

JENNIFER C. HRABOWSKI

Ermüdungsverhalten von
Schweißverbindungen aus höchstfestem
Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich

Jennifer C. Hrabowski

**Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus
höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich**

BAND 9

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine
Berichte zum Stahl- und Leichtbau

Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich

von

Jennifer C. Hrabowski

Karlsruher Institut für Technologie
Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine

Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl
im Kurzzeitfestigkeitsbereich

Zur Erlangung des akademischen Grades eines Doktor-Ingenieurs
von der KIT-Fakultät für Bauingenieur-, Geo- und Umweltwissenschaften
des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) genehmigte Dissertation

von Dipl.-Ing. Jennifer C. Hrabowski geb. Bergers aus Reutlingen

Tag der mündlichen Prüfung: 30. November 2018

Referenten: Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer, Prof. Dr.-Ing. Alain Nussbaumer

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark
of Karlsruhe Institute of Technology.

Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover, pictures and graphs – is licensed
under a Creative Commons Attribution-Share Alike 4.0 International License
(CC BY-SA 4.0): <https://creativecommons.org/licenses/by-sa/4.0/deed.en>*



*The cover page is licensed under a Creative Commons
Attribution-No Derivatives 4.0 International License (CC BY-ND 4.0):
<https://creativecommons.org/licenses/by-nd/4.0/deed.en>*

Print on Demand 2019 – Gedruckt auf FSC-zertifiziertem Papier

ISSN 2198-7912

ISBN 978-3-7315-0931-8

DOI 10.5445/KSP/1000094296

Kurzfassung

Größer, höher, weiter... so lauten die Anforderungen an den konstruktiven Ingenieurbau der heutigen Zeit. Zur Umsetzung dieser Ziele im modernen Stahlleichtbau spielt die Weiterentwicklung hochfester Baustähle eine entscheidende Rolle. Stahlsorten mit Streckgrenzen von bis zu 1300 N/mm² bieten hohe Festigkeiten in Kombination mit ausreichender Zähigkeit und guter Schweißeignung. Für den Kran- und Anlagenbau werden dadurch höhere Beanspruchbarkeiten bei gleichzeitig geringerem Eigengewicht der Konstruktion ermöglicht. Durch den Einsatz höchstfester Feinkornbaustähle können die Traglast und damit auch die Wirtschaftlichkeit der Konstruktion erhöht werden.

Für die Ermüdungsbemessung kann die höhere statische Festigkeit nach derzeit gültigen Normen und Regelwerken nicht zum Ansatz gebracht werden. Insbesondere im Kranbau wird für die Ermüdung der Lastspielzahlbereich unter 50.000, aber dafür mit verhältnismäßig hohen einzelnen Beanspruchungen, maßgebend. Hier stellt sich die Frage, ob die höhere statische Festigkeit der höchst- und ultrahochfesten Stähle im Kurzzeitfestigkeitsbereich zum Tragen kommt und in wie weit diese angesetzt werden kann.

Innerhalb dieser Arbeit wird das so genannte Low-Cycle-Fatigue-Verhalten moderner höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle mit Nennfestigkeiten bis 1100 N/mm² im Schweißzustand untersucht und beschrieben. Eine wichtige Rolle spielen dabei die Abgrenzung des elastischen zum vorwiegend plastischen Materialverhalten und die Grenzen der Anwendbarkeit der rein elastischