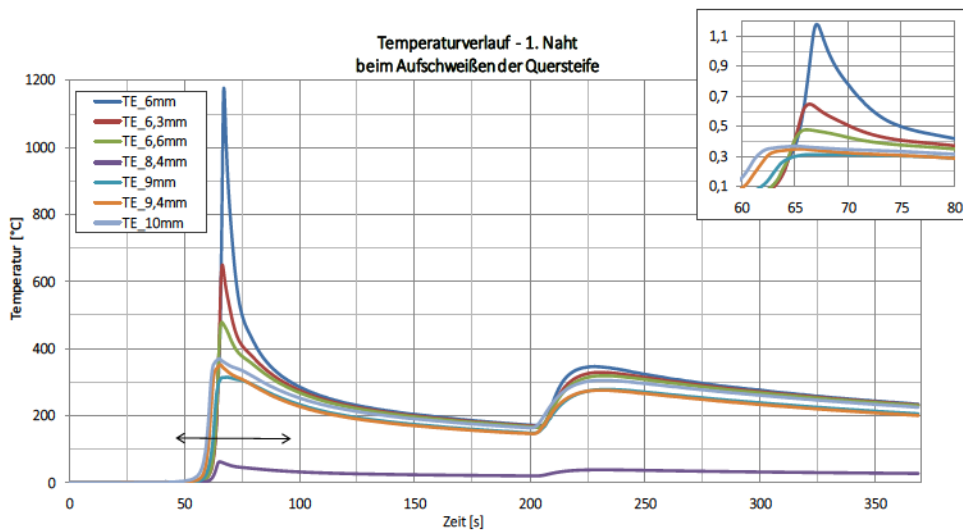


Abb. 45: Temperaturverlauf beim Aufschiessen der Quersteife (jeweils einlagig) für die erste Seite der Quersteife

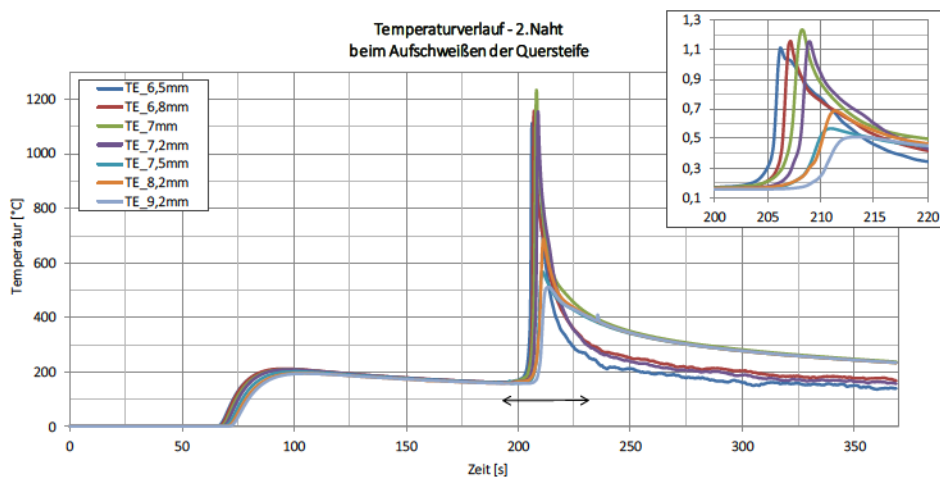


Abb. 46: Temperaturverlauf beim Aufschiessen der Quersteife (jeweils einlagig) für die zweite Seite der Quersteife

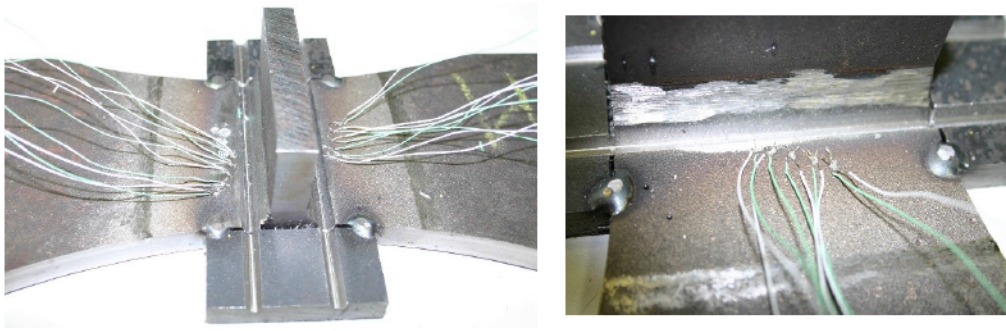


Abb. 47: Anordnung der Thermoelemente beim Reparaturschweißen

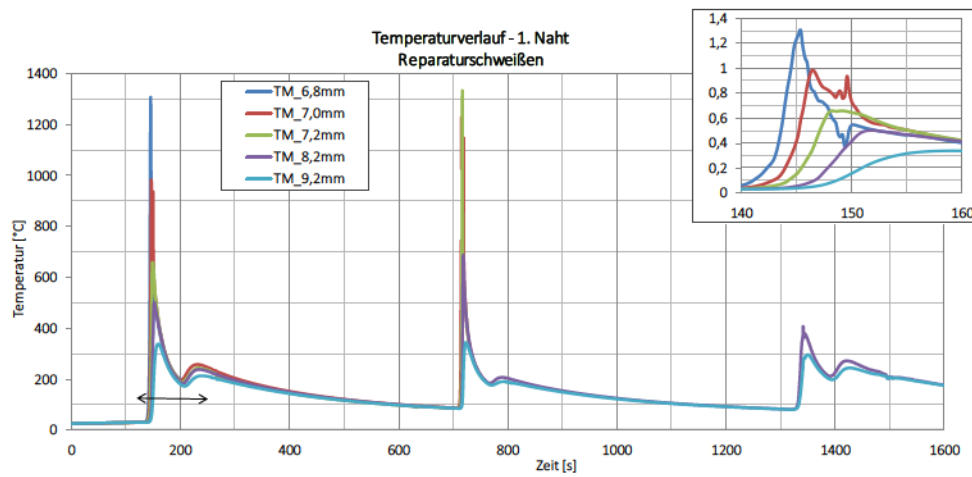


Abb. 48: Temperaturverlauf beim Reparaturschweißen (jeweils 3-lagig) für die erste Seite der Quersteife

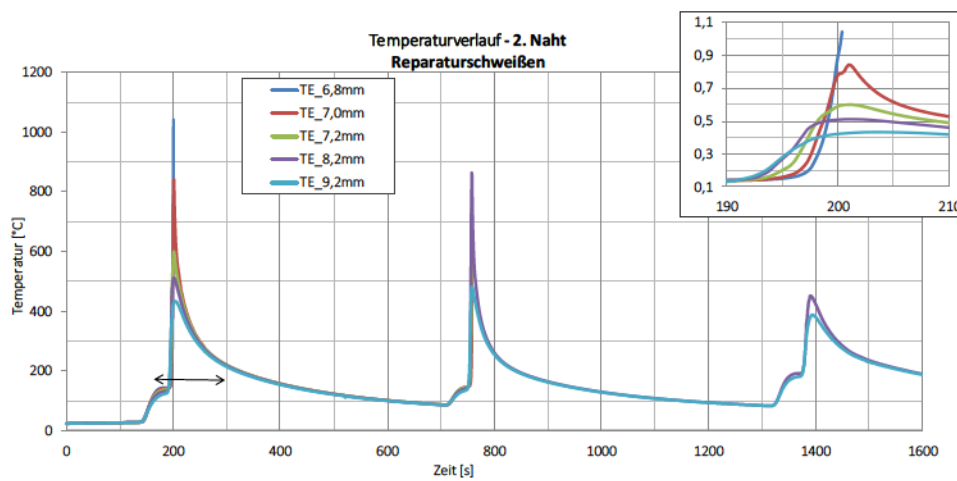


Abb. 49: Temperaturverlauf beim Reparaturschweißen (jeweils 3-lagig) für zweite Seite der Quersteife

3.4.3.1 Abkühlzeit

Die infolge des Schweißprozesses auftretenden Temperaturzyklen haben einen maßgeblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften im Bereich der Schweißnaht und der wärmebeeinflussten Zone. Diese Vorgänge können mittels Abkühlgeschwindigkeit (auch Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ genannt) beschrieben werden. Die vorhandene Literatur legt offen, dass das Umwandlungsverhalten des abkühlenden Austenits im Temperaturbereich zwischen 800°C bis 500°C die Stahleigenschaften (wie Gefügeausbildung, WEZ-Härte, Festigkeit und Zähigkeit) am stärksten beeinflusst.

Die grundsätzliche Abhängigkeit der Härte und der Zähigkeit in der WEZ von der Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ wird schematisch in Abb. 50 (links) dargestellt [Schu10]. Die Zähigkeit wurde dabei unter Berücksichtigung der sog. Übergangstemperatur der Kerbschlagzähigkeit betrachtet. Daraus folgt, dass bei schneller Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ eine sehr hohe Härte entsteht. Ein großer Anteil des Martensits ist darauf zurückzuführen (siehe Bereich I in Abb. 50 -links). Aus diesem Grund ist ein solches Gefüge sehr spröde und führt bei geschweißten Verbindungen wegen der geringeren Zähigkeit zur Entstehung von Rissen, häufig sog. Kaltrissen. Um die Abkühlgeschwindigkeit zu verringern bzw. die Entstehung von Kaltrissen und sehr hohen Härten zu vermeiden, sind einige Maßnahmen empfehlenswert. Dazu gehören unter anderem: die Erhöhung der Wärmeeinbringung, ein möglichst niedriger Gehalt von Wasserstoff durch Wahl des entsprechenden Schweißzusatzwerkstoffes und die Vorwärmung des Bauteils [Buch02]. Andererseits führt die langsame Abkühlung zu einer diffusionsgesteuerten Umwandlung, bei der weichere Gefüge wie Bainit und Ferrit (Bereich II in Abb. 50 -links) in der wärmebeeinflussten Zone entstehen [Wei15]. Dies führt zu deutlich geringeren Härten.

Im Großen und Ganzen müssen die Schweißbedingungen so gewählt werden, dass die $\Delta t_{8/5}$ Werte innerhalb bestimmter zulässiger Grenzwerte bleiben (Bereich II in Abb. 50-links) [Schu10]. Nach SCHULZE [Schu10] ergibt sich das Konzept der kontrollierten Wärmeführung beim Schweißen wie folgt: „*die Abkühlung darf nicht zu langsam, aber auch nicht zu schnell erfolgen*“.

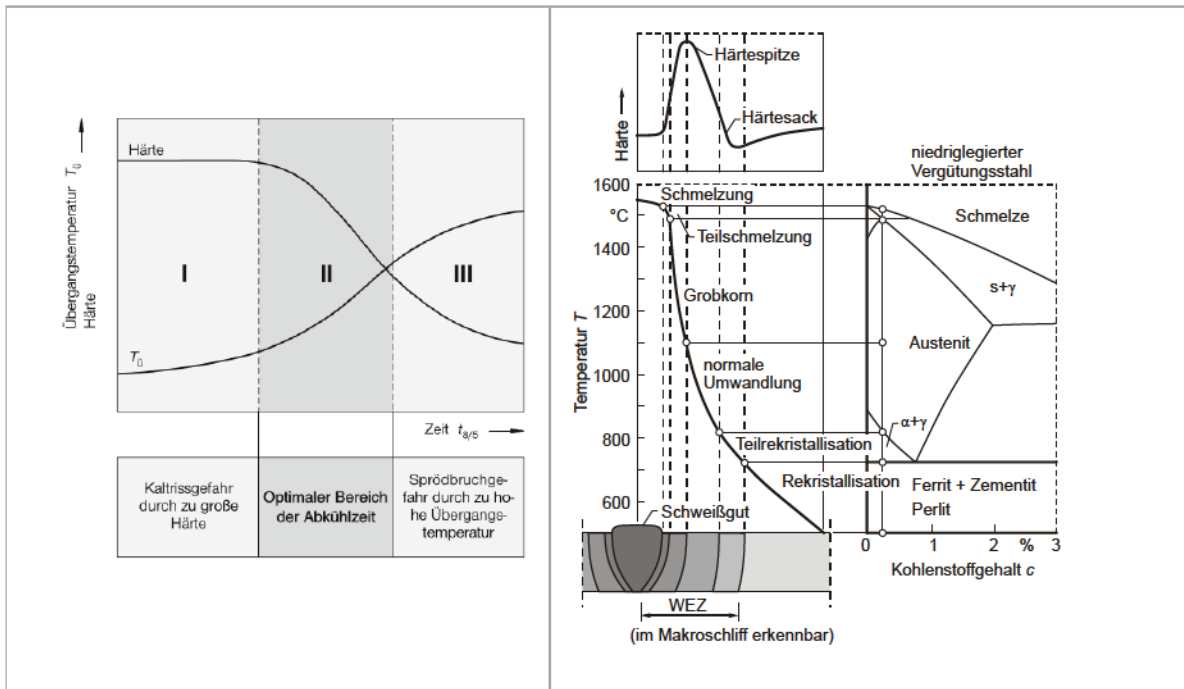


Abb. 50: Abhängigkeit der Härte und der Zähigkeit (genauer Übergangstemperatur der Kerbschlagzähigkeit) von der Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ in der WEZ, nach [Schu10] (li.), Gefügezonen und Härteverlauf in der WEZ beim Schweißprozess (re.), nach [Rad88]

Der Temperaturverlauf bzw. die Abkühlzeit an einem Messpunkt der WEZ ist jedoch von mehreren Einflussgrößen abhängig, siehe Abb. 51. Zu diesen gehören sowohl die geometrischen und chemischen Eigenschaften des Bauteils wie auch die Bedingungen des Schweißprozesses. Hingegen verursacht das Temperaturfeld Auswirkungen, die nachfolgend einen großen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit ausüben können, wie z. B. Rissbildung, Nahtform, Eigenspannungen oder Härte. Durch Variieren der Einflussgrößen auf das Temperaturfeld können die daraus folgenden Auswirkungen vorsätzlich geändert werden.

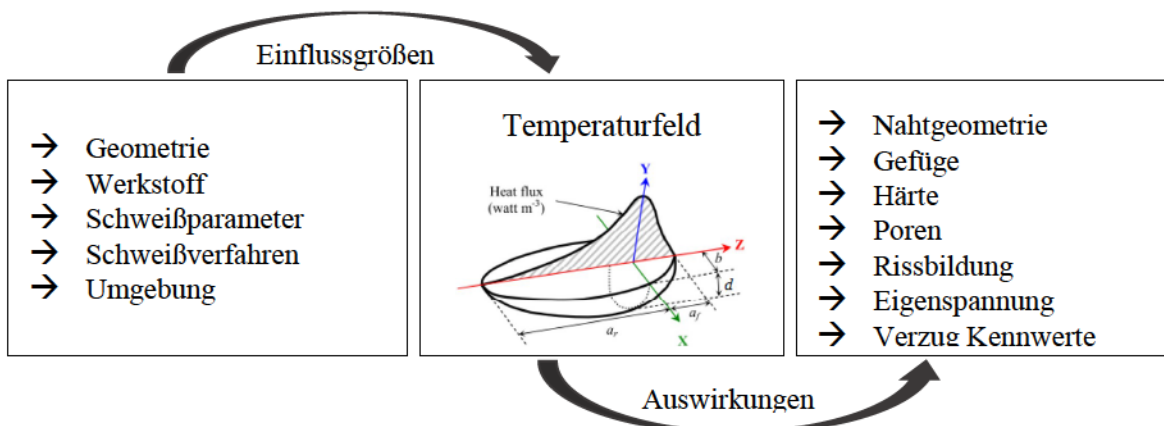


Abb. 51: Einflussgrößen auf das Temperaturfeld und die daraus folgenden Auswirkungen

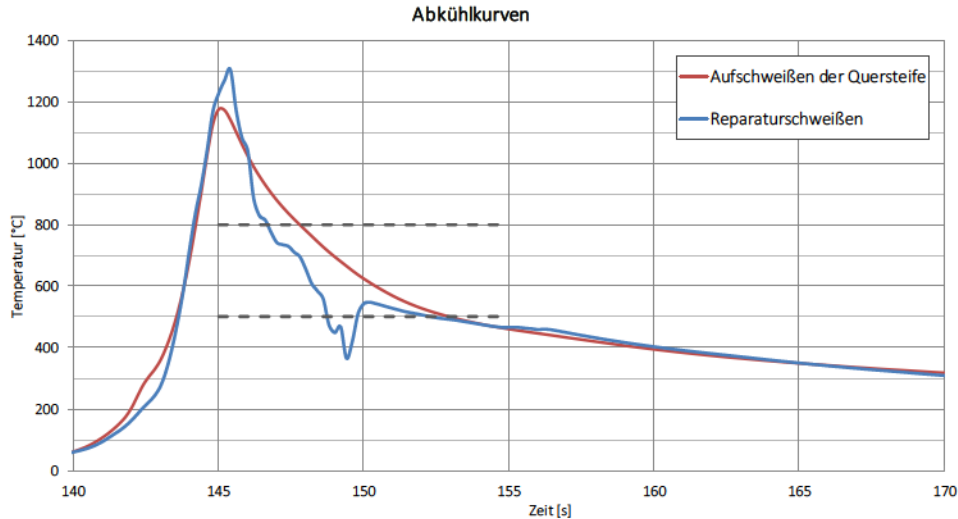


Abb. 52: Vergleich der gemessenen Temperaturverläufe exemplarisch an einem Messpunkt mit demselben Abstand beim Aufschweißen der Quersteife und Reparaturschweißen

In Abb. 52 ist die während des Aufschweißens der Quersteife und des Reparaturschweißens gemessene Temperaturverteilung in der Schweißverbindung aufgeführt. Daraus ließ sich die Abkühlzeit bestimmen, siehe Tab. 19. Diese Kenngröße kann ebenso bei Kenntnis der Schweißparameter und der Nahtgeometrie analytisch berechnet werden. Dadurch, dass die Nahtform nach der Sanierung geändert wurde, sind die folgenden Messungen für die Messstellen mit den geringsten und gleichzeitig den gleichen Abständen zum Nahtübergang für beide Zustände angebracht.

Tab. 19: Bestimmte Abkühlzeiten $\Delta t_{8/5}$

	Schweißverfahren	Abkühlzeit [s]
Schweißzustand	Metallaktivgasschweißen (135)	5,20
Reparaturschweißen	Lichtbogen - Handschweißen (111)	2,15

Die Temperaturmessungen für den Schweißzustand und das Reparaturschweißen betrachten nicht dieselben Geometrien an den Proben. Das Aufschweißen der Quersteife wurde noch vor dem Trennen der einzelnen Proben durchgeführt. Außerdem wurden dabei unterschiedliche Schweißprozesse und ein anderer Lagenaufbau angewendet. Dass der manuelle Schweißprozess nie kontinuierlich verläuft, zeigt sich im zackigen Verlauf der Temperaturkurve beim Reparaturschweißen. Aus allen diesen Gründen erfolgte der Vergleich der Temperaturentwertungen auf quantitativer Basis. Die bisherigen Studien des Schweißprozesses

zeigen, dass sich (in flächenmäßiger Betrachtung) die Isothermen beim Gasschweißen wesentlich größer als beim Lichtbogenhandschweißen ausbreiten. Sie erfassen ebenfalls den breiteren Bereich des Grundwerkstoffes. Das zeigt, dass eine wesentlich größere Wärmemenge beim Gasschweißen zugeführt wird. Dies bewirkt ein langsames Abkühlen der Schweißnaht und die Entstehung einer größeren Wärmeeinflusszone [Dil05]. Im Rahmen dieser Arbeit hat sich dies bestätigt, obwohl nach SCHULZE [Schu10] beide Zeiträume raschere Abkühlzeiten (d. h. mit $\Delta t_{8/5}$ zwischen 2 s und 6 s) erwartet wurden.

Demzufolge entstanden in beiden Zuständen spröde, rissanfällige Gefügeteilchen von Martensit, die zu örtlichen Aufhärtungen führten. Die Ergebnisse machen deutlich, dass sich die Proben beim Reparaturschweißen jedoch ein wenig schneller abkühlten. Dabei spielte neben dem Schweißprozess auch die Größe der Prüfkörper eine erhebliche Rolle. Das 3-lagige Reparaturschweißen hingegen bewirkte die Entstehung einer größeren Wärmeeinflusszone. Die Härtemessung wurde detailliert in Abschnitt 3.4.4 erläutert.

3.4.4 Mikrostruktur und Härtemessung

Zur Bestimmung der Schweißnahtqualität sowie zum Abgleich der numerischen Modelle mit den im Versuch ermittelten Werten, wurden Makroschliffe sowie Härtemessungen durchgeführt. Allgemein gilt, dass die Härteverteilung in den Schweißverbindungen auf inhomogene Weise verläuft. Deswegen führt sie, wie auch andere Werkstoffinhomogenitäten, zur Entstehung von Spannungskonzentrationen und anschließend zum Initiieren von Ermüdungsrissen. Die Makroschliffe und Härteverteilungen im Schweißzustand sowie nach erfolgter Reparaturschweißung können Abb. 53 entnommen werden.

Im unbehandelten Schweißzustand wies der Grundwerkstoff eine Härte von 140-220 HV auf, was deutlich geringer als in der Schweißnaht war. Die Naht selbst hatte eine Härte im Bereich von 220-340 HV, wobei in der Grobkornzone Werte von bis zu 420 HV erreicht wurden. An den Schweißnahtübergängen betrug die Ausgangshärte 220-380 HV. In der Grob- und Feinkornzone wiesen die gemessenen Härten Werte von über 400 HV auf. Solche hohen Härten sind nicht gewollt und sollten vermieden werden, da sie zur Verringerung der örtlichen Duktilität und dadurch zu einer Versprödung führen bzw. Rissbildung verursachen können. Dies ist auf das im Metall enthaltene Martensit zurückzuführen, was in den Gefügebildern ebenfalls zu erkennen ist. Sinnvoll ist es, das Bauteil vorher zu erwärmen. Dies

hat eine Verlangsamung der Abkühlgeschwindigkeit und dadurch eine Reduzierung des aus dem Martensit entstehenden, rissanfälligen Gefüges zur Folge.

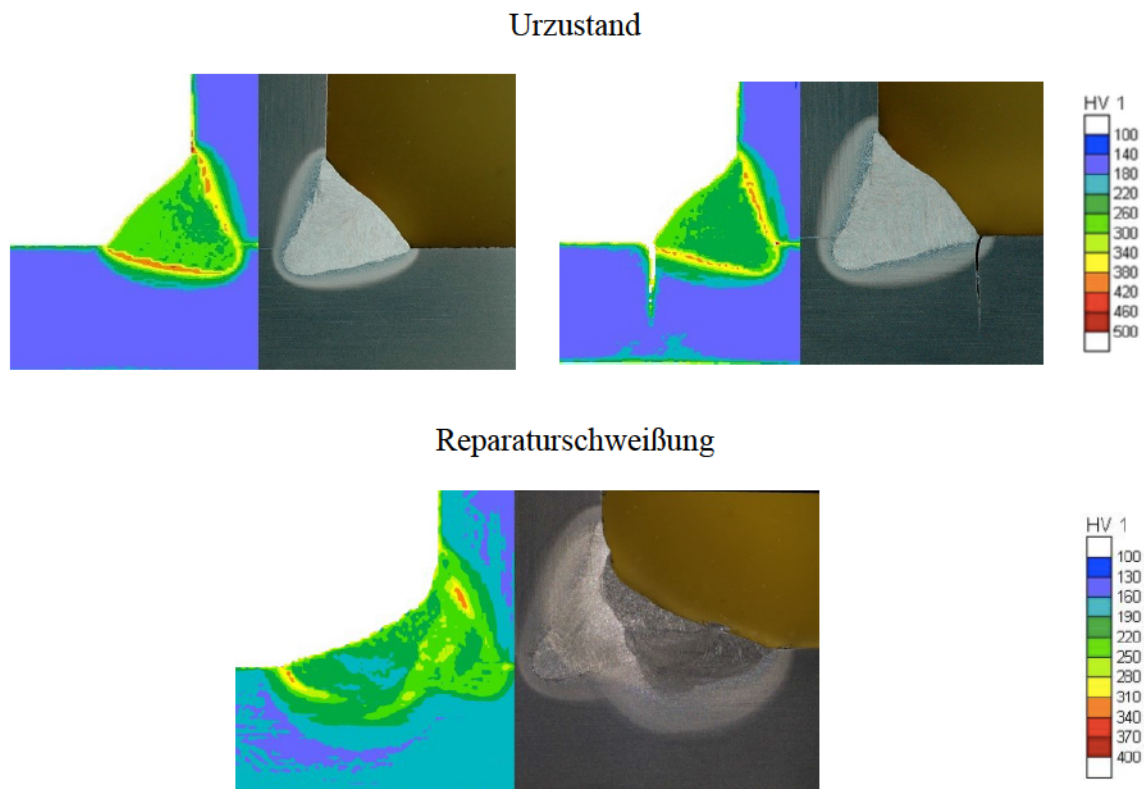


Abb. 53: Makroschliff und Härtemessung einer Schwingprobe im Urzustand (ob.-li.), zusätzlich mit Betrachtung eines Anrisses (ob.-re.) und nach der Reparatur (unt.)

Im Gegensatz zum Urzustand wurde bei der Reparaturschweißung eine Verminderung der Härte bemerkt. Die Härte der Wärmeeinflusszone wies geringere Werte auf, jedoch hatte das 3-lagige Reparaturschweißen eine deutlich verbreiterte Wärmeeinflusszone zur Folge. Die höchsten Aufhärtungsstellen betragen im Bereich der Grob- und Feinkornzone 280-340 HV, was im Vergleich zum Urzustand deutlich vorteilhafter ist. Da die Sanierung mit dem Lichtbogenschweißen schon an einzelnen, ausgefrästen Proben durchgeführt wurde, war die Abkühlgeschwindigkeit ein wenig schneller als im Urzustand. Diese führte zur Entstehung von Martensit, allerdings in geringerem Maße als beim Schweißzustand, was am Lagenaufbau liegen kann.

Sowohl die Härtemessungen als auch die Makroschliffe haben belegt, dass die Schweißungen der Prüfkörper beim Urzustand wie auch bei der Reparatur normgerecht durchgeführt wurden. Auffällig ist neben dem durchgeschweißten Vollanschluss, dass die Nahtübergänge im reparierten Zustand etwas flacher ausgebildet sind. Der vergrößerte Kerbradius am Nahtübergang wirkt sich in der Dauerschwingfestigkeit positiv aus. Dabei ist jedoch zu beachten, dass mehrlagiges Schweißen zur Entstehung von Kaltrissen bzw. Bindefehlern führen kann.

Im Großen und Ganzen wirkte sich die Sanierung in dem hier betrachteten Fall positiv auf die Härte der Schweißnaht und WEZ aus.

3.5 Ermittelte FAT-Klassen nach Nennspannungskonzept

In den Schwingfestigkeitsklassen nach EC [EN93_9] für das Nennspannungskonzept ist ein Winkelversatz von $y=1$ mm für die Quersteife bereits enthalten. Dieser Versatz bewirkt gegenüber einer versatzfreien idealen Bauteilgeometrie eine Spannungserhöhung um 20 % [Schl03]. Die untersuchten Proben wiesen relativ große Verzüge auf, da infolge des Schweißens fast keine Zugeigenspannungen vorhanden waren. Im Vergleich zum EC [EN93_9] besaßen die Proben des Urzustands doppelt so große Verzüge. Der Spannungserhöhungsfaktor der Proben betrug $k_m=1,45$. Die gemessenen Verzüge bei den sanierten Proben waren im Vergleich mit $k_m=1,88$ deutlich größer, vgl. Abschnitt 3.4.2. Wären die ganzen Bauteile untersucht worden, so hätte sich gezeigt, dass sie größere Eigenspannungen und kleinere Verzüge besitzen.

Aus den erhaltenen Ergebnissen lassen sich unabhängig von den Winkelversätzen die potenziellen FAT-Klassen im Sinne des ECs ermitteln. Die Werte sollten jedoch auf die gleiche Art und Weise wie im EC [EN93_9] beschrieben ermittelt werden, um so eine korrekte Vergleichbarkeit der Ermüdungsfestigkeit von ursprünglichen und reparierten Schweißnähten gewährleisten zu können. Im EC [EN93_9] ist ein Teil des Spannungserhöhungsfaktors $k_{m,vorh}$ bereits in die FAT-Klassen eingesetzt. Dementsprechend muss er in den zu ermittelnden Wöhlerkurven berücksichtigt werden. Für die Nennspannungen nach Tab. 7 beträgt der Spannungserhöhungsfaktor $k_{m,vorh}=1,20$. Sollten die vorhandenen Imperfektionen größere Werte als in den Wöhlerlinien berücksichtigt annehmen, müssen sie im Nachweis zusätzlich betrachtet werden. Somit lassen sich die FAT-Klassen mit Hilfe der Formel aus Gl. 45 ermitteln. Für den Urzustand wurde die FAT-Klasse gemäß Gl. 46 bestimmt. Die Ermittlung für die Reparaturschweißung kann Gl. 47 entnommen werden.

$$FAT = \frac{\Delta\sigma_{C,95\%} \cdot k_m}{k_{m,vorh}} \quad \text{Gl. 45}$$

$$FAT = \frac{81,4 \cdot 1,45}{1,2} = 98,3 \quad \text{Gl. 46}$$

$$FAT = \frac{86,8 \cdot 1,88}{1,2} = 136,0 \quad \text{Gl. 47}$$

Für den Urzustand ergab sich die FAT-Klasse 98. Nach EC weist das Detail die höchste geometrische Ähnlichkeit zum Kerbfall 80 auf. Daraus folgt, dass die Festigkeit um 22 % erhöht ist. Die Schlussfolgerung zeigt, dass der Kerbfall im EC eher konservativ angenommen wurde.

Die Proben der Gruppe II wurden als typisches Konstruktionsdetail der Schwingprobe nach EC betrachtet. Als Ausgangswert wurde für die Quersteife FAT 80 angenommen. Die Ergebnisse deuten darauf hin, dass die Schwingfestigkeit für die Reparaturschweißung erheblich höher ist als der Ausgangswert. Der Kerbfall beläuft sich dabei auf einen Wert von 136. Da bisher keine Daten von FAT für sanierte Nähte existieren, kann dies als maßgebend betrachtet werden. Die Ermüdungsfestigkeit nach der Sanierung wurde im Vergleich zur FAT aus dem EC um 71 % und zur neu ermittelten FAT um 40 % gesteigert. Der Sanierungsprozess scheint somit ein hohes Potential zu besitzen, was die Festigkeit betrifft.

In Abb. 54 und Abb. 55 sind die charakteristisch ermittelten Ermüdungsfestigkeitskurven abgebildet. Dort werden die Linien sowohl mit als auch ohne Berücksichtigung des k_m -Faktors (bezeichnet als FAT) aufgezeigt. Zusätzlich wurden die Regressionslinien und die untere Streuung aufgezeigt. Um eine bessere Kompatibilität mit dem EC zu erzielen, erfolgte dabei die statistische Bewertung durch die Betrachtung des Toleranzintervalls. In Tab. 20 wurden die im Rahmen dieser Arbeit ermittelten FAT-Klassen den FAT-Klassen aus dem EC gegenübergestellt.

Tab. 20: Gegenüberstellung der ermittelten FAT-Klassen

FAT nach Nennspannungen		
	nach EC	untersucht
Urzustand	80	98
Sanierung	80?	136

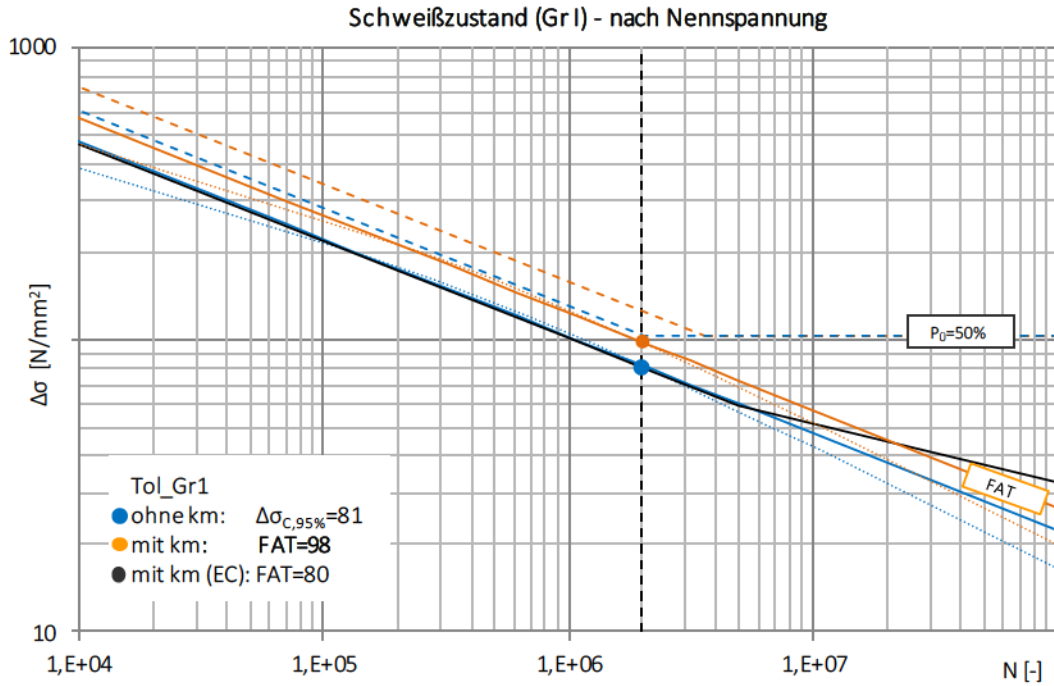


Abb. 54: Ermittelte FAT-Klasse für Schwingproben im Urzustand gemäß Nennspannungskonzept

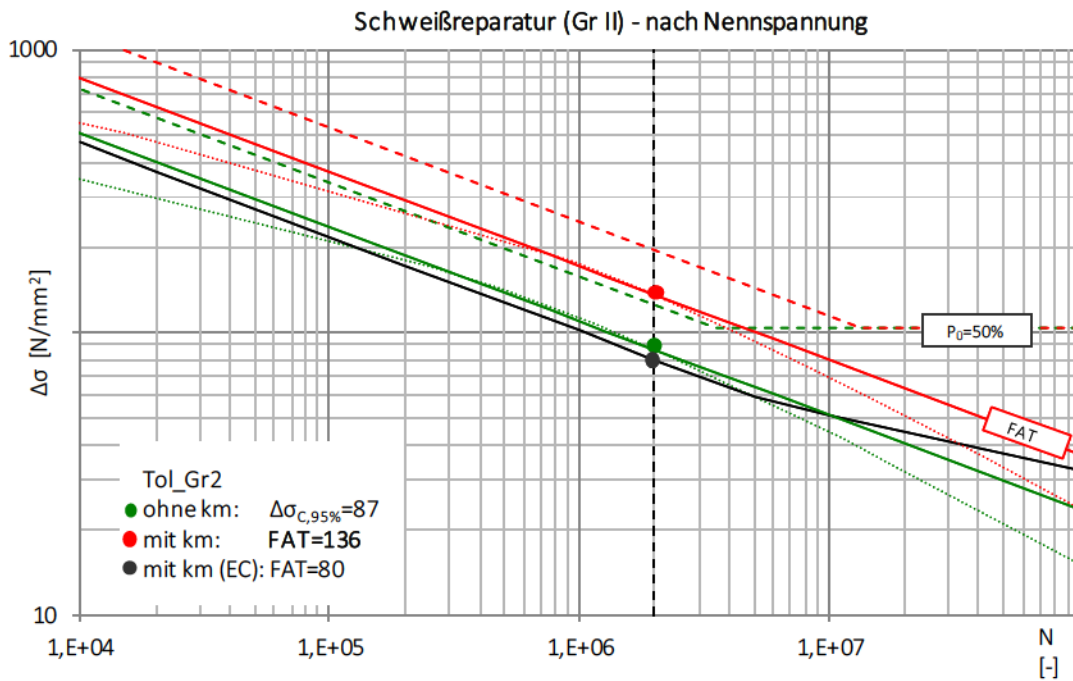


Abb. 55: Ermittelte FAT-Klasse für sanierte Schwingproben gemäß Nennspannungskonzept

4 Numerische Untersuchungen

4.1 Übersicht

Im folgenden Kapitel werden die eigenen numerischen Untersuchungen, die die Grundlage für die Ermittlung der Kerbwirkungsfaktoren beim Struktur- bzw. Kerbspannungskonzept darstellen, vorgestellt. Im Falle des Strukturspannungskonzeptes handelt es sich um eine effektive Strukturspannung an einem Hot-Spot σ_{hs} , die mit Hilfe der numerisch ermittelten Oberflächenspannungen und analytischer Extrapolation an einem Risseinleitungsort (Hot Spot) ermittelt werden kann. Zur Ermittlung der Kerbspannung wird das Konzept der effektiven Kerbspannung mit fiktivem Ersatzradius nach RADAJ verwendet. Durch Verwendung eines fiktiv vergrößerten Radius beim Einsatz numerischer Modelle lässt sich die ermittelte Kerbspannung direkt als ermüdungswirksame effektive Kerbspannung σ_f betrachten.

Um die relevanten Strukturspannungen am kritischen Ort ermitteln zu können, müssen bei den numerischen Berechnungen entsprechende Voraussetzungen und Richtlinien beachtet werden. Diese können aus Quellen wie [Nie95], [Rad06] oder [Nie18] entnommen werden. Im Falle der Kerbspannung gibt es keine festen Richtlinien, es sind allerdings einige Empfehlungen zur Modellierung nach IIW z. B. [Hob08], [Fri12] zu finden. Die Grundlagen des Struktur- bzw. des Kerbspannungskonzeptes sind bereits in Abschnitt 2.3.2.2 und 2.3.3.2 erläutert.

Die numerischen Analysen wurden mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) unter Anwendung des Programmsystems ABAQUS® durchgeführt. Bei den Untersuchungen handelte es sich bei beiden Konzepten um linear-elastische Berechnungen. Da ausreichend Rechenkapazität zur Verfügung stand, konnten die Berechnungen überwiegend an dreidimensionalen Volumenmodellen durchgeführt werden. Beim Kerbspannungskonzept ließ sich sowohl die Submodelltechnik als auch das zweidimensionale Schalenmodell verwenden. Die Struktur- bzw. Kerbspannungen wurden mit einer Einheitslast berechnet, die beim Probenquerschnitt an dem Schweißnahtübergang von 650 mm^2 eine Nennspannung von $1,0 \text{ N/mm}^2$ erzeugt [Schl03]. Somit konnten die ermittelten Spannungen direkt als Kerbwirkungsfaktoren (K_{hs} und K_f) betrachtet werden. Die Proben wurden entsprechend der experimentellen Untersuchungen durch eine axiale Zugkraft belastet. Als versagensmaßgebende Beanspruchungsgröße wird jeweils die 1. Hauptnormalspannung angesehen [Schl03]. Die numerischen Berechnungen erfolgten unter Berücksichtigung des Elastizitätsmoduls von

221.940 N/mm². Die Höhe des E-Moduls wurde durch den Zugversuch des Werkstoffes bestimmt, siehe Anhang B.

4.1.1 Vernetzungsstrategien nach ABAQUS

In ABAQUS gibt es die Möglichkeit, viele unterschiedliche Elementtypen für die Simulationsberechnungen auszuwählen. Dabei handelt es sich um Elemente linearer (Element 1. Ordnung, linearer Verschiebungsansatz; engl. first-order element) sowie quadratischer Interpolation (Element 2. Ordnung, quadratischer Verschiebungsansatz; engl. second-order element). Diese unterscheiden sich im Grad der Polynome der verwendeten Ansatzfunktionen. Im Falle der Continuumselemente C3D haben die linearen Elemente C3D8 8 und die quadratischen C3D20 20 Knoten. Bei Schalenelementen S8 handelt es sich um die quadratischen Elemente mit 8 Knoten. Mit Hilfe der Ansatzfunktionen wird die Steifigkeitsmatrix eines Elementes und demzufolge das ganze Gleichungssystem ermittelt. Diese Ansatzfunktionen hängen mit den sog. Gaußpunkten (auch Integrationspunkten genannt) zusammen, die sich innerhalb eines Elementes befinden und im Allgemeinen der Anzahl von Knoten entsprechen. Genau an den Gaußpunkten wird das primäre Ergebnis der FEM-Simulation, d. h. die globalen Knotenfreiwerte (Verschiebungen, Verdrehungen), geliefert. Anschließend können durch Rückrechnung weitere Elementkraftgrößen wie z. B. Spannungen ermittelt werden [Math10]. Die Ergebnisse der Werte an den Gaußpunkten werden vom Programm als Referenzwerte verwendet und auf den gesamten Bereich des Elementes interpoliert bzw. auf die Ecken extrapoliert.

Je höher der Polynomgrad ist, desto besser lässt sich die Interpolation anwenden. Es sind allerdings nicht alle Polynome für jeden Anwendungstyp geeignet, weshalb die Ansatzfunktionen mit höherem Polynomgrad nicht unbedingt die zutreffendsten Ergebnisse liefern. In den meisten Anwendungsfällen sind quadratische Elemente in den Ergebnissen genauer, da Elementsteifigkeitsmatrizen und dementsprechend das zu lösende Gesamtgleichungssystem entsprechend größer sind. Ein Nachteil ist jedoch die erheblich längere Rechenzeit und die damit verbundene höhere Speicherplatzintensität [Math10]. Bei der Wahl des Elementtyps musste daher ein Kompromiss zwischen der Genauigkeit der Ergebnisse und der aufgewendeten Zeit getroffen werden.

Um die Rechenzeit und den Speicherplatz besonders in dreidimensionalen Modellen einzusparen, gibt es die Möglichkeit, eine reduzierte Integration zu verwenden. Dabei handelt es sich um einen Vorgang, bei dem eine geringere Anzahl von Integrationspunkten verwendet wird. Die Ergebnisse der numerischen Integrationen lassen sich hierbei an dieser geringeren

Anzahl an Punkten kondensieren. Die reduziert integrierten Elemente verhalten sich in der Regel weicher als die voll integrierten Elemente. In ABAQUS hat der lineare Elementtyp C3D8 (volle Integration) 8 Integrationspunkte, während der Elementtyp C3D8R (reduzierte Integration) nur 1 Integrationspunkt besitzt. Analog verfügt der quadratische Elementtyp C3D20, der bei voller Integration 27 Integrationspunkte besitzt, bei der reduzierten lediglich über 8 Integrationspunkte. Bei den Schalenelementen quadratischer Interpolation S8 handelt es sich im Falle voller Integration ebenso um 8 Integrationspunkte. In Abb. 56 sind die in der vorliegenden Arbeit verwendeten 3D-Elemente dargestellt.

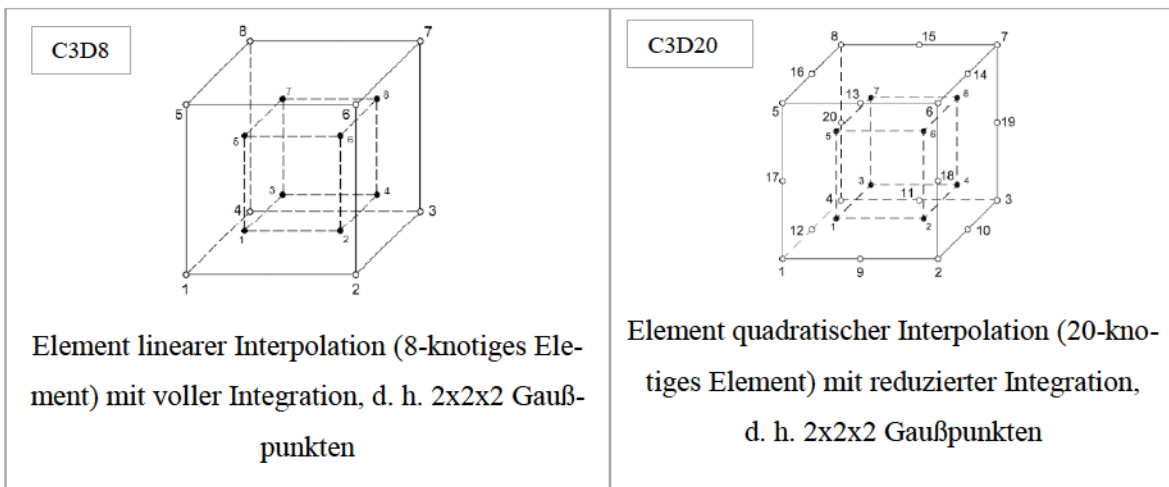


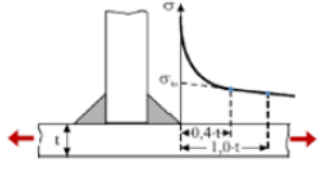
Abb. 56 Anordnung von Knoten- und Integrationspunkten für die Elementtypen C3D8 und C3D20R als ABAQUS Simulationen

4.2 Ermittlung der Strukturformzahl K_{hs}

4.2.1 Urzustand

Bei der Strukturspannungsermittlung für den Urzustand wurden verschiedene Modellierungsvarianten analysiert, um die optimalen Spannungsbeträge zu erhalten. Aufgrund der vorhandenen Berechnungskapazität und des relativ kleinen Bauteils konnten die FEM-Modelle mit Volumenelementen und feiner Vernetzung verwendet werden, vgl. Abschnitt 2.3.2.2 bzw. Tab. 3. Die weiteren Modellierungsparameter, wie der Typ der Elemente, Verfeinerung des FE-Netzes oder Anwendung des linearen- oder quadratischen Extrapolationsansatzes, wurden im Folgenden vergleichend analysiert. In Tab. 21 werden die verwendeten Modellvarianten vorgestellt.

Tab. 21: Durchgeführte Modellvarianten der oberflächigen Extrapolation

Extrapolationsansatz	Linear		Quadratisch
	 $\sigma_{hs} = 1,67\sigma_{0,4t} - 0,67\sigma_{1,0t}$		
Elementtyp	C320R		C38
Verdickung des Netzes	2x2_2	2x2_4	x
	4x4_4	4x4_1	4x4_4
		4x4_2	
		4x4_4	
		4x4_6	
6x6_6	x	x	
			C320R
			x
			4x4_4
			x

Zunächst wurden die Modelle der linearen Extrapolationsansätze berechnet. Die Ermittlung der Strukturspannung erfolgte bei feiner Vernetzung durch Extrapolation über zwei Punkte im Abstand von $0,4t$ und $1,0t$ von der Schweißnahtbrandkerbe [Schl03]. Die Extrapolationspunkte zum Ablesen der Spannungen liegen dabei auf den Elementknoten. Die Strukturspannung lässt sich am Hot-Spot anhand Gl. 48 ermitteln:

$$\sigma_{hs} = 1,67\sigma_{0,4t} - 0,67\sigma_{1,0t} \quad \text{Gl. 49}$$

Nach IIW [Hob08] bzw. [Nie18] wird für den linearen Extrapolationsansatz empfohlen, die 8-knotigen-Elemente (1.Ordnung) mit voller oder 20-knotigen-Elementen (2.Ordnung) mit reduzierter Integration zu verwenden. Beim Einsatz dieser Elemente kann gewährleistet werden, dass ein Anteil nicht linearer Spannungsspitzen im Kerbbereich unterdrückt bleibt, was die Voraussetzung für die Anwendung des Strukturspannungskonzeptes ist.

Zu Beginn wurden die Modelle mit 20-knotigen Elementen und mit reduzierter Integration vom Typ C3D20R verwendet. Da die Genauigkeit der Näherungslösung neben den Elementtypen ebenfalls von der Netzverfeinerung abhängen kann, wurden dabei verschiedene Vernetzungsvarianten getestet, siehe Tab. 21. Aufgrund der steilen Spannungsgradienten kommt dem Bereich der Schweißnaht bei der Vernetzung eine erhöhte Bedeutung zu [Lad16]. Die

entsprechenden Netzvarianten unterscheiden sich in der Vervielfachung der Elemente zwischen den Extrapolationsstellen und denen entlang der Blechdicke. Die 2x2_2 Vernetzung bezeichnet eine Netzstruktur mit doppelter Verfeinerung des Netzes zwischen den Extrapolationspunkten und somit über die Blechdicke. Analog gilt dies für die Vernetzungsvariante 4x4_4 und 6x6_6.

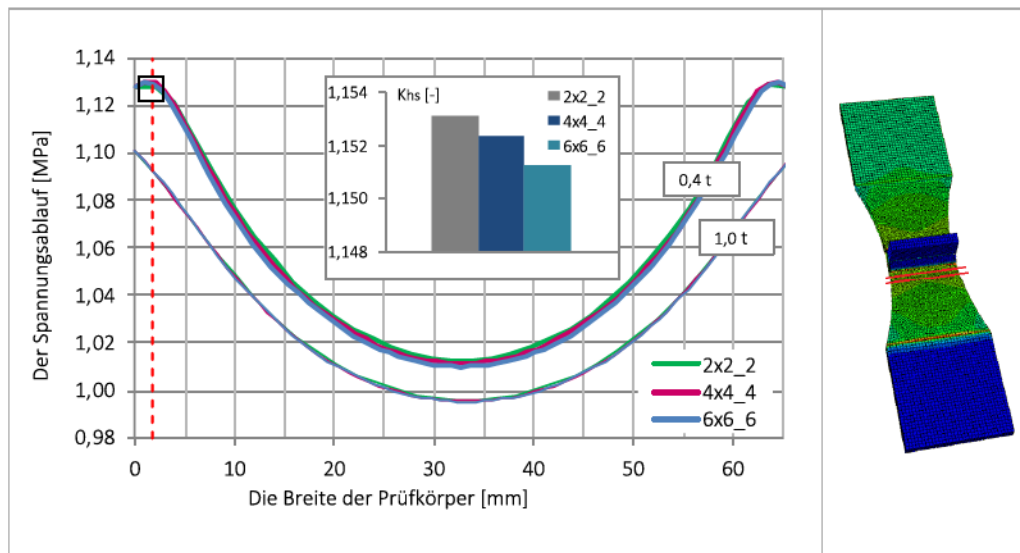


Abb. 57: Kalibrierung der Vernetzung auf Basis des linearen Extrapolationsansatzes (li.), FEM-Modell (re.)

In Abb. 57 sind die Spannungsverläufe für zwei unterschiedliche Extrapolationsabstände (0,4t und 1,0t) bei verschiedenen Vernetzungsvarianten dargestellt. Da die Nennspannung beim Probenquerschnitt am Schweißnahtübergang $1,0 \text{ N/mm}^2$ betrug, entspricht die Strukturspannung unmittelbar der Hot-Spot-Strukturformzahl K_{hs} . Der erhebliche Anstieg des Spannungsverlaufs an den Rändern ist auf die Geometrieverzögerung zurückzuführen. Das Diagramm in der Mitte zeigt die durch Extrapolation ermittelte Strukturspannung bzw. die Strukturformzahl K_{hs} am Nahtübergang (Hot Spot). Daraus folgt, dass eine feinere Vernetzung eine niedrigere Strukturformzahl K_{hs} aufweist. Die Unterschiede zwischen den entsprechenden Netzverdickungen sind jedoch geringfügig und können vernachlässigt werden. Aus diesem Grund wird eine Anwendung eines sehr feinen Netzes (wie z. B. 6x6_6), was gleichzeitig mit einer höheren Rechenkapazität verbunden wäre, als nicht erforderlich angesehen.

In der nachfolgenden Analyse wurde gezeigt, dass der Einsatz einer höheren Anzahl von Elementen über die Blechdicke keinen wesentlichen Einfluss auf die Höhe der Oberflächenspannungen besitzt. Dabei wurden die Modelle mit 1, 2, 4 und 6 Elementen durch die Blechdicke analysiert. In Abb. 58 sind die Ergebnisse zusammengefasst.

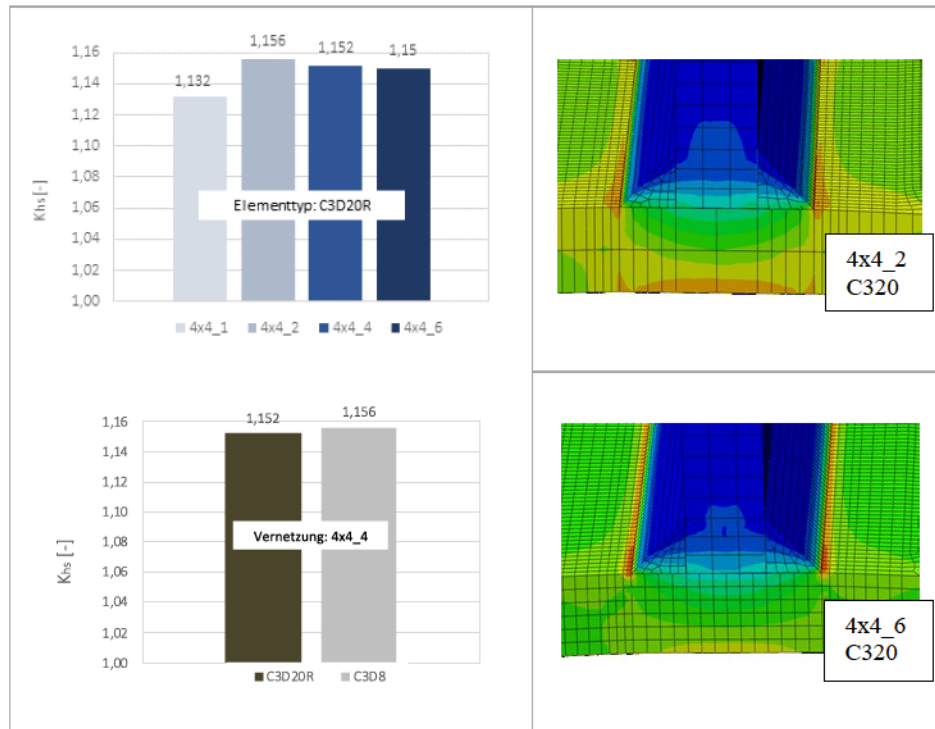


Abb. 58: Netzverdickung durch die Blechdicke; Verwendung der C3D8- und C3D20R-Elemente

Alternativ zu den quadratischen Elementen mit reduzierter Integration (C3D20R) wurden die zu untersuchenden Modelle mit linearen Elementen bei voller Integration (C3D8) simuliert. Die beiden Varianten wurden jeweils mit einer Vernetzung von 4x4_4 durchgeführt. Die beiden Elementtypen lieferten qualitativ und quantitativ nahezu identische Werte. Die Ergebnisse können dem unteren Diagramm der Abb. 58 entnommen werden.

Abhängig von den Steifigkeitsverhältnissen auf der Oberfläche des Bauteils kann ein Strukturspannungsanstieg linear oder nicht linear erfolgen. Um sicherzustellen, dass die Ergebnisse der linearen Extrapolation nicht unterbewertet sind, wurde die Strukturformzahl K_{hs} ebenfalls nach der quadratischen Extrapolation berechnet [Nie18].

Bei dem quadratischen Extrapolationsansatz werden die Spannungen aus drei Extrapolationspunkten, die sich exakt an den Elementknoten befinden, abgelesen und anschließend anhand Gl. 50 zum Hot Spot extrapoliert. Laut den Berechnungsvorschriften handelt es sich dabei um die festen Abstände von 0,4t, 0,9t und 1,4t ausgehend vom Schweißnahtübergang.

$$\sigma_{hs} = 2,52\sigma_{0,4t} - 2,24\sigma_{0,9t} + 0,72\sigma_{1,4t} \quad \text{Gl. 51}$$

Die Ergebnisse machen deutlich, dass die Ermittlung der Strukturspannung aus der quadratischen Extrapolation keinen nennenswerten Unterschied aufweist. Dies ist in Abb. 59 bzw. Abb. 60 dargestellt. Aus diesem Grund wird im Weiteren der lineare Extrapolationsansatz als ausreichend betrachtet.

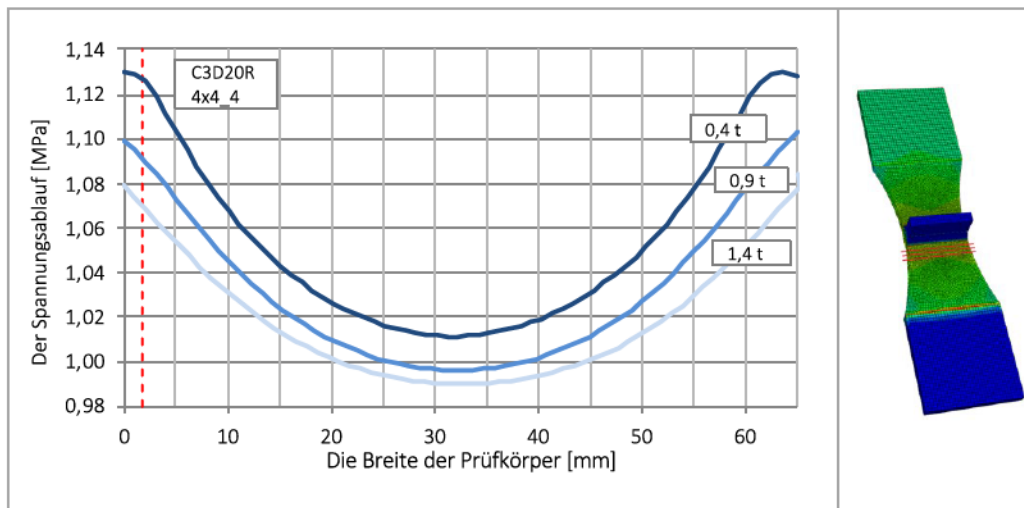


Abb. 59: Spannungsverlauf bei quadratischem Extrapolationsansatz (li.), FEM-Modell (re.)

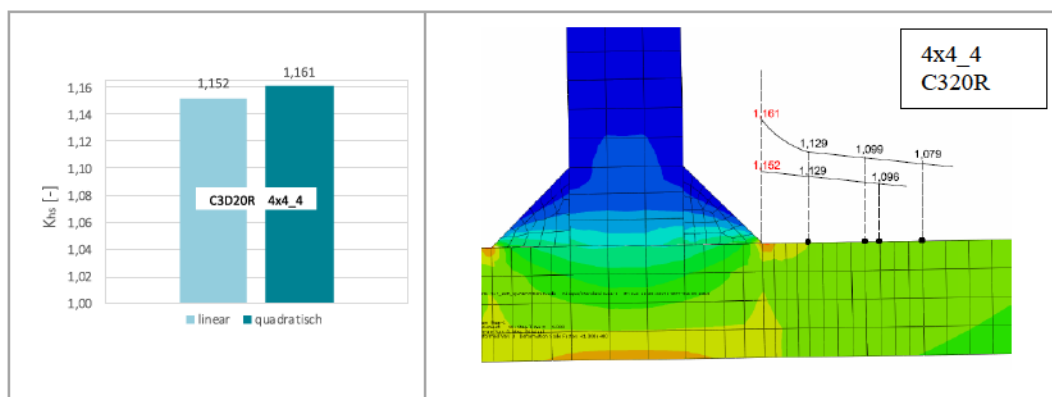


Abb. 60: Gegenüberstellung der berechneten Spannungskonzentrationsfaktoren K_{hs} nach linearem und quadratischem Extrapolationsansatz

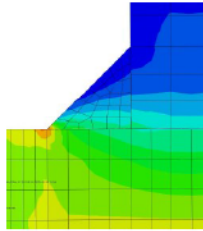
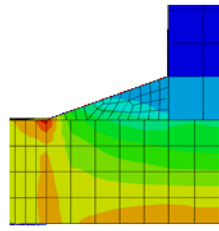
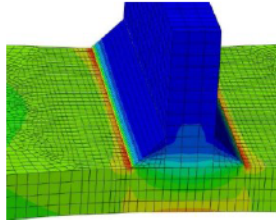
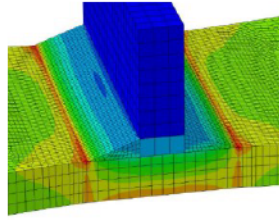
Die Ergebnisse der oben durchgeführten Analysen ergaben, dass die besten Resultate dann erzielt wurden, wenn die 20-knotigen Elemente mit reduzierter Integration, linearem Extrapolationsansatz und 4-fachiger Netzverdickung verwendet wurden. Sie wiesen handhabbare Rechenzeiten und einen geringeren Modellierungsaufwand auf. Die Berechnungen ergaben für die Strukturformzahl K_{hs} einen Wert von 1,15. Dieser Wert wird im Weiteren als maßgebend betrachtet.

Diese Vorgehensweise gilt jedoch lediglich für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Probengeometrie, d. h. für eine Probe mit einseitig aufgeschweißter Quersteife. Da sich jedoch jedes Schweißdetail in Geometrie, Nahtaufbau und Beanspruchungssituation unterscheidet, wird diese Vorgehensweise nicht für jede andere Geometrie der Quersteife mit Kehlnähten gelten. Wird eine andere Probengeometrie angesehen, so muss die Vernetzung des FEM-Modells entsprechend neu kalibriert werden.

4.2.2 Reparaturschweißung

Die Geometrie bzw. die Nahtübergänge der reparierten Nähte sind erheblich flacher ausgebildet. Die Analyse solcher Schweißnähte wurde mit der Verdickung des Netzes, d. h. 4x4_4 durchgeführt. Die Strukturformzahl K_{hs} ergab sich mit dem Wert von 1,21, siehe Tab. 22. Die modellierte dreieckige Naht (laut Richtlinien) entspricht fast exakt der nach dem Verschweißen richtigen Nahtgeometrie, deren Form aus dem Mikroschliff entnommen werden kann, siehe Abb. 53.

Tab. 22: Gegenüberstellung der FE-Berechnungen von der Strukturformzahl K_{hs} für den Urzustand und Reparaturschweißung

Berechnete Strukturformzahl K_{hs}		
	Urzustand	Reparaturschweißung
modellierte Naht		
3D FEM Modell		
4x4_4	$\sigma_{hs} = 1,15 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$	$\sigma_{hs} = 1,21 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}$
K_{hs}	$K_{hs}=1,15$	$K_{hs}=1,21$

4.3 Ermittlung der Kerbwirkungsformzahl K_f

4.3.1 Urzustand

Im folgenden Kapitel werden die unterschiedlichen FE-Modellierungsvarianten, die zur Ermittlung der Kerbwirkungsformzahl K_f nach dem Konzept des fiktiven Radius eingesetzt wurden, vorgestellt. Dabei handelt es sich um eine Modellierung des Schweißnahtübergangs bzw. der Schweißnahtwurzel mit einem fiktiv vergrößerten Radius $\rho_f=1,0$ mm. Es wird von der Worst-Case-Betrachtung ausgegangen, nach der der Ausgangsradius als $\rho_f=0$ mm angenommen wird, vgl. Abschnitt 2.3.3.2. In Tab. 23 sind alle Parameter der FE-Berechnung zusammengestellt.

Tab. 23: Kenngrößen der FE-Berechnung

Parameter	Neuber-Modell
E-Modul	221.940 N/mm ² (aus Zugversuch entstanden)
Querdehnzahl	0,3 [-]
Programmsystem	ABAQUS® Version 6.11-3
Verwendete Elemente	1. C3D8 / C3D8R 2. C3D20 / C3D20R 3. S8
Verwendetes Modell	Submodell mit Ausnutzung der Symmetrie
Elementgröße im Kerbbereich	0,05 mm / 0,08 mm
Belastungsart	axiale Zugkraft; Basisspannung am Schweißnahtübergang: 1 N/mm ²
Berechnete Spannungen	Erste Hauptnormalspannung σ_1

An allen kritischen Stellen des zu untersuchenden Konstruktionsdetails (T-Stoßverbindung) wurde eine lokale Vergleichsspannung bestimmt. Sämtliche Kanten an dem Nahtübergang und der Nahtwurzel wurden mit dem fiktiv vergrößerten Radius von $\rho_f=1,0$ mm abgerundet. Durch die Modellierung eines Schlüssellochs (o-Kerbe) mit dem Radius $\rho_f=1,0$ mm konnten die Kerbspannungen in der Nahtwurzel abgebildet werden, siehe Abb. 61. Laut diverser Literatur liefert eine Anwendung von $\rho_f=1,0$ mm für Blechdicken ab 10 mm sichere Ergebnisse und erfordert somit keine Notwendigkeit für kleinere Radien. Es ist dabei jedoch wichtig,

dass die Bereiche der potenziellen Rissinitiierungen mit sehr feiner Vernetzung in die Modelle einzuführen sind. Da für ein Konstruktionsdetail der Quersteife mit Kehlnähten die Spannung am Nahtübergang eine bedeutsame Rolle spielt, wird eine separate Modellierungsvariante lediglich für den Schweißnahtübergang verwendet.

Zur Berechnung der effektiven Kerbspannung sind sowohl Schalen- als auch Volumenmodelle geeignet. Aufgrund der ausreichend vorhandenen Berechnungskapazität wurden im Zuge der vorliegenden Arbeit die Spannungen sowohl im Urzustand als auch im reparierten Zustand mit den Volumenelementen simuliert. Es wird lediglich der Urzustand mit einem Schalenmodell ergänzt, um so die Ergebnisse von zwei Modellen entsprechend gegenüberstellen zu können. Die linear-elastischen Simulationen erfolgten unter Berücksichtigung der Submodelltechnik. Dies entspricht einer Symmetrie des Konstruktionsdetails, die durch die Längsachse verläuft. Die Schweißnähte wurden in den numerischen Berechnungen in idealisierter Form modelliert. Es wurde dabei von einer Nahtdicke von $a=5$ mm sowie einem Nahtanstiegswinkel am Schweißnahtübergang von $\theta=45^\circ$ ausgegangen, vgl. Abb. 6. Die Volumenmodelle wurden mit 8-knotigen-Elementen und 20-knotigen-Elementen, sowohl mit voller (C3D8, C3D20) als auch mit reduzierter (C3D8R, C3D20R) Integration analysiert. Im Falle des Schalenmodells kamen lediglich die 8-knotigen-Elemente mit voller Integration vom Typ S8 zur Anwendung.

Der Schwerpunkt bei der Ermittlung der ermüdungswirksamen effektiven Kerbspannung mittels FE-Methode liegt in der entsprechenden Vernetzungsfineinheit der Risseinleitungsstellen. In der Literatur können dazu einige Empfehlungen, wie [Nie18] gegeben werden. Aufgrund dessen wurden in der vorliegenden Analyse die Kerbradien am Nahtübergang mit den einheitlichen Elementgrößen von $\rho_f/20$, was ca. 0,05 mm entspricht, abgebildet. Die Wurzelkerben ließen sich hingegen mit den Elementgrößen von ca. 0,08 mm vernetzen. Die Vernetzung der Kerbbereiche ist in Abb. 61 dargestellt.

Die durch die FEM ermittelten Spannungen entsprechen exakt den Kerbwirkungszahlen K_f . Die berechneten Kerbwirkungszahlen für den Urzustand können Tab. 24 sowie Tab. 25 entnommen werden. Es ist dabei auffällig, dass die Anwendung von verschiedenen Elementtypen zu keinen nennenswerten Änderungen der Ergebnisse geführt hat. Die Berechnungen mit dem Schlüssellochmodell haben bestätigt, dass sich für das Konstruktionsdetail der Quersteife, die ausschlaggebenden Kerbspannungen am Schweißnahtübergang ergeben. Zusätzlich haben sich bei den Modellen mit Einbezug der Schalenelemente minimal geringere

Werte ergeben als bei denen mit Volumenelementen. Aufgrund dessen werden die Ergebnisse mit dem höchsten Wert am Nahtübergang im Weiteren als maßgebend betrachtet. Somit ergab sich die Kerbwirkungszahl K_f mit einem Wert von 2,3. Anhand der Vergleichsrechnungen für den Urzustand wurde die Modellierung der Reparaturschweißung lediglich auf das Volumenmodell mit einem Vernetzungskriterium von $\rho_f/20$ und den Elementtypen C3D20R beschränkt.

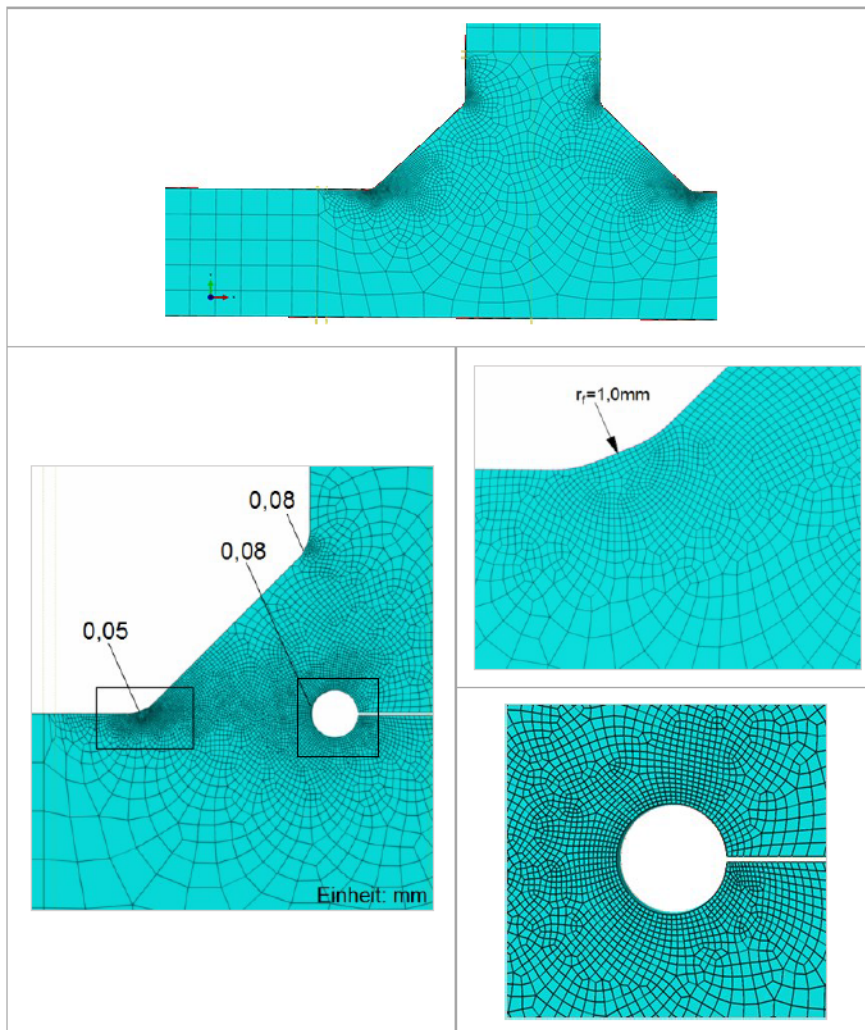
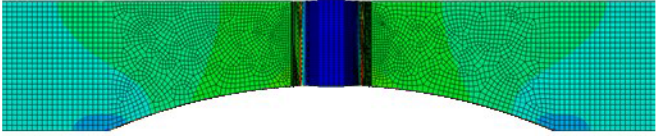
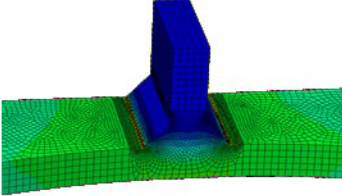
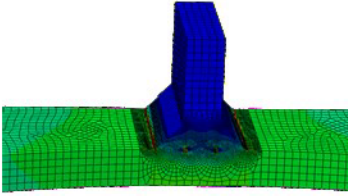
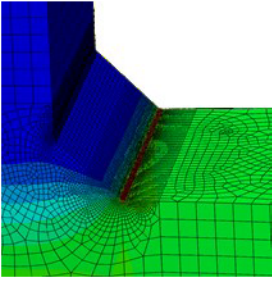
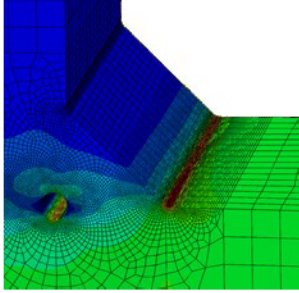
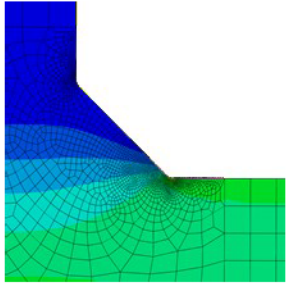
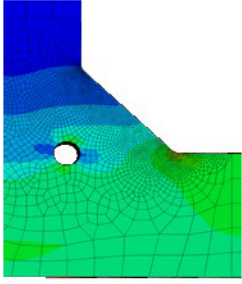


Abb. 61: Vernetzung der Kerbbereiche

Tab. 24: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f des Urzustands bei Volumenelementen

Kerbwirkungszahl K_f bei Volumenelementen		
	R	SL
Submodell	 <p>Submodell mit Symmetrie zur Längsachse</p>	
3D FEM Modell		
		
C3D8	2,28	Übergang 2,20 / Wurzel 1,76
C3D8R	2,22	Übergang 2,20 / Wurzel 1,76
C3D20	2,34	Übergang 2,34 / Wurzel 1,88
C3D20R	2,36	Übergang 2,34 / Wurzel 1,92

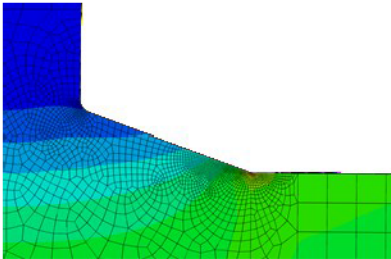
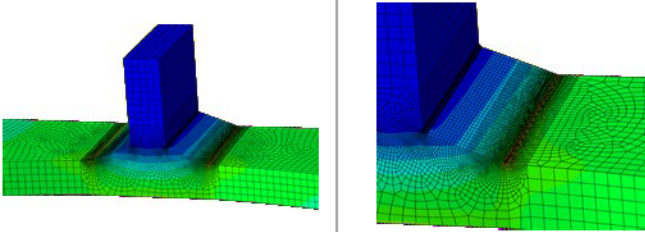
Tab. 25: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f bei Schalenelementen

Kerbwirkungszahl K_f bei Schalenelementen		
	R	SL
2D FEM Modell		
S8	2,17	Übergang 2,17 / Wurzel 1,68

4.3.2 Reparaturschweißung

Der Spannungskonzentrationsfaktor für die sanierten Schweißnähte betrug $K_f=2,24$, siehe Tab. 26. Die sanierten Nähte sind erheblich flacher abgebildet. Diese Analyse erfolgte lediglich für die Volumenelemente mit den Typen von C3D20R.

Tab. 26: Ermittlung der Kerbwirkungszahl K_f des reparierten Zustands mit Volumenelementen

Kerbwirkungszahl K_f bei Volumenelemente	
	R
modellierte Naht	
Kerbwirkungszahl K_f bei Volumenelemente	
	R
3D FEM Modell	
C3D20R	2,24

4.4 Schweißsimulation

Die Schweißsimulation erfolgt, am Rande eines Schweißvorgangs, zur numerischen Ermittlung von Eigenspannungen und Bauteilverzügen. Grundsätzlich kann eine Schweißsimulation in zwei miteinander gekoppelte Analysen unterteilt werden. Die erste betrachtet die thermischen Berechnungen, deren Ziel die Bestimmung einer Wärmeleitungsrechnung ist. Vor allem die Wärmeauskopplung in den Werkstoff sowie eine geometrische Ausarbeitung der Naht ist dabei von Bedeutung. Mit Hilfe der Makroschliffe des Nahtquerschnittes und den anschließend durchgeführten Temperaturmessungen kann eine richtige Kalibrierung der äquivalenten Wärmequelle gewährleistet werden. In den folgenden Berechnungen wurde eine konventionelle Ersatzwärmequelle nach GOLDAK verwendet [Gol05], siehe Abb. 62. Ein verbreitetes mathematisches Modell stellt die Ersatzwärmequelle, mit dem eine Schmelzzone einer Schweißnaht durch die Form der Wärmequelle realitätsnah wiedergegeben werden kann [Schw07], dar. Die Goldak-Quelle eignet sich sowohl für MAG- als auch Lichtbogenhandschweißen. Die Geometrie der Schmelzbadgröße wird dabei durch eine Doppeltellipse mit den Abmessungen a_f , a_r , b und d charakterisiert, siehe Abb. 62.

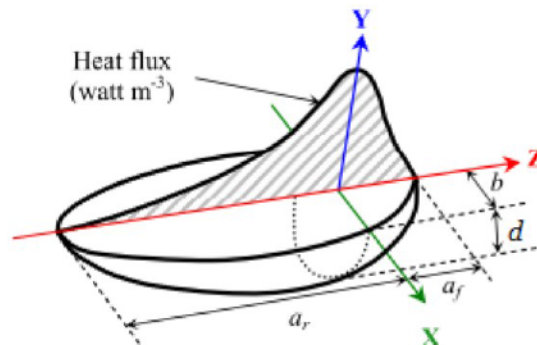


Abb. 62: Gauß-normalverteilte doppeltellipsoide Volumenwärmequelle nach GOLDAK [Rad02]

In der zweiten Analyse geht es um strukturmechanische Berechnungen. Die Ergebnisse der thermischen Analyse sind dabei als Randbedingungen anzunehmen [Nit13]. Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Schweißsimulation so realitätsnah wie möglich durchgeführt. Aus diesem Grund wurde in den Berechnungen eine Phasenumwandlung im Werkstoff berücksichtigt. Dies ist aufwendiger, führt jedoch zu genaueren Ergebnissen im Bereich der Eigenspannungen und Verzüge. Aufgrund des Prozesses der Phasenumwandlung können Rückschlüsse über die Gefüge- bzw. Härteänderungen gewonnen werden. So sind Vorkommen an sprödem Martensit erkennbar und es können ggf. Gegenmaßnahmen eingeleitet werden. Der Wissenschaftler DIETER RADAJ [Rad02] hat zur Simulation des Schweißvorgangs eine vereinfachte Berechnungsvorschrift erarbeitet, siehe Abb. 63. Ausführliche Informationen

über die Analyse der Schweißsimulation können Werken wie [Rad88], [Rad02], [Hil08], [Son09], [Sie13] entnommen werden.

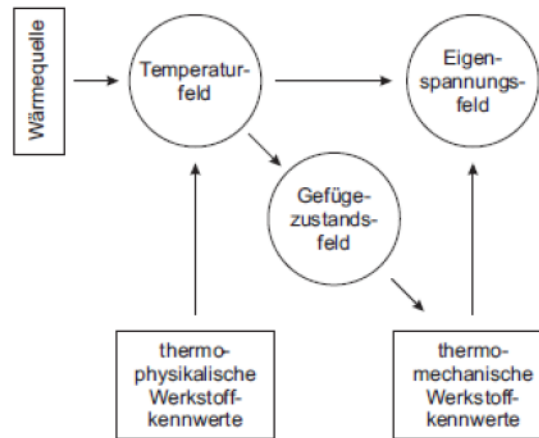


Abb. 63: Vereinfachter Berechnungsablauf einer Schweißsimulation nach RADAJ [Rad02]

Im Rahmen dieser Arbeit wurde die Simulation des Schweißvorgangs mit dem Softwarepaket SYSWELD® durchgeführt. Die Messungen, wie auch die Berechnungen der Eigenspannungen erfolgten im Zuge des Forschungsprojektes AiF (IGF-Nr.:54 EBG) [Nit15]. Die Schweißsimulation fand an einem für Schweißberechnungen spezialisierten Institut für Füge- und Schweißtechnik der TU Braunschweig statt.

Die Schweißsimulation wurde für den Urzustand und die Reparaturschweißung durchgeführt. Um die Versuchsbedingungen numerisch möglichst genau abzubilden wurde zunächst eine Grundplatte mit aufgeschweißter Quersteife und anschließend das mechanische Ausarbeiten der einzelnen Proben simuliert. Das Modell der Grundplatte mit aufgeschweißter Quersteife kann Abb. 64 entnommen werden. Daraus resultierende Proben sowohl für den Schweißzustand, als auch für die Reparaturschweißung sind in Abb. 65 dargestellt. Die Proben des Schweißzustandes wurden zusätzlich profiliert, um einen noch realitätsnäheren Zustand abzubilden. Im Fall der sanierten Proben erfolgten die Berechnungen unter Berücksichtigung der Modellsymmetrie.

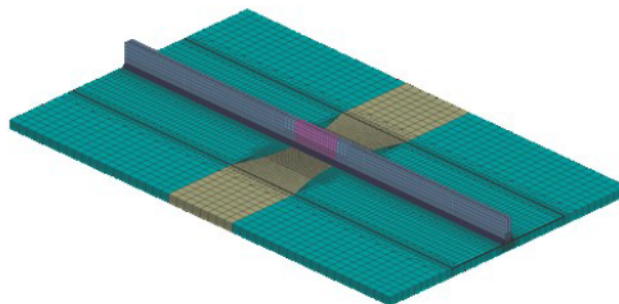


Abb. 64: Numerisches Modell einer Grundplatte mit aufgeschweißter Quersteife [Nit15]

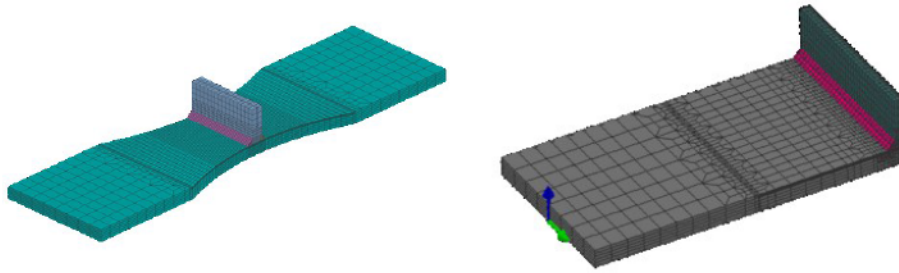


Abb. 65: Numerisches Modell einer Probe im Schweißzustand (li.) und einer nach der Reparaturschweißung mit Berücksichtigung der Symmetrie (re.) [Nit15]

Im Bereich der Wärmeinflusszone wurden die FE-Modelle besonders fein vernetzt. Das hatte genauere Ergebnisse zur Folge. Das gesamte Modell der Grundplatte mit aufgeschweißter Quersteife wurde mit 139.544 Knoten realisiert. An der einzelnen Schwingprobe wurde die resultierende Knotenanzahl bis auf ca. 30 Tsd. reduziert. Die genaue Zahl hing dabei von dem entsprechenden Zustand ab. Im Modell des Sanierungsprozesses wurde eine Vereinfachung vorgenommen, in der die Proben als gerade und nicht profiliert betrachtet wurden.

Die numerischen Berechnungen der Reparaturmaßnahmen wurden möglichst realitätsnah an den einzelnen Proben durchgeführt. Es wurde, wie im Versuch, ein fehlerhafter Teil der Kehlnaht und des Grundwerkstoffes numerisch „ausgefräst“ und anschließend wiederverschweißt. Im Programm SYSWELD® besteht die Möglichkeit, bei simultaner Berücksichtigung der Spannungsumlagerung, die Elementgruppen zu entfernen. Um die Durchführung der Simulation für die Reparaturschweißung zu vereinfachen, erfolgte das numerische Wiederverschweißen einlagig. In Abb. 66 ist eine schematische Darstellung des numerischen Reparaturschweißens abgebildet.

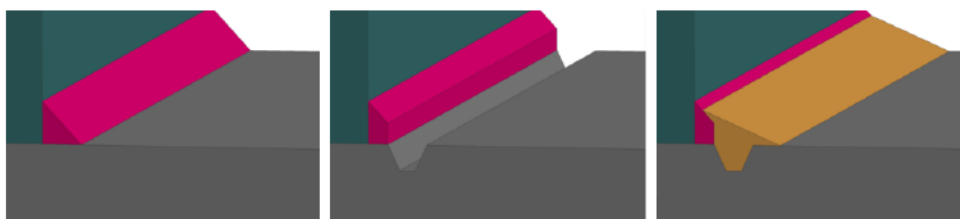


Abb. 66: Schematische Darstellung des Reparaturschweißens im numerischen Modell. Detail Kehlnaht (li.), ausgefräster Bereich (mi.), Reparaturaht (re.) [Nit15]

In Abb. 67 wurden für den Urzustand die Versuchsergebnisse der Temperaturmessungen den Ergebnissen aus der thermischen Simulation gegenübergestellt, siehe Abschnitt 3.4.2. Die Ergebnisse der Temperatur-Zeit-Kurven berücksichtigen dabei ausschließlich einen in etwa 1 mm vom Nahtübergang entfernten Messpunkt. Es ist erkennbar, dass die Verläufe

tendenziell übereinstimmen, es jedoch zu Unterschieden bei der Aufheiz- bzw. der Abkühlungsphase kommt. Die gemessene Abkühlzeit $\Delta t_{8/5}$ betrug ca. 5 s, die simulierte hingegen nur 3 s (siehe Abb. 67 re.). Die Ursachen können dabei auf die Ungenauigkeit bei den Messungen bzw. auf eine nicht exakte Betrachtung an den entsprechenden Messstellen zurückgeführt werden. Gemäß HEINZE et al. [Hei12] können die Durchmesser der Thermoelemente und ihre Position die Unterschiede zwischen experimentellen und berechneten Ergebnissen beeinflussen. Auf einem Schweißbauteil positionierte Thermoelemente führen zu einer geringeren Genauigkeit der Messungen als bei numerischer Berechnung der Konten [Nob16].

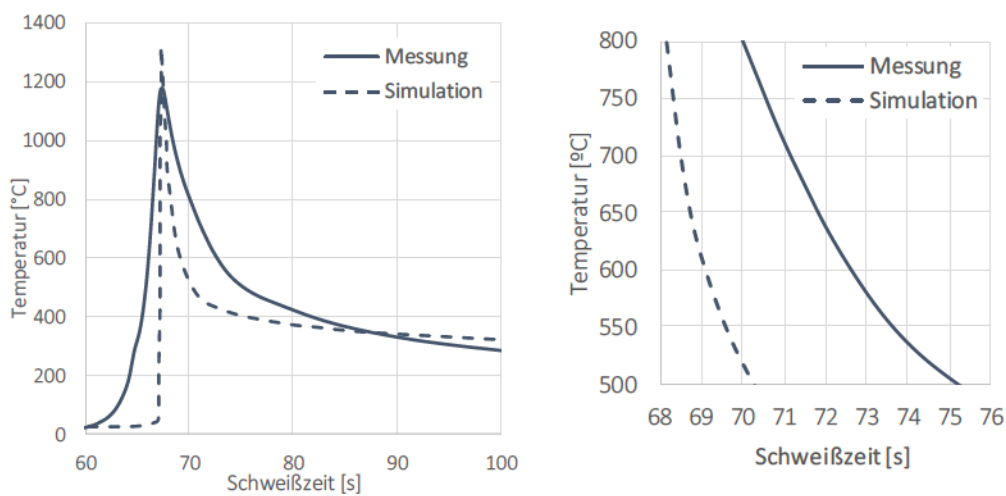


Abb. 67: Gemessene und berechnete Zeit-Temperatur-Kurven exemplarisch an einem Messpunkt für den Urzustand: ganzer Verlauf (li.) und gezoomte Abkühlzeiten $\Delta t_{8/5}$ (re.)

Bei der Reparaturschweißung wurde die Kalibrierung einer Ersatzwärmequelle mittels Goldak-Quelle aufgrund der untypischen Form der Naht (vgl. Abb. 23 bzw. Abb. 53) problematisch. Aufgrund dessen wurden an dieser Stelle Vereinfachungen bei den angenommenen Parametern der Schweißsimulation vorgenommen.

In Abb. 69 wurde für beide Zustände eine Gegenüberstellung von gemessenen und berechneten Eigenspannungen vorgenommen. Es ist deutlich erkennbar, dass die Quereigenspannungen im Schweißzustand eine gute Übereinstimmung aufweisen. Durch eine Optimierung der numerischen Modelle konnten die Ergebnisse bereits im zweiten Ansatz in Einklang gebracht werden. Die dabei vorhandenen quantitativen Abweichungen ließen sich auf die Elementierung sowie auf die Lagerungsbedingung zurückzuführen. Eine exakte Abbildung der im Experiment angewendeten Einspannlagerung wäre ausschließlich unter Berücksich-

tigung der Einspannvorrichtungen im Modell möglich gewesen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden diese Randbedingungen näherungsweise abgebildet. In Abb. 68 ist das Modell der an den Rändern fest eingespannten Probe zu sehen [Nit15].

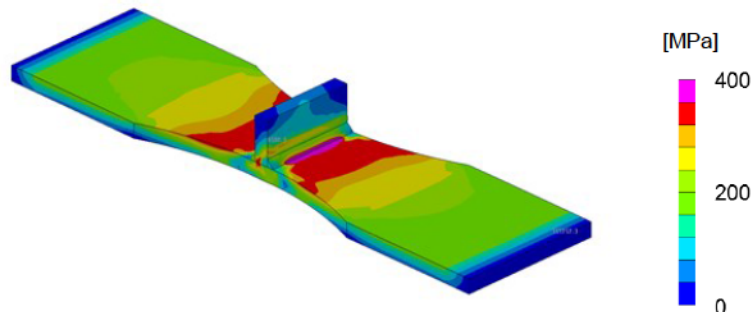


Abb. 68: Eigenspannungsverlauf einer am Rand fest eingespannten Probe [Nit15]

Im Fall der Reparaturschweißung konnte eine qualitative Übereinstimmung der Ergebnisse nachgewiesen werden. Am anrisskritischen Schweißnahtübergang konnte der Eigenspannungsverlauf nicht direkt verglichen werden, da die sanierten Proben mit Hilfe des 3-lagigen Lichtbogenhandschweißens durchgeführt wurden. Aus diesem Grund unterscheidet sich die Nahtgeometrie bei nahezu allen Proben. Die aufgetretenen Abweichungen zwischen den gemessenen und den berechneten Eigenspannungen im Bereich des Grundwerkstoffes wurden durch das Reinigungsstrahlen verursacht.

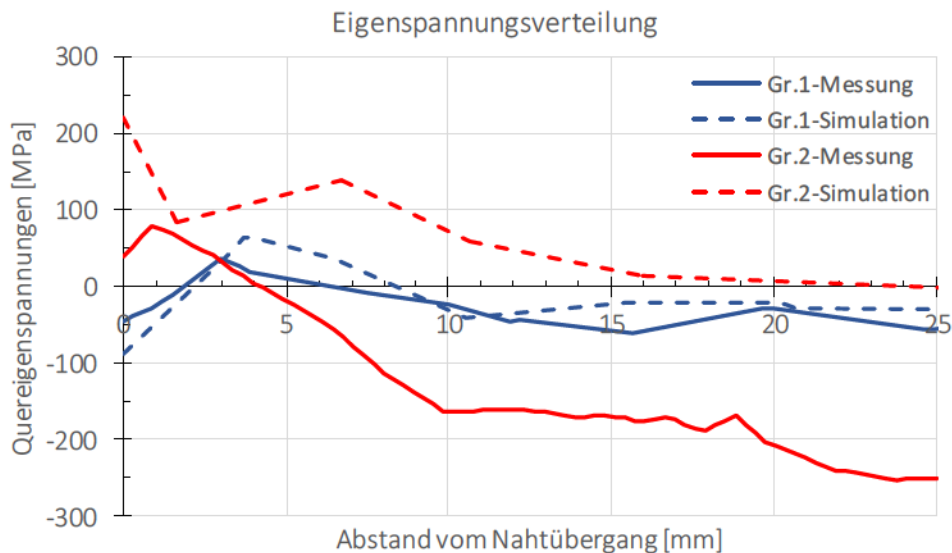


Abb. 69: Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Quereigenspannungen im Schweißzustand sowie im reparaturgeschweißten Zustand [Nit15]

5 FAT-Klassen nach Struktur-und Kerbspannungskonzept

5.1 Ermittelte FAT-Klassen für den Urzustand

Ein Bestandteil der folgenden Untersuchungen war die Einordnung der Schweißnähte des Urzustandes und nach der Sanierung in Schwingfestigkeitsklassen nach dem Struktur- und Kerbspannungskonzept.

Um die FAT-Klassen nach dem Strukturspannungskonzept zu ermitteln, mussten experimentelle wie auch numerische Ermüdungsversuche zuzüglich einiger kleiner analytischer Berechnungen durchgeführt werden. Die experimentellen Ermüdungsversuche, die unter dynamischen Belastungen erfolgten, dienten der Bestimmung der reinen Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$ in Bezug auf die Nennspannungen. Um hingegen die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,95\%}$, d. h. die FAT-Klassen nach dem Nennspannungskonzept zu bestimmen, mussten die Ergebnisse entsprechend statistisch ausgewertet werden, siehe Abschnitt 3.5. Die so ermittelten Ergebnisse konnten anschließend als Basis für weitergehende Ermittlungen von FAT-Klassen nach dem Struktur- und Kerbspannungskonzept herangezogen werden.

Ausgehend von verschiedenen Modell- und Vernetzungsvarianten konnte nachfolgend unter Anwendung einer entsprechenden Extrapolation die Hot-Spot-Strukturformzahl am Schweißnahtübergang in Höhe von $K_{hs}=1,15$ bestimmt werden, siehe Abschnitt 4.2.1. Durch eine Multiplikation der aus den Ermüdungsversuchen gewonnenen FAT-Klassen mit dem gerade erwähnten K_{hs} -Faktor konnten die Strukturspannungskerbklassen ermittelt werden. Dabei musste jedoch zusätzlich der Spannungserhöhungsfaktor k_m entsprechend berücksichtigt werden. Damit die neu ermittelte Strukturspannungskerbklasse der aus dem EC entnommenen gegenübergestellt werden kann, müssen die beiden FAT-Klassen den gleichen Anteil bereits berücksichtigter Imperfektionen aufweisen. Die Strukturspannungskerbklassen nach dem EC beinhalten bereits einen Versatz, der einem Wert von $k_{m,vorh}=1,05$ entspricht, vgl. Abschnitt 2.3.5 bzw. Tab. 7. Somit lässt sich die FAT-Klasse für den Urzustand nach Strukturspannungskonzept mit Gl. 52 ermitteln.

$$\text{FAT} = \frac{\Delta\sigma_{C,95\%} \cdot k_m \cdot K_{hs}}{k_{m,vorh}} = \frac{81,4 \cdot 1,45 \cdot 1,15}{1,05} = 129,3 \quad \text{Gl. 52}$$

Unter Berücksichtigung der EC Richtlinien und der am Prüfkörper vorhandenen Fertigungs-imperfektionen in Form von Kantenversätzen wurde die Strukturspannungskerbklasse nach FAT 129 bestimmt, siehe Abschnitt 3.4.2. Neben dem Referenzwert des Konstruktionsdetails der Quersteife aus dem EC (FAT 100) konnte für die Strukturspannungskerbklasse (FAT 129) eine erhebliche Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden. Aus dem 29%-igen Anstieg kann abgeleitet werden, dass die Strukturspannungskerbklasse im EC für das Konstruktionsdetail erheblich zu konservativ angenommen wurde.

Die Ermittlung der FAT-Klasse für das Konstruktionsdetail der Quersteife nach dem Kerbspannungskonzept (hier einfach Kerbspannungskerbklasse genannt) erfolgte teilweise mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode. Somit konnte eine Kerbwirkungszahl K_f zur Beschreibung der lokalen Spannungskonzentration am Schweißnahtübergang bestimmt werden. Diese beläuft sich auf $K_f=2,3$, siehe Abschnitt 4.3.1.

$$FAT = \frac{\Delta\sigma_{C,95\%} \cdot k_m \cdot K_f}{k_{m,vorh}} = \frac{81,4 \cdot 1,45 \cdot 2,3}{1,0} = 271,5 \quad \text{Gl. 53}$$

Unter Berücksichtigung der experimentellen Versuchsergebnisse und der berechneten Kerbwirkungszahl K_f konnte eine Kerbspannungskerbklasse für das zu untersuchende Konstruktionsdetail in Höhe von FAT 271 festgestellt werden, vgl. Gl. 53. Die Kerbspannungskerbklassen sind lediglich von lokalen Spannungskonzentrationen infolge des Kerbeffektes und nicht von der gesamten Geometrie eines Konstruktionsdetails abhängig. Aus diesem Grund befindet sich in den IIW-Richtlinien [Hob08] lediglich eine Kerbspannungskerbklasse für Schweißverbindungen. Diese hat eine Höhe von FAT 225. Die Ergebnisse machen deutlich, dass die FAT-Klasse aus dem EC im Vergleich zur FAT-Klasse aus den eigenen Versuchen einen um ca. 20% kleineren Wert aufweist. Dies kann auf eine vermutlich ganz sichere Annäherung der einzigen FAT 225 und der Übertragbarkeit auf alle Schweißverbindungsarten zurückgeführt werden. Sowohl in der FAT 225 als auch in der berechneten FAT 271 wurden keine Einflüsse von Imperfektionen in Form der bereits berücksichtigten Spannungserhöhungsfaktoren $k_{m,vorh}$ festgestellt, siehe Abschnitt 2.3.5 bzw. vgl. Gl. 53. Aus diesem Grund sind laut den IIW-Empfehlungen [Hob08] mögliche Winkelversätze lediglich auf der Beanspruchungsseite zu berücksichtigen.

In Abb. 70 sind die ermittelten Wöhlerspannungskurven für die drei verschiedenen Bemessungskonzepte im Schweißzustand anschaulich gegenübergestellt. Für eine vergleichende Bewertung wurden zusätzlich die entsprechenden FAT-Klassen gemäß des EC [EN93_9]

und des IIW [Hob08] im Diagramm angegeben. Bei der Darstellung der ermittelten Wöhlerkurven wurde analog zur Vorgabe des ECs eine Neigung von $m=3$ gewählt. Die statistische Auswertung bezieht sich hierbei ausschließlich auf das Toleranzintervall.

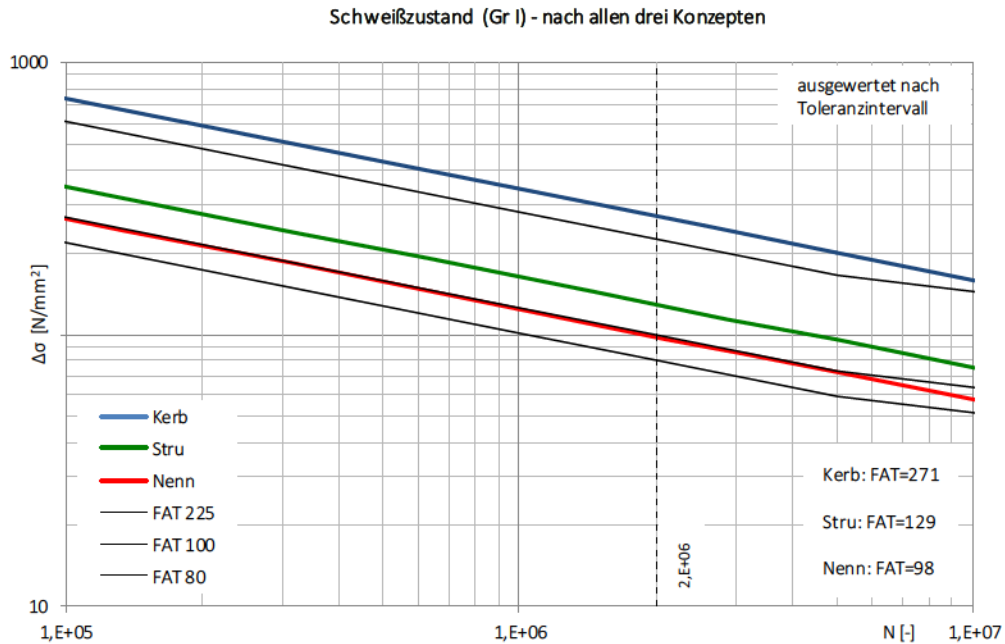


Abb. 70: Ermittelte FAT-Klassen für Schwingproben im Urzustand für die drei Nachweis-konzepte

5.2 Ermittelte FAT-Klassen für die Sanierung

Die Vorgehensweise bei der Ermittlung der FAT-Klassen für die Reparaturschweißungen erfolgte analog zu denen des Urzustandes. Die reparierten Prüfkörper zeigten eine deutliche Verbesserung des Ermüdungsverhaltens gegenüber denen des Urzustandes. Die Durchführung numerischer Berechnungen erfolgte unter Modellierung eines realitätsnäheren Aufbaus der Schweißnaht, vgl. Abb. 23. Trotz der Reparaturmaßnahmen und der Veränderung der Nahtgeometrie wurden die sanierten Schwingproben als typisches Konstruktionsdetail der Quersteife gemäß des ECs [EN93_9] betrachtet. Demzufolge wurde in der Spannungs-kerbkategorie für reparierte Nähte bereits der Spannungserhöhungsfaktor in Höhe von $k_{m,vorh}=1,05$ berücksichtigt.

Mit Hilfe der FE-Berechnungen konnte die Hot-Spot-Strukturformzahl auf einen Wert von $K_{hs}=1,21$ festgelegt werden, siehe Abschnitt 4.2.2. Unter Berücksichtigung der Faktoren K_{hs} und k_m (k_m und $k_{m,vorh}$) wurden die sanierten Proben mit Hilfe von Gl. 54 der Spannungs-kerbkategorie FAT 188 zugeordnet.

$$FAT = \frac{\Delta\sigma_{C,95\%} \cdot k_m \cdot K_{hs}}{k_{m,vorh}} = \frac{86,8 \cdot 1,88 \cdot 1,21}{1,05} = 188 \quad \text{Gl. 54}$$

Dieses Resultat weist eine Verbesserung von 88 % im Vergleich zur FAT 100 aus dem EC und 46 % im Vergleich zu der aus den eigenen Versuchen ermittelten Strukturspannungskerbklasse FAT 129 auf.

Im Falle des Kerbspannungskonzeptes für den reparierten Zustand konnte eine Kerbwirkungszahl in Höhe von $K_f=2,2$ bestimmt werden, siehe 4.3.2. Somit ließ sich die zugehörige Kerbklasse FAT 359 aus Gl. 55 wie folgt ermitteln:

$$FAT = \frac{\Delta\sigma_{C,95\%} \cdot k_m \cdot K_f}{k_{m,vorh}} = \frac{86,8 \cdot 1,88 \cdot 2,2}{1,0} = 359 \quad \text{Gl. 55}$$

Die Ergebnisse machen deutlich, dass die Ermüdungsfestigkeit nach der Sanierung im Vergleich zur FAT 225 gemäß IIW [Hob08] um 60 % und im Vergleich zur Kerbspannungskerbklasse FAT 271 aus den selbst durchgeführten Versuchen um 32 % gesteigert werden konnte.

Die ermittelten Wöhlerspannungskurven für Reparaturschweißungen nach allen drei Konzepten können Abb. 71 entnommen werden. Die im Diagramm dargestellten Kurven verlaufen auf gleiche Art und Weise wie beim Urzustand.

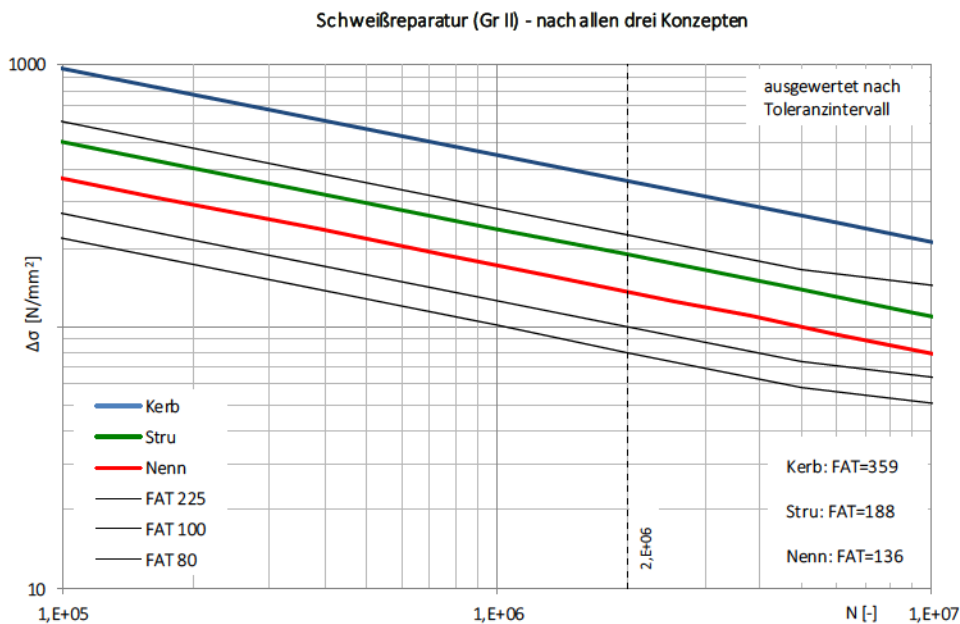


Abb. 71: Ermittelte FAT-Klassen für Schweißreparaturen für die drei Nachweiskonzepte

6 Umsetzung in Nachweiskonzepte

Aufbauend auf den Erkenntnissen des vorherigen Kapitels können die ermittelten FAT-Klassen als eine Ergänzung zum herkömmlichen Ermüdungsfestigkeitsnachweis bei solchen Schweißverbindungen betrachtet werden, bei denen nachträglich entsprechende Reparaturmaßnahmen am Nahtübergang durchgeführt wurden. Der Nachweis der Ermüdungsfestigkeit ist dabei auf dieselbe Weise wie in EC [EN93_9] bzw. IIW [Hob08] beschrieben zu erbringen. Dabei sind jedoch die Kerbfälle für das Konstruktionsdetail mit sanierten Nähten anzunehmen.

Wird bei einem nachzuweisenden Konstruktionsdetail der Betrag der bereits berücksichtigten Imperfektionen k_m überschritten (z. B. infolge der entstandenen größeren Verzüge), was gerade bei Sanierungsverfahren häufig erfolgen kann, so muss die Ermüdungsfestigkeit entsprechend verringert werden. Dabei ist der Ermüdungswiderstand durch den sog. effektiven Spannungserhöhungsfaktor $k_{m,eff}$ zu dividieren, vgl. Gl. 24.

In Tab. 27 wurden die herkömmlichen Ermüdungsfestigkeitsnachweiskonzepte und die neu ermittelten Kerbfälle gegenübergestellt.

Tab. 27: Gegenüberstellung von Bemessungskonzepten für originelle und sanierte Nähte mit neu entwickelten FAT-Klassen

Nachweis-konzept	Ermüdungsnachweis	k_m	FAT-Klassen	Ermittelte FAT-Klassen	
			EC	Urzustand	Reparatur
Nennspannung	$\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_E \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{MF}}$	1,20	80	98	136
	→ korrigierte Nennspannung				
	$\gamma_{FF} \cdot k_f \cdot \Delta\sigma_E \leq \frac{\Delta\sigma_C}{\gamma_{MF}}$				
Strukturspannung	$\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_{E,HS} \leq \frac{\Delta\sigma_{C,HS}}{\gamma_{MF}}$	1,05	100	129	188
Kerbspannung	$\gamma_{FF} \cdot \Delta\sigma_{E,Ker} \leq \frac{\Delta\sigma_{C,Ker}}{\gamma_{MF}}$	X	225	271	359

7 Zusammenfassung und Ausblick

7.1 Zusammenfassung

Im Zuge der vorliegenden Dissertation wurde ein Beitrag zur Entwicklung des Ermüdungsfestigkeitsnachweises für die Konstruktionsdetails der Quersteife entwickelt, bei denen der ermüdungskritische Nahtübergang repariert und in einigen Fällen mit Hilfe von Nachbehandlungsverfahren verstärkt wurde. Die Ergebnisse bilden die dabei bestimmten FAT-Klassen im jeweiligen Schweißzustand. Unter Zuhilfenahme dieser konnte die Ausgangsfrage, ob es sich als sinnvoll und ermüdungssicher erweist, die Nachweisverfahren des originalen Zustandes für sanierte und nachbehandelte Schweißnähte des Konstruktionsdetails zu verwenden, beantwortet werden. Simultan zu den Ermüdungsversuchen wurde eine Serie sogenannter Begleituntersuchungen durchgeführt, um die Effektivität des vorgeschlagenen Reparaturschweißverfahrens zu verifizieren.

Die in der vorliegenden Arbeit gewonnenen Ergebnisse haben deutlich gemacht, dass sich das Reparaturschweißverfahren in der beschriebenen Durchführung als effektive Maßnahme erweist. Auf Grundlage der experimentellen Ermüdungsversuche konnte festgestellt werden, dass keine wesentliche Verbesserung infolge des Schweißnahtnachbehandlungsverfahrens gegenüber den konventionell sanierten Schweißnähten stattfand. Die Gründe dafür können auf eine milde Kerbgeometrie der sanierten Nähte sowie auf das Auftreten sehr niedriger Zugeigenspannung am Schweißnahtübergang zurückgeführt werden. Daraus folgt, dass sich die Anwendung des Nahtnachbehandlungsverfahrens nicht bei allen Schweißverbindungen mit Kehlnähten als effektiv erweist.

Bei Prüfkörpern mit sanierten Schweißnähten konnte zusätzlich zur ermittelten Ermüdungsfestigkeit des ursprünglichen Schweißzustands auch eine erhebliche Steigerung der Ermüdungsfestigkeit erzielt werden. Bei der Ergänzung der experimentellen Versuchsergebnisse durch die Berechnungen der geometrischen Kerbwirkungen mittels Finite-Elemente-Methode konnten die FAT-Klassen nach Nenn-, Struktur- und Kerbspannungskonzept neu ermittelt werden. Die somit gewonnenen FAT-Klassen können Tab. 27 entnommen werden.

Durch die Untersuchung des ursprünglichen Schweißzustands, was aufgrund des erforderlichen Vergleichskriteriums nötig war wurde festgestellt, dass die derzeitigen Kerbfälle gemäß EC [EN93_9] bzw. IIW-Dokument [Hob08] für das Konstruktionsdetail der Quersteife

mit Kehlnähten eher konservativ festgelegt wurden. Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Untersuchungen haben eine Steigerung von den FAT-Klassen um ca. 20-29 % ergeben.

Der Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit lag vor allem auf einer genauen Analyse des Ermüdungsverhaltens von dem Konstruktionsdetail mit sanierten Schweißnähten. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche wiesen diesbezüglich vielversprechende Werte auf. Im Falle des Nennspannungskonzeptes konnte eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit um ca. 70 % im Vergleich zum Schweißzustand festgestellt werden. Beim Strukturspannungskonzept waren es 89 % und beim Kerbspannungskonzept 60 %, siehe Tab. 27. Alle ermittelten FAT-Klassen unterlagen der statistischen Auswertung nach dem Toleranzintervall, somit ist eine Vergleichbarkeit mit dem EC gewährleistet. Da sich die derzeitigen Normen lediglich auf Konstruktionsdetails mit originalen Schweißnähten beschränken und aufgrund des derzeit stark zunehmenden Bedarfs nach Reparaturen von Schweißverbindungen stellt das Ergebnis dieser Arbeit eine Grundlage für eine zukünftig wichtige Erweiterung bestehender Konzepte dar.

In der vorliegenden Arbeit wurden theoretische Grundlagen von Ermüdungsfestigkeitsbemessungskonzepten ausführlich vorgestellt. Einen großen Wert wurde dabei auf eine detaillierte Gegenüberstellung statistischer Auswertungen von Ermüdungsversuchen gelegt.

Die gesamte Serie von Begleituntersuchungen aus Abschnitt 3.4 diente unmittelbar zur Durchführung von experimentellen und numerischen Ermüdungsversuchen sowie auch zur Durchführung und Darstellung einer genauen Analyse des Reparaturverfahrens bzw. des Nahtprofils. Dabei handelte es sich um eine vollständige Eigenspannungsanalyse (Eigenspannungs- und Temperaturmessungen sowie Schweißsimulation), Mikrostrukturuntersuchungen sowie Verzugs- und Härtemessungen. Aus der Auswertung konnten die nachfolgend aufgeführten Folgerungen abgeleitet werden:

- Im Falle des ursprünglichen Schweißzustands traten am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Querstreife keine Zugeigenspannungen auf, sondern lediglich niedrige Druckeigenspannungen von ca. -50 MPa. Dies kann auf einen Abbau der Eigenspannungen durch Entstehung relativ großer Verformungen zurückgeführt werden. Die tatsächliche Höhe der Eigenspannungen wurde dabei sowohl durch die Messungen als auch durch die Schweißsimulation nachgewiesen. Somit lässt sich der Kenntnisstand der aktuellen Forschungen wie z. B. [Nit13] bezüglich des kleinmaßstäblichen Konstruktionsdetails bestätigen.

- Der Prozess des Wiederverschweißens infolge der Sanierung hatte eine Umwandlung des Eigenspannungsverlaufs zur Folge. Dabei konnten Zugeigenspannungen gemessen werden, jedoch nicht in der Höhe der Streckgrenze, sondern deutlich geringere, mit Werten von ca. 50 MPa. Neben den Schweißzugeigenspannungen konnten bei den Prüfkörpern starke Verformungen nachgewiesen werden. Im Vergleich zum ursprünglichen Schweißzustand kam es zu einer Zunahme der Verformungen um ca. 80%. Dies macht deutlich, dass die starken strukturellen Spannungen, die infolge des Reparaturschweißens entstanden sind, eher in Form großer geometrischer Imperfektionen als in Form erheblicher Eigenspannungen abgebaut werden.
- Sowohl beim Schweißzustand als auch beim sanierten Zustand wurden bei den Prüfkörpern verhältnismäßig kleine Eigenspannungen gemessen (Urzustand -50, MPa Sanierung +50 MPa), während signifikante Verformungen auftraten. Daraus kann die Aussage abgeleitet werden, dass bei kleinmaßstäblich Konstruktionsdetails nicht der veränderte Eigenspannungszustand, sondern die auftretenden geometrischen Imperfektionen entscheidend für den Dauerfestigkeitsnachweis sind.
- Um aussagekräftigere Ergebnisse für den Eigenspannungs- bzw. für den Verformungszustand der Schweißverbindungen mit reparierten Kehlnähten zu erhalten, sollten die Untersuchungen an realitätsnahen großmaßstäblichen Bauteilen durchgeführt werden. Somit könnten voraussichtlich erheblich signifikantere Eigenspannungen erwartet werden.
- Bei den Prüfkörpern im Schweißzustand existierte eine qualitative und eine quantitative Übereinstimmung zwischen den Ergebnissen der durchgeführten Schweißsimulation und den Messwerten. Aufgrund dieser Tatsache kann das so kalibrierte Modell als geeignetes Hilfsmittel betrachtet werden.
- Im Falle der Reparaturschweißungen wurden, aufgrund der untypischen Form der sanierten Schweißnaht, Vereinfachungen bei der Durchführung der Simulation vorgenommen. Die Ergebnisse der Simulation wiesen in nahtnahen Bereichen erhebliche Abweichungen zu den Messwerten auf. Es wurde festgestellt, dass bei der Schweißsimulation die Verwendung einer Ersatzwärmequelle nach GOLDAK nicht optimal ist.
- Nach der Sanierung wurden am Nahtübergang Schweißzugeigenspannungen von 50 MPa nachgewiesen, die anschließend mit Hilfe des HFH-Verfahrens in Schweißdruckeigenspannungen in Höhe von -150 MPa umgewandelt wurden. Da es sich bei

der Anwendung des HFH-Verfahrens überwiegend um Einbringung von günstig wirkenden Druckeigenstressen handelt, ist der Einsatz am Nahtübergang in Fällen mit geringeren Zugeigenstressen, wie es bei kleinen Bauteilen der Fall ist, nicht erforderlich.

- Durch die anschließenden Reparaturmaßnahmen konnte die sehr hohe Härte in der Schweißnaht im Vergleich zum Schweißzustand zweckmäßig verringert werden. Dies ließ sich auf eine verlangsamte Abkühlzeit während des 3-lagigen Schweißens zurückführen. Das Reparaturschweißen hatte durch das Entfernen eines relativ großen, bereits vorhandenen Risses erwartungsgemäß eine verbreiterte WEZ zur Folge.
- Die in der vorliegenden Arbeit vorgestellte Reparaturmethode hat sich als effizient, ermüdungssicher, handhabbar und kostengünstig erwiesen. Dies gilt allerdings nur unter den im Rahmen dieser Arbeit erläuterten Bedingungen.
- Oft kommt es in der Literatur zu Verwechslungen von Konfidenz und Toleranzintervallen bei der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse der Wöhlerversuche. Dies resultiert in einigen Abweichungen bei der Gegenüberstellung der Ergebnisse und kann somit die Vergleichbarkeit beeinträchtigen.

7.2 Ausblick

Das Thema Reparaturschweißungen ist zurzeit bedeutender denn je. Aus diesem Grund sind für dieses umfangreiche Problemfeld weiterführende wissenschaftliche Untersuchungen erforderlich. Einige Themen diesbezüglich können den nachfolgenden Punkten entnommen werden:

- Reparaturmaßnahmen, die vor Ort vorgenommen werden;
- Untersuchungen an verschiedenen Konstruktionsdetails;
- Untersuchungen ganzer Konstruktionen (voraussichtlich höhere Effektivität der HFH-Verfahren);
- Untersuchungen von bereits „ermüdeten“ Schweißnähten, inklusive anschließender Reparatur;
- Erarbeitung eines Bemessungskonzeptes unter Einbezug der Bruchmechanik. Dies wäre aufgrund der ständig neu entstehenden Materialien, Schweißtechniken und der neuen Schweißnahtaufbauten von großer Bedeutung;
- Umfangreicheres Parameterstudium zur genaueren Bestimmung des Einflusses von Nahtgeometrie, Nahtdicke, Stahlgüte und Belastungsart;

- Entwicklung von Schweißsimulationen für Reparaturschweißungen;
- Anwendung neuartiger LTT-Zusatzwerkstoffe anstelle von HFH-Verfahren, insbesondere für höherfeste Stähle.

8 Literaturverzeichnis

8.1 Normen und Richtlinien

- [BS54] BS 5400-1÷10: British Standard, Steel, concrete and composite bridges; UK
- [BS55] BS PD 5500:2015+A1:2015: British Standard, Specification for unfired fusion welded pressure vessels; Hardcopy, UK, April 2015
- [BS76] BS 7608:2014+A1:2015: British Standard, Guide to fatigue design and assessment of steel products; UK, March 2014
- [BS79] BS 7910:2005: British Standard, Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures; UK, July 2005
- [DIN50125] DIN 50125, Deutsche Norm: Prüfung metallischer Werkstoffe – Zugproben; Juli 2009
- [DIN6892] DIN ISO 6892-1, Deutsche Norm: Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur; Dezember 2009
- [DNVGL] DNV GL rules and standards, www.dnvgl.com
- [EN25_3] DIN EN 10025-3, Eurocode: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 3: Technische Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle; Februar 2005
- [EN90] DIN EN 1990, Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; 2002
- [EN93_1] DIN EN 1993-1-1:2005+AC:2009, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Dezember 2010
- [EN93_9] DIN EN 1993-1-9:2005+AC:2009, Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-9: Ermüdung; Dezember 2010
- [Eur89] Eurocode No.3-Background Documentation: Design of Steel Structures Part 1, Background Information on Fatigue Design Rules Statistical Evaluation, Chapter 9 – Document 9.01; Lausanne/Aachen, December 1989
- [FKM03] FKM-Guideline: Analytical strength assessment of components in mechanical engineering; Forschungskuratorium Maschinenbau e. V., Frankfurt, 2003

- [Fri12] Fricke, W.: IIW Recommendations for The Fatigue Assessment of Welded Structures by Notch Stress Analysis; 1st Edition, IIW-2006-09, Woodhead Publishing Limited, October 2012
- [Hob08] Hobbacher, A.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components; Doc. IIW XIII-1539-96/XV-845-96 (englische Version), Paris, Oktober 2008
- [ISO11124] DIN EN ISO 11124-3: Vorbereitung von Stahloberflächen vor dem Auftragen von Beschichtungsstoffen- Anforderungen an metallische Strahlmittel - Teil 3: Stahlguss mit hohem Kohlenstoffgehalt, kugelig und kantig (Shot und Grit); Oktober 1997
- [ISO14341] DIN EN ISO 14341:2011-04: Schweißzusätze – Drahtelektroden und Schweißgut zum Metall-Schutzgasschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einleitung; April 2011
- [ISO15792] DIN EN ISO 15792-1:2012-01: Schweißzusätze – Prüfverfahren – Teil 1: Prüfverfahren für Prüfstücke zur Entnahme von Schweißgutproben an Stahl, Nickel und Nickellegierungen; Januar 2012
- [ISO16269] ISO 16269-6: Statistical Interpretation of Data - Part 6: Determination of Statistical Tolerance Intervals; 2014
- [ISO2560] DIN EN ISO 2560:2010-03: Schweißzusätze – Umhüllte Stabelektroden zum Lichtbogenhandschweißen von unlegierten Stählen und Feinkornstählen – Einleitung; März 2010
- [Nie18] Niemi, E., Fricke, W., Maddox, S. J.: Fatigue Analysis of Welded Components. Designer's guide to the structural hot-spot stress approach; Second Edition, International Institute of Welding, Springer-Verlag, Paris, France, 2018
- [Nie95] Niemi, E.: Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components; Doc. IIW 1221-93, Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, 1995
- [Schn03] Schneider, C.-R.-A., Maddox, S.-J.: Best Practice Guide on Statistical Analysis of Fatigue Data; Doc. IIW XIII-WG1-114-03, Cambridge UK, February 2003

8.2 Fachbücher, Monographien, Aufsätze und Berichte

- [Atz95] Atzori, B., Blasi, G., Pappalettere, C.: Evaluation of fatigue strength of welded structures by local strain measurements; Exp Mech, 25 (2), S. 129-139, 1995

- [Bau13] Baumgartner, J., Ince, E., Schmidt, H.: Erweiterung des Kerbspannungskonzeptes auf Nahtübergänge von Linienschweißnähten an dünnen Blechen; Fachgebiet für Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik, Technische Universität Darmstadt, Forschungsvereinigung Automobiltechnik (FAT), Berlin, 2013
- [Ber14] Berg, J., Stranghöfner, N.: Ermüdungsverhalten HFH-nachbehandelter Kerbdetails des Mobilkranbaus; Ernst & Sohn, Stahlbau 83, Heft 8, Berlin, 2014
- [Buch02] Buchmayr, B.: Werkstoff- und Produktionstechnik mit Mathcad. Modellierung und Simulation in Anwendungsbeispielen; Springer-Verlag, Heidelberg, Berlin, 2002
- [DAn14] D'Angelo, L., Rocha, M., Nussbaumer, A., Brühwiler, E.: S-N-P Fatigue curves using Maximum Likelihood Method for fatigue resistance curves with application to straight and welded rebars; 7th European Conference on Steel and Composite Structures, Eurosteel 2014, Napoli, Italy, September 2014
- [Dij80] Dijkstra, O., D., de Back, J.: Fatigue of welded tubular T- und X-joints; OTC Paper, No. 3639, 12th Offshore Technology Conference, Houston, 1980
- [Dil05] Dilthey, D.: Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2 – Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen; 3., bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Aachen, 2005
- [Don01] Dong, P.: A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analysis of welded joints; International Journal of Fatigue (23), S. 865-876, USA, 2001
- [Dür07] Dür, A.: Zur Schwingfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung; Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Stuttgart, 2007
- [Fri05] Fricke, W., Kahl, A.: Comparisson of different structural stress approaches for fatigue assessment of welded ship structures; Marine Structures (18), S. 473-488, Hamburg, Germany, 2005
- [Glä06] Gläßer, K.: Ermüdungsprobleme dünnwandiger kaltgeformter Bauteile; Dissertation, Technische Universität Berlin, Berlin, 2006
- [Gol05] Goldak, J., A., Akhlaghi, M.: Computational Welding Mechanics; Springer-Verlag US, New York, 2005

- [Gro16] Gross, D., Seelig, T.: Bruchmechanik, Mit einer Einführung in die Mikromechanik; 6., erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2016
- [Gud99] Gudehus, H., Zenner, H.: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung, Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen; 4. Auflage, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1999
- [Gün02] Günther, H.-P.: Ermüdungsverhalten von Stahlträgern mit schlanken Stegblechen im Brückenbau; Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität, Stuttgart, 2002
- [Gün09] Günther, H.-P., Kuhlmann, U.: Nachweiskonzepte zur Bemessung ermüdungsbeanspruchter Bauteile unter Berücksichtigung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren durch höherfrequentes Hämmern; Ernst & Sohn, Stahlbau 78, Heft 9, Berlin, 2009
- [Gur79] Gurney, T., R.: Fatigue of welded structures (ggf. Zmęczenie konstrukcji spawanych-polnische Übersetzung); The Syndics of the Cambridge University Press Bentley House, London, 1979
- [Hai06] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung; 3. Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, Berlin, 2006
- [Hai68] Haibach, E.: Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung; Laboratoriums für Betriebsfestigkeit, Bericht FB-77, Darmstadt, 1968
- [Hai92] Haibach, E.: Bauteile- Ermittlung und Nachweis der Betriebsfestigkeit, konstruktive und unternehmerische Gesichtspunkte; Springer-Verlag, Heidelberg, Berlin, 1992
- [Hei12] Heinze, C., Schwenk, C., Rethmeier, M.: Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding; Journal of Constructional Steel Research (72), 2012
- [Hil08] Hildebrand, J.: Numerische Schweißsimulation - Bestimmung von Temperatur, Gefüge und Eigenspannung an Schweißverbindungen aus Stahl- und Glaswerkstoffen; Dissertation, Institut für Konstruktiven Ingenieurbau, Professur Stahlbau der Bauhaus-Universität Weimar, Weimar, 2008
- [HSE] Health and Safety Executive; Offshore Guidance, UK, www.hse.gov.uk

- [Koc78] Kocanda, S.: Zmęczeniowe niszczenie metali (polnisch); Wydanie drugie rozszerzone, Wydawnictwo Naukowo-Techniczne, Warszawa, 1978
- [Koc91] Kocanda, S., Szala, J.: Podstawy obliczeń zmęczeniowych (polnisch); Wydanie drugie, Państwowe Wydawnictwo Naukowe, Warszawa, 1991
- [Krü15] Krüger, L., Trubitz, P., Henschel, S.: Bruchmechanisches Verhalten unter quasistatistischer und dynamischer Beanspruchung; Moderne Methoden der Werkstoffprüfung, S. 1-52, 2015
- [KTA15] Sicherheitstechnische Regel des KTA, KTA 3401.2: Reaktorsicherheitsbehälter aus Stahl - Teil 3: Auslegung, Konstruktion und Berechnung; November 2015
- [Kuh05] Kuhlmann, U.: Modellierung und Auslegung von Tragwerken unter ruhender und wechselnder Beanspruchung; Skript Teil IV Ermüdung und Betriebsfestigkeit, Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart, Stuttgart, 2004/2005
- [Lach03] Lachmann, C.: Einfluss von Eigenspannungen und Mikrostruktur auf die Lebensdauervorhersage von Schweißverbindungen; Dissertation, Forschungsberichte des Instituts für Schweißtechnik, Band 8, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 2003
- [Lad16] Ladinek, M., Lang, R., Lener, G.: Ermüdungsfestigkeit nach EN 1993-1-9, Anhang B: Strukturspannungen-Gedanken zur Neufassung; Ernst & Sohn, Stahlbau 85, Heft 4, Berlin, 2016
- [Lan15] Langhorst, M.: Beherrschung von Schweißverzug und Schweißeigenspannungen; Dissertation, Lehrstuhl für Werkzeugmaschinen und Fertigungstechnik am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften, Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München, München, 2015
- [Law81] Lawrence, F., V., Ho N., J., Mazumdar, P., K.: Predicting the fatigue resistance of welds; Ann Rev Mater Sci (11), S. 401-425, 1981
- [Lei13] Leitber, M., Stoschka, M., Eichlseder, W.: Fatigue enhancement of thin-walled, high-strength steel joints by high-frequency mechanical impact treatment; International Institute of Welding, Weld World (58), S. 29-39, 2014

- [Lib57] Lieberman, G., J.: Tables for one-sided Statistical Tolerance Limits; Technical Report No. 34, Applied Mathematics and Statistics Laboratory, Stanford California, November 1957
- [Mach61] Macherauch, E., Müller, P.: Das $\sin^2\Psi$ -Verfahren der röntgenographischen Spannungsmessung; Zeitschrift für angewandte Physik (13), S. 305-312, 1961
- [Mad91] Maddox, S., J.: Fatigue Strength of Welded Structures; 2nd Edition, Abington Publishing, Cambridge, 1991
- [Math10] Mathiak, F., U.: Die Methode der finiten Elemente (FEM). Einführung und Grundlage, Fachbereich: Bauingenieur- und Vermessungswesen, Hochschule Neubrandenburg, Neubrandenburg, 2010
- [Mon01] Montgomery, D.-C., Peck, E.-A., Vining, G.-G.: Introduction to Linear Regression Analysis; Wiley Series in Probability and Statistics, Canada, 2001
- [Mor06] Morgenstern, Ch.: Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6); Dissertation, Fachbereich Maschinenbau der Technischen Universität Darmstadt, Darmstadt, 2006
- [Nat63] Natrella, M.-G.: Experimental Statistics; National Bureau of Standards Handbook 91, United States Department of Commerce, Washington, August 1963
- [Neu01] Neuber, H.: Kerbspannungslehre, Theorie der Spannungskonzentration, Genaue Berechnung der Festigkeit; 4. Auflage, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, 2001
- [Neu68] Neuber, H.: Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen; Konstruktion 20 (7), S. 245-51, 1968
- [Nie18] Niemi, E., Fricke, W., Maddox, S. J.: Fatigue Analysis of Welded Components. Designer's guide to the structural hot-spot stress approach; Second Edition, International Institute of Welding, Springer-Verlag, Paris, France, 2018
- [Nie95] Niemi, E.: Stress Determination for Fatigue Analysis of Welded Components; Doc. IIW 1221-93, Lappeenranta University of Technology, Lappeenranta, 1995

- [Nit13] Nitschke Pagel, T., Hensel, T., Klassen, J., Workowski, M., Dilger, K.: Eigenspannungen in unterschiedlichen Kehlnahtverbindungen; DVS Congress, Forschung und Entwicklung, Essen, September 2013
- [Nit15] Nitschke Pagel, T., Pasternak, H., Lener, G., Klassen, J., Chwastek, A., Lang, R.: CORNET-Rewestruct; Bemessungskonzepte für Trag- und Dauerfestigkeitsberechnungen von Reparaturschweißungen – Repair welding of structures; Schlussbericht, AiF Forschungsvorhaben P911/IGF-Nr. 54 EBG, 2015
- [Nit95] Nitschke Pagel, T.: Eigenspannungen und Schwingfestigkeitsverhalten geschweißter Feinkornbaustähle; Dissertation, Technische Universität Braunschweig, Braunschweig, 1995
- [Nob16] Nobrega, J., Diniz, D., Silva, A., et al.: Numerical evaluation of temperature field and residual stresses in an API 5L X80 steel welded joint using the finite element method; Metals (6), January 2016
- [Nus06] Nussbaumer, A., Günther, H.-P.: Grundlagen und Erläuterung der neuen Ermüdungsnachweise nach Eurocode 3; Stahlbaukalender, 2006
- [Nüs10] Nüsse, G. et al.: REFRESH – Lebensdauererlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen; Forschung für die Praxis D 761, FOSTA, Düsseldorf, Februar 2010
- [Pas15_2] Pasternak, H., Chwastek, A.: Zur Entwicklung eines Bemessungskonzeptes für die Lebensdauer von Reparaturschweißungen Teil 2 – Ermittlung der Schwingfestigkeitsklassen; Bauingenieur, Springer-Verlag, S. 272-277, Juni 2015
- [Pas15_6] Pasternak, H., Chwastek, A.: Zur Entwicklung eines Bemessungskonzeptes für die Lebensdauer von Reparaturschweißungen, Teil 1 – Stand der Technik und Versuche; Bauingenieur, Springer-Verlag, S. 47-54, Februar 2015
- [Pet59] Peterson, R., E.: Notch sensitivity; Metal Fatigue, S. 293-306, McGraw Hill, New York, 1959
- [Pou06] Poutiainen, I., Marquis, G.: A fatigue assessment method based on weld stress; International Journal of Fatigue (28), S. 1037-1046, Lappeenranta, Finland, 2006
- [Pyt11] Pyttel, B., Schwerdt, C., Berger, C.: Very high cycle fatigue - Is there a fatigue limit?; International Journal of Fatigue (33), S.49-58, Darmstadt, 2011

- [Rad00] Radaj, D., Sonsino, C., M.: Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten; Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren, DVS-Verlag, Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 142, Düsseldorf, 2000
- [Rad02] Radaj, D.: Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen, Rechnen- und Messverfahren; Verlag für Schweißen und Verwandte Verfahren, DVS-Verlag, Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 143, Düsseldorf, 2002
- [Rad03] Radaj, D.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Leichtbau Maschinen- und Stahlbau; Daimler Chrysler AG, Springer-Verlag, Stuttgart, 2003
- [Rad06] Radaj, D., Sonsino, C. M., Fricke, W.: Fatigue assessment of welded joints by local approaches; 2nd Edition, Woodhead Publishing, Cambridge, 2006
- [Rad07] Radaj, D., Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Ingenieure; 3. Auflage, Springer-Verlag, Stuttgart, Darmstadt, 2007
- [Rad88] Radaj, D.: Wärmewirkungen des Schweißens, Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug; Springer-Verlag, Stuttgart, 1988
- [Rad90] Radaj, D.: Design and Analysis of Fatigue-Resistant Welded Structures; Abington Publishing, Cambridge, 1990
- [Ros09] Rosenthal, M.: Untersuchungen zum werkstoffspezifischen Ermüdungsverhalten von Aluminium-Schweißkonstruktionen unter Berücksichtigung der lokalen Schweißnahtgeometrie; Dissertation, Fachbereich Maschinenbau der Universität Siegen, Siegen, 2009
- [Rud03] Rudolph, J.: Zur rechnerischen Bauteil-Ermüdungsfestigkeit unter dem besonderen Aspekt der Schweißnahtnachbehandlung; Habilitationsschrift der Universität Dortmund, Dortmund, 2003
- [Ryk81] Rykaluk, K.: Pozostające naprężenia spawalnicze w wybranych stanach granicznych nośności (ggf. Residual welding stresses in chosen ultimate bearing capacity-englische Übersetzung); Prace Naukowe Politechniki Wrocławskiej 29 (11), Wrocław, 1981
- [Sav00] Savaidis, G., Feitzelmayer, K., Schliebner, R., Purkert, G., Vormwald, M.: Schwingfestigkeitsanalyse und Lebensdauerermittlung geschweißter mehrachsiger belasteter Komponenten von Nutzfahrzeugen; DVM-Bericht 127 „Mit Kerben leben?“, S. 175-185, Berlin, 2000

- [Schi09] Schijve, J.: *Fatigue of Structures and Materials*; 2nd Edition, Springer Science + Business Media, Delft, The Netherlands, 2009
- [Schl03] Schliebner, R., Vormwald, M.: *Anwendung von FE-basierten Schwingfestigkeitskonzepten auf Mismatch-Kreuzstoßverbindungen*; Ernst & Sohn, Stahlbau 72, Heft 10, Berlin, 2003
- [Schm10] Schmied, B., Kurmann, S.: *Statischer Festigkeitsnachweis von Schweißnähten mit örtlichen Spannungen*; Manuskript zum Vortrag am Schweizer Maschinenelemente Kolloquium, Hochschule für Technik Rapperswil, Rapperswil, Schweiz, 2010
- [Schu10] Schulze, G.: *Die Metallurgie des Schweißens. Eisenwerkstoffe – Nichteisenmetallische Werkstoffe*; 4., neu bearbeitete Auflage, Springer-Verlag, Heidelberg, Berlin, 2010
- [Schw07] Schwenk, Ch.: *FE-Simulation des Schweißverzugs laserstrahlgeschweißter dünner Bleche – Sensitivitätsanalyse durch Variation der Werkstoffkennwerte*; Dissertation, Fakultät V – Verkehrs- und Maschinensysteme der Technischen Universität Berlin, Berlin, 2007
- [Sie13] Siegele, D., Baumgartner, J., Varfolomeev, I., Moroz, S., Brand, M., Bruder, T.: *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen*; *Schweißen und Schneiden* (65), S. 128-135; Fraunhofer IWM, 2013
- [Son08] Sonsino, C., M.: *Betriebfestigkeit - Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen*; *Material Testing*, Vol. 50, Darmstadt, 2008
- [Son09] Sonsino, C., M.: *Effect of residual stress on the fatigue behaviour of welded joints depending on loading conditions and weld geometry*; *International Journal of Fatigue, Special Issues* (31), S. 88-101, Darmstadt, 2009
- [Ste14] Steppeler, S.: *Zum Ermüdungsverhalten von Strumpfnahverbindungen bei sehr hohen Lastwechselzahlen*; Dissertation, Fakultät für Bauingenieurwesen und Geodäsie der Gottfried Wilhelm-Leibniz-Universität Hannover, Hannover, 2014
- [Vor16] Vormwald, M., Ehsan, S.: *Schwingfestigkeitsbewertung von Nahtenden unter kombinierter Beanspruchung*; *Materialwissenschaft und Werkstofftechnik* 47 (10), S. 904-910 (print), 2016

- [Wei09] Weich, I.: Ermüdungsverhalten mechanisch nachbehandelter Schweißverbindungen in Abhängigkeit des Randschichtzustands; Dissertation, Fakultät für Architektur, Bauingenieurwesen und Umweltwissenschaften der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Braunschweig, 2009
- [Wei15] Weißbach, W., Dahms, M., Jaroschek, Ch.: Werkstoffkunde. Strukturen, Eigenschaften, Prüfung; 19., vollständig überarbeitete und erweiterte Auflage, Springer-Verlag, Braunschweig, Flensburg, Bielefeld, 2015
- [Wöh1863] Wöhler, A.: Über die Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt a. d. Oder angestellt sind; Zeitschrift für Bauwesen (13), S. 233-258, 1863
- [Wos03] Wossog, G. (Hrsg.): Handbuch Rohrleitungsbau; Band II: Berechnung; Vulkan-Verlag, Essen, 2003

Anhänge

A. Ermüdungsversuche

Hierbei befinden sich die Ergebnisse aus den Ermüdungsversuchen.

Tab. A28: Ergebnisse der Ermüdungsversuche des Urzustands

Gr I - Urzustand

Stufe	Bez.	s_o	s_u	s_m	s_a	D_s	F_o	F_u	F_m	F_a	DF	Lastwechsel N	Bemerkung: Bruch
		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	kN	kN	kN	kN		
1	1	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	254.250	Nahtübergang
	2	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	223.360	Nahtübergang
	3	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	229.491	Nahtübergang
	4	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	221.924	Nahtübergang
2	5	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	328.572	Nahtübergang
	6	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	379.195	Nahtübergang
3	7	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	689.016	Nahtübergang
	8	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	828.843	Nahtübergang
	9	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	652.891	Nahtübergang
	10	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	925.671	Nahtübergang
	11	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	884.633	Nahtübergang
4	12	115,0	11,5	63,3	51,8	103,5	74,8	7,5	41,1	33,6	67,3	4.409.526	Nahtübergang
5	13	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.001.000	Durchläufer
	14	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.000.000	Durchläufer

Tab. A29: Ergebnisse der Ermüdungsversuche nach der Sanierung

Gr II - Sanierung

Stufe	Bez.	s_o	s_u	s_m	s_a	D_s	F_o	F_u	F_m	F_a	DF	Lastwechsel N	Bemerkung: Bruch
		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	kN	kN	kN	kN		
1	1	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	634.052	Nahtübergang
	2	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	688.240	Nahtübergang
	3	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	362.395	Nahtübergang
	4	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	326.659	Nahtübergang
	5	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	248.212	Nahtübergang
2	6	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	883.961	Nahtübergang
	7	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	814.435	Nahtübergang
3	8	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	2.000.100	Nahtübergang
	9	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	498.092	Nahtübergang
	10	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	2.000.000	Nahtübergang
4	13	115,0	11,5	63,3	51,8	103,5	74,8	7,5	41,1	33,6	67,3	4.510.843	Nahtübergang
5	14	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.000.100	Durchläufer
	15	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.000.000	Durchläufer

Tab. A30: Ergebnisse der Ermüdungsversuche nach der Nachbehandlung

Gr III - Nachbehandlung

Stufe	Bez.	s_o	s_u	s_m	s_a	D_s	F_o	F_u	F_m	F_a	DF	Lastwechsel	Bemerkung
		N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	N/mm ²	kN	kN	kN	kN	kN	N	Bruch
1	1	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	285.893	Nahtübergang
	2	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	184.582	Nahtübergang
	3	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	582.970	Nahtübergang
	4	230,0	23,0	126,5	103,5	207,0	149,5	15,0	82,2	67,3	134,6	344.054	Nahtübergang
2	5	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	386.346	Nahtübergang
	6	185,0	18,5	101,8	83,3	166,5	120,3	12,0	66,1	54,1	108,2	643.663	Nahtübergang
3	7	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	1.055.904	Nahtübergang
	8	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	885.533	Nahtübergang
	9	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	2.000.000	Nahtübergang
	10	160,0	16,0	88,0	72,0	144,0	104,0	10,4	57,2	46,8	93,6	1.954.981	Nahtübergang
4	11	115,0	11,5	63,3	51,8	103,5	74,8	7,5	41,1	33,6	67,3	5.000.000	Durchläufer
5	12	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.000.000	Durchläufer
	13	80,0	8,0	44,0	36,0	72,0	52,0	5,2	28,6	23,4	46,8	5.000.000	Durchläufer

B. Materialzugversuch

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Baustahl S355NL verwendet. Es handelte sich dabei um normalisierend gewalzten Feinkornbaustahl der Gütegruppe „NL“. Um mechanische Kenngrößen zu bestätigen, wurde ein Zugversuch des Werkstoffes durchgeführt. Als Richtlinien dafür gelten [DIN50125] und [DIN6892]. Für den Zugversuch wurden Proben aus den, für die Ermüdungsversuche vorgesehenen, Proben sowohl längs als auch quer herausgeschnitten, siehe Abb. A72. Es handelte sich um die Probeform des Typs A, siehe [DIN50125]. Die Dehnungen wurden während der Versuchsdurchführung mithilfe eines Extensometers aufgezeichnet. Für die Versuche wurde die Dehngeschwindigkeitsmethode angewendet. Es wurde eine Geschwindigkeit von $0,067 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$ verwendet.

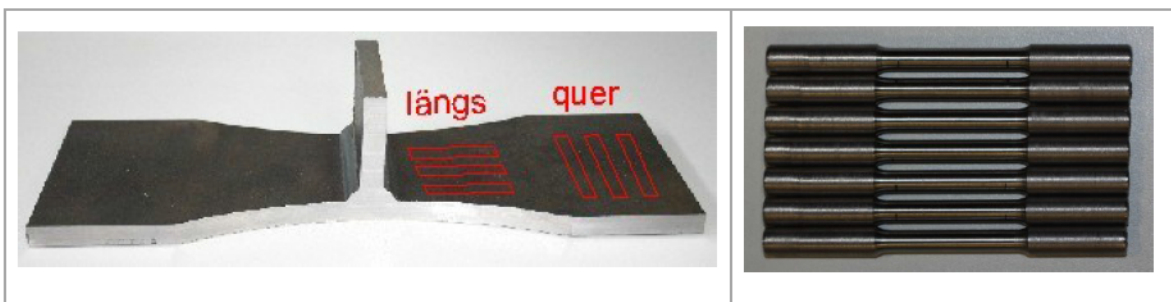
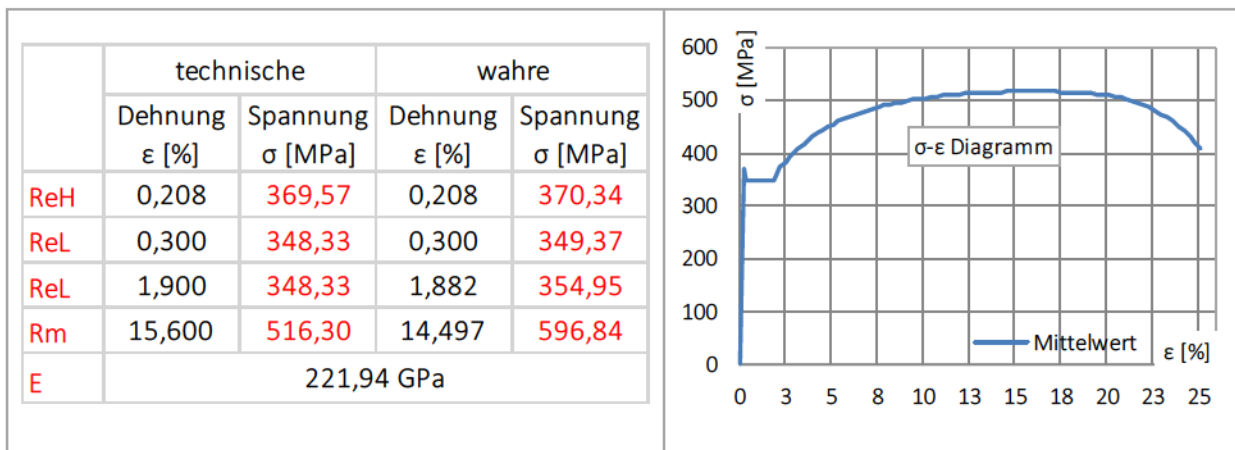


Abb. A72: Probe zum Zugversuch

Aus den Ergebnissen wurden die mittleren Werte der Festigkeiten, wie obere und untere Streckgrenze, Zugfestigkeit und Elastizitätsmodul ausgewertet. In Tab. A31 wurden sowohl die technischen als auch die wahren Werte der Festigkeiten dargestellt. Ein Diagramm aus Tab. A31 stellt das endgültige Spannungs-Dehnungs-Diagramm des im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Stahls dar. Da die Ermüdungsversuche sich innerhalb des elastischen Bereichs befinden, ist dabei das Elastizitätsmodul von Bedeutung. Die unten aufgelisteten Tabellen (Tab. A32 bis Tab. A39) stellen die Protokolle der einzelnen Proben dar.

Tab. A31: Mechanische Kenngrößen des verwendeten Stahls

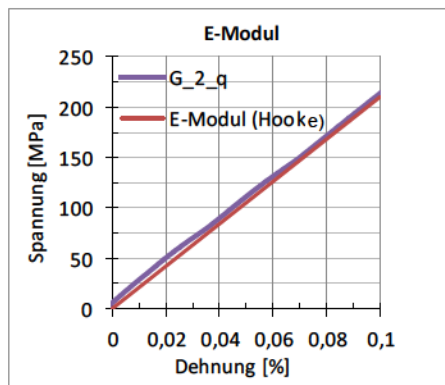
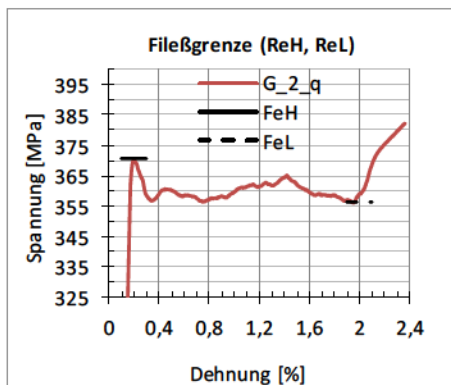
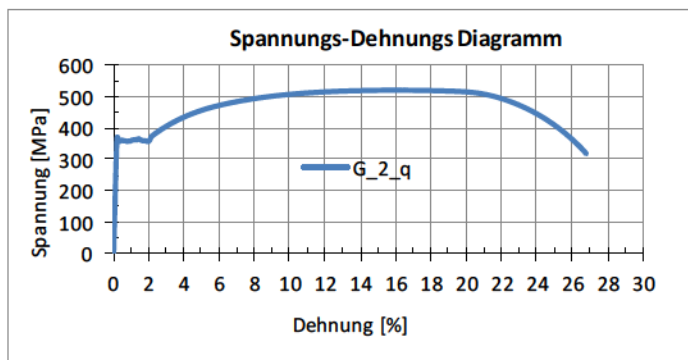


Tab. A32: Zugversuch für Prüfkörper G_2_q

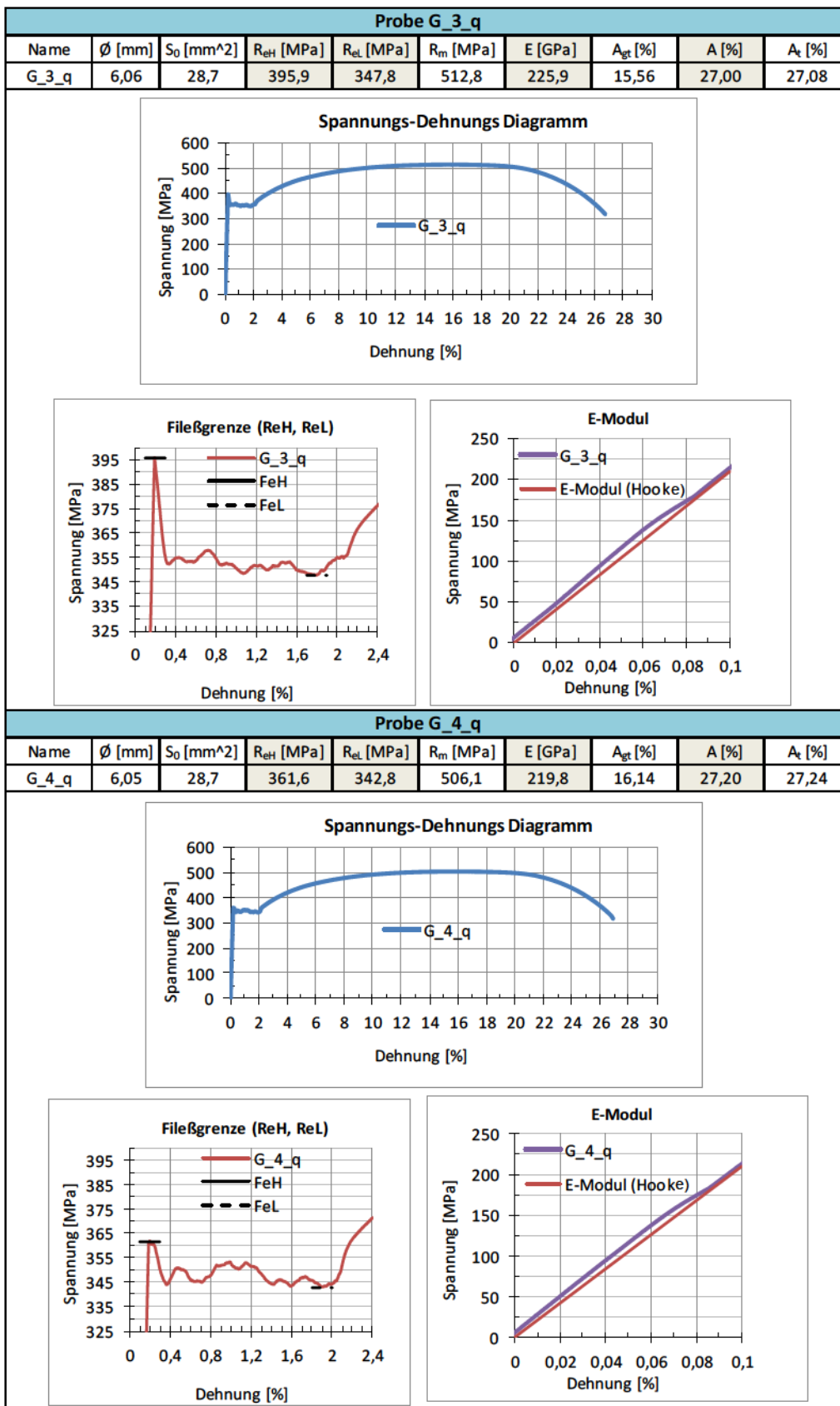
Zugversuch entsprechend der Norm EN 10002-1	
Ausgangsdaten	Versuchsdurchführung
Werkstoff: S355J2N (DIN EN 10025-3)	Versuchsregelung: Verfahre A (DIN EN ISO 6892-1)
Probenanzahl, Lage: 15(9 quer, 6 längs)	Dehngeschwindigkeitsregelung
Probenform: Form A (DIN 50125:2009-07)	Prüftgeschwindigkeit: 4mm/m = 0,067mm/s
Lc = 36mm	
L0 = 30mm	
Durchmesser \varnothing : Mittel von 3 Messstellen $(d_{0_0} + d_{0_{90}}) / 2$	

Prüfbericht										
Probe	Durchmesser	Fläche	Obere Fließgrenze	Untere Fließgrenze	Zugfestigkeit	Modul Young	Dehnung bei Höchstkraft	Bruchdehnung	Gesamte Dehnung beim Bruch	
Name	\varnothing [mm]	S_0 [mm ²]	R_{eH} [MPa]	R_{eL} [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_{gt} [%]	A [%]	A_t [%]	

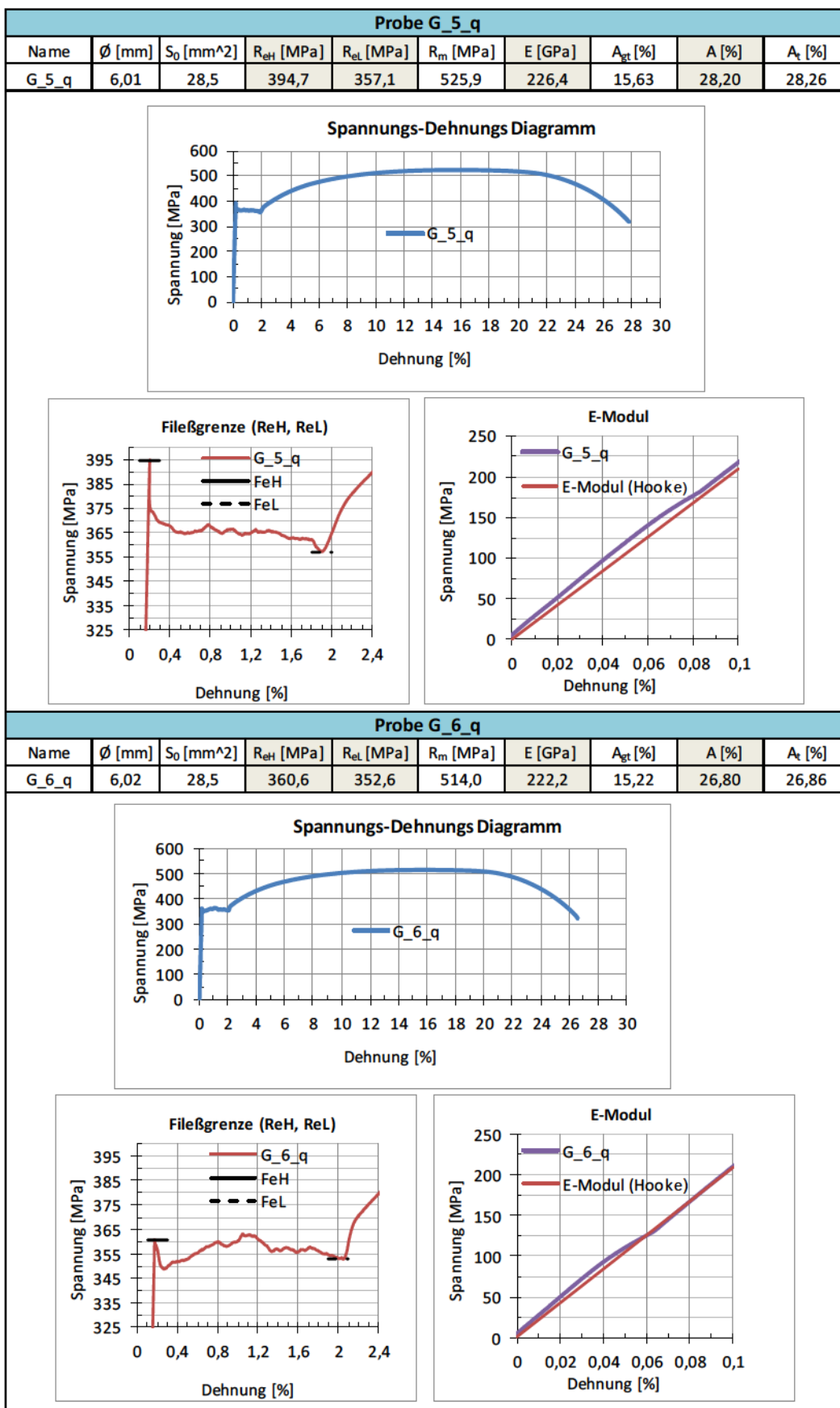
Quer										
Probe G_2_q										
Name	\varnothing [mm]	S_0 [mm ²]	R_{eH} [MPa]	R_{eL} [MPa]	R_m [MPa]	E [GPa]	A_{gt} [%]	A [%]	A_t [%]	
G_2_q	6,04	28,7	370,5	355,9	521,1	221,2	16,025	27,00	27,015	



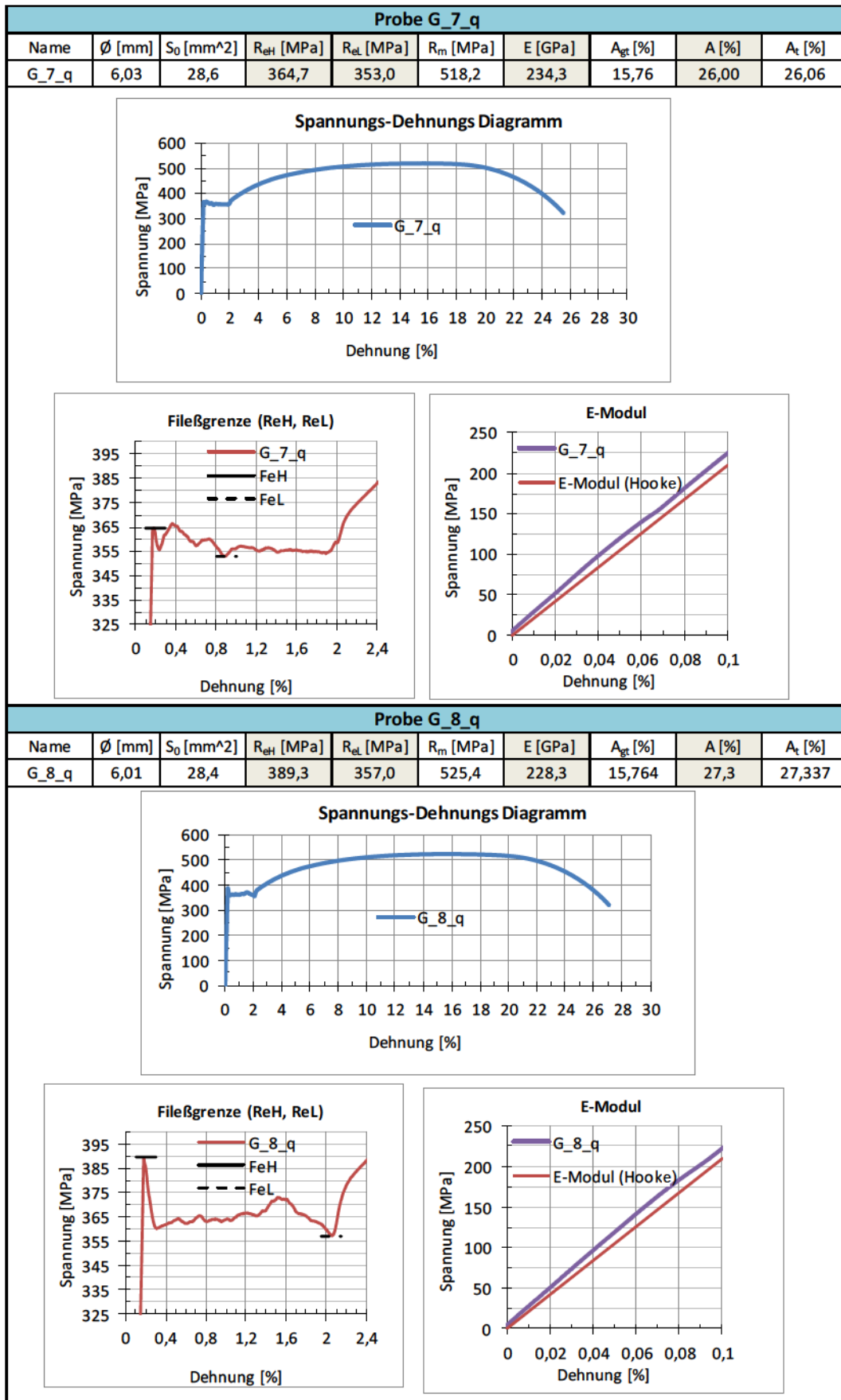
Tab. A33: Zugversuche für Prüfkörper G_3_q und G_4_q



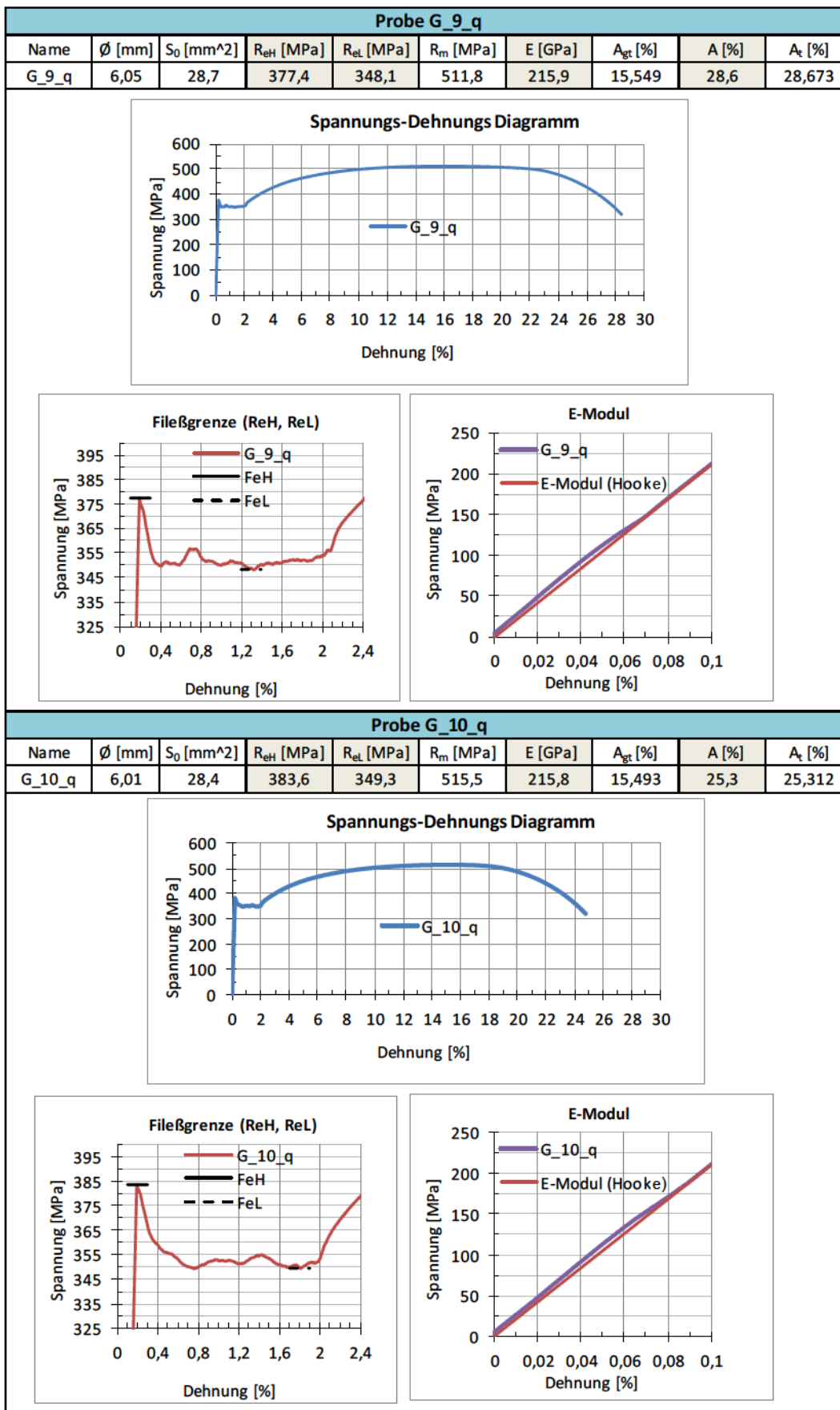
Tab. A34: Zugversuche für Prüfkörper G_5_q und G_6_q



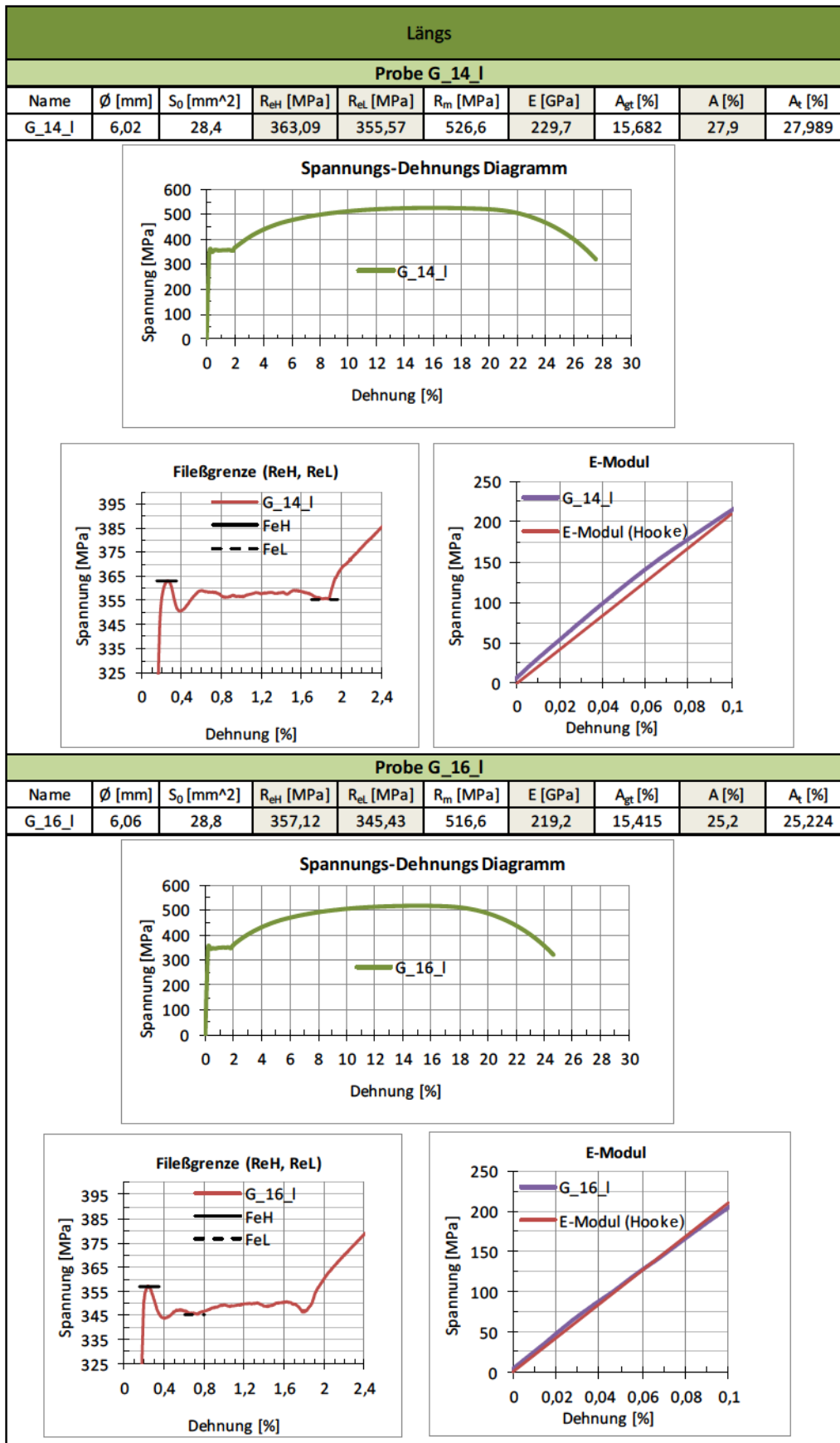
Tab. A35: Zugversuche für Prüfkörper G_7_q und G_8_q



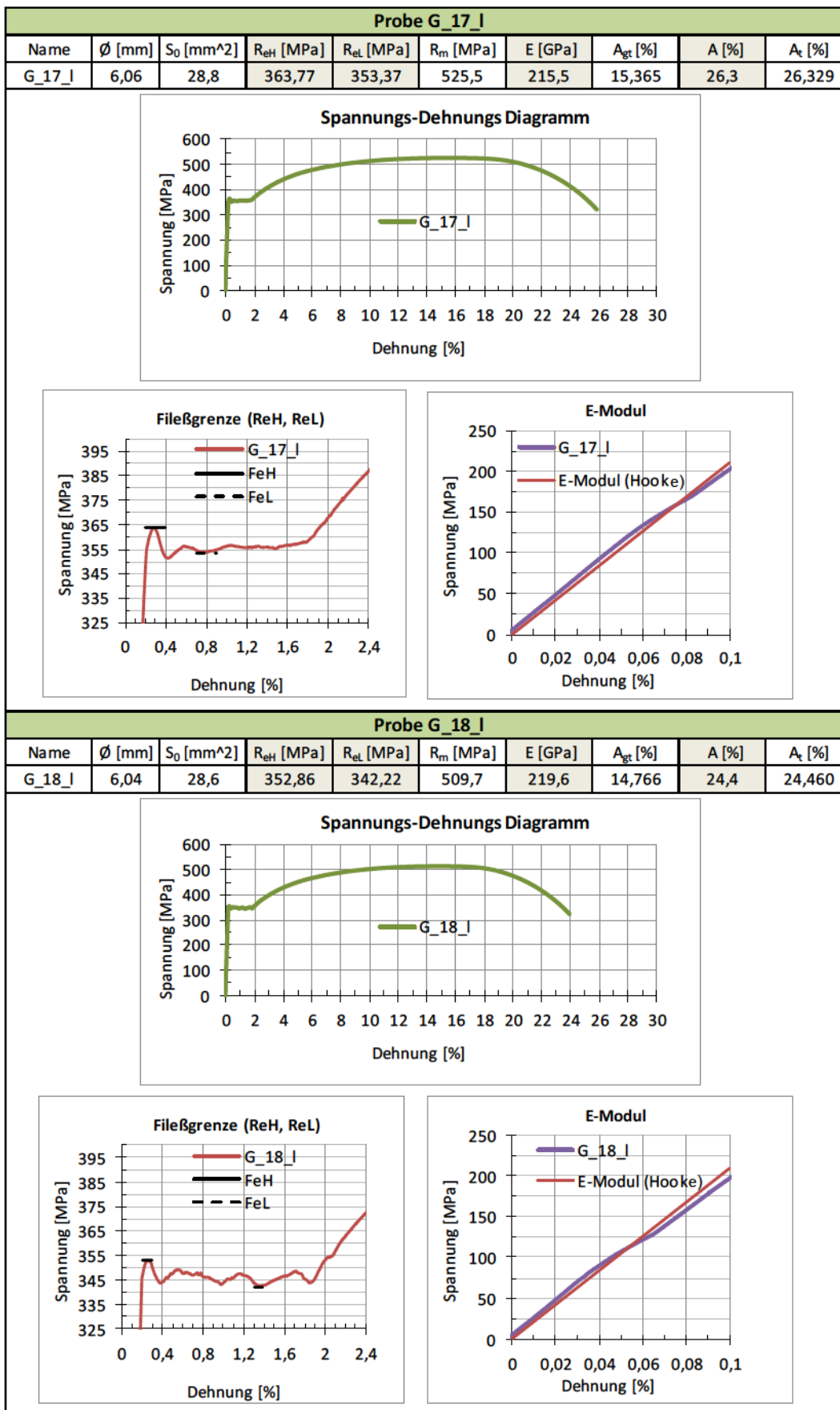
Tab. A36: Zugversuche für Prüfkörper G_9_q und G_10_q



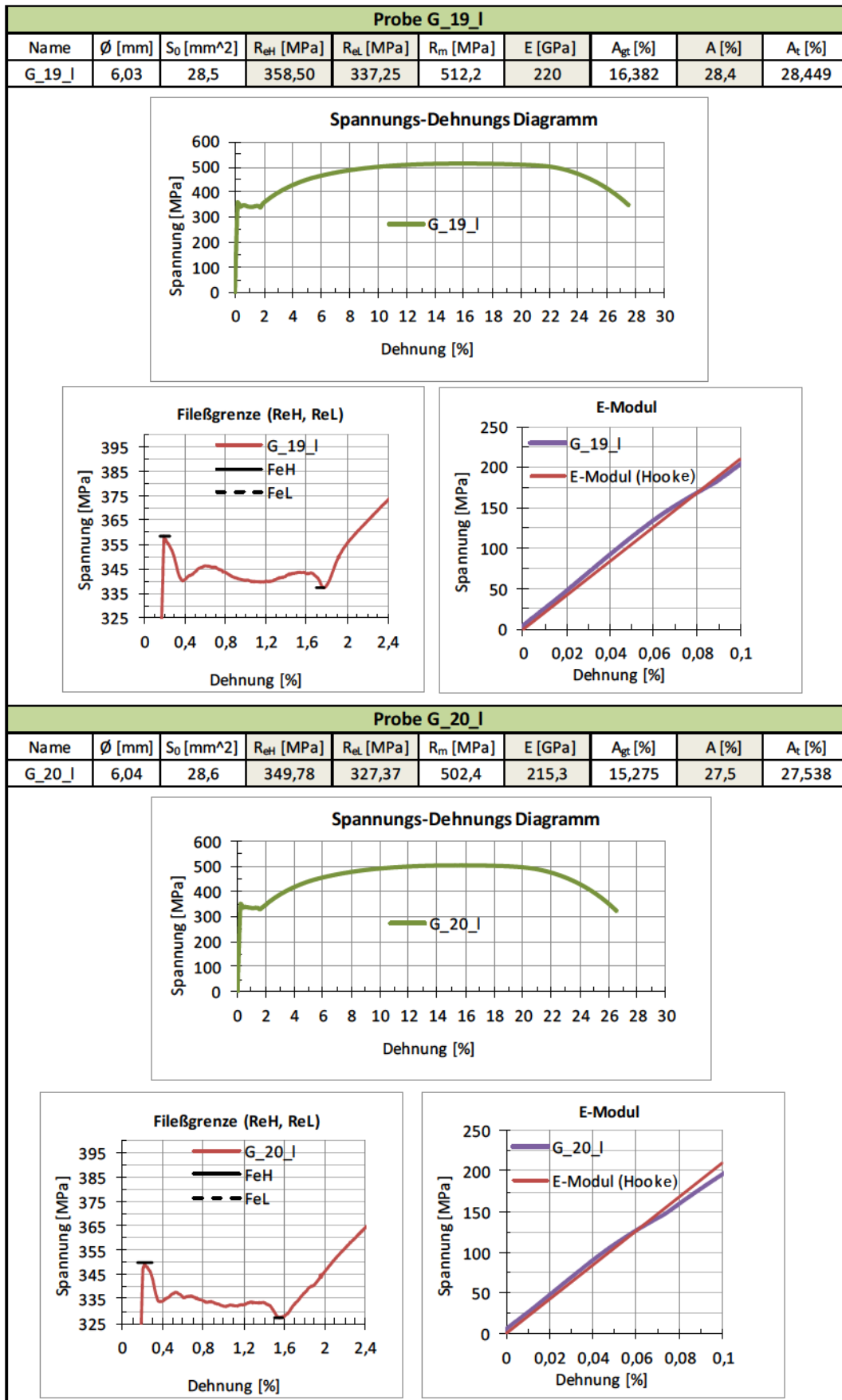
Tab. A37: Zugversuche für Prüfkörper G_14_I und G_16_I



Tab. A38: Zugversuche für Prüfkörper G_17_I und G_18_I



Tab. A39: Zugversuche für Prüfkörper G_19_I und G_20_I



C. Angaben zur statistischen Auswertung

Tab. A40 zeigt eine Zusammensetzung der $k_3(n,p,1-\alpha)$ Faktoren für die Grenzen einseitig begrenzter statistischer Anteilsbereiche bei unbekannter Standardabweichung s [ISO16269]. Es handelt sich dabei um ein Quantil für die Überlebenswahrscheinlichkeit der Proben von 95 % mit einem 75 %-igen einseitigen Toleranzintervall, das mit Hilfe der Normalverteilung zu ermitteln ist.

Tab. A40: Faktoren $k_3(n,p,1-\alpha)$ mit einseitigem Toleranzintervall; Tabelle aus [ISO16269]

Tabelle D.2 — Vertrauensniveau 75,0 %
Table D.2 — Confidence level 75,0 %
($1 - \alpha = 0,75$)

n	p					
	0,50	0,75	0,90	0,95	0,99	0,999
2	0,708	2,225	3,993	5,122	7,267	9,673
3	0,472	1,465	2,502	3,152	4,396	5,806
4	0,383	1,256	2,134	2,681	3,726	4,911
5	0,332	1,152	1,962	2,464	3,422	4,508
6	0,297	1,088	1,860	2,336	3,244	4,274
7	0,272	1,044	1,791	2,251	3,127	4,119
8	0,252	1,011	1,740	2,189	3,042	4,008
9	0,236	0,985	1,702	2,142	2,978	3,925
10	0,223	0,964	1,671	2,104	2,927	3,858
11	0,212	0,947	1,646	2,074	2,886	3,805
12	0,202	0,933	1,625	2,048	2,852	3,760
13	0,193	0,920	1,607	2,026	2,823	3,722
14	0,186	0,909	1,591	2,008	2,797	3,690
15	0,179	0,900	1,578	1,991	2,776	3,662
16	0,173	0,891	1,566	1,977	2,756	3,637
17	0,168	0,884	1,555	1,964	2,739	3,615
18	0,163	0,877	1,545	1,952	2,724	3,595
19	0,158	0,870	1,536	1,942	2,710	3,577
20	0,154	0,865	1,529	1,932	2,697	3,561
22	0,147	0,854	1,514	1,916	2,675	3,533
24	0,140	0,846	1,503	1,902	2,657	3,509
26	0,135	0,838	1,492	1,889	2,641	3,488
28	0,130	0,831	1,483	1,879	2,626	3,470
30	0,125	0,825	1,475	1,869	2,614	3,454
35	0,116	0,813	1,458	1,850	2,588	3,421
40	0,108	0,803	1,445	1,834	2,568	3,396
45	0,102	0,795	1,435	1,822	2,552	3,375
50	0,097	0,789	1,426	1,811	2,539	3,358
60	0,088	0,778	1,412	1,795	2,518	3,331
70	0,082	0,770	1,401	1,783	2,502	3,311
80	0,076	0,763	1,393	1,773	2,489	3,295
90	0,072	0,758	1,386	1,765	2,479	3,282
100	0,068	0,753	1,380	1,758	2,470	3,271
150	0,056	0,738	1,361	1,736	2,442	3,235
200	0,048	0,730	1,350	1,723	2,425	3,214
250	0,043	0,724	1,342	1,714	2,414	3,200
300	0,039	0,719	1,337	1,708	2,406	3,190
400	0,034	0,713	1,329	1,699	2,395	3,176
500	0,031	0,709	1,324	1,693	2,387	3,167
1 000	0,022	0,699	1,311	1,679	2,369	3,144
∞	0,000	0,675	1,282	1,645	2,327	3,091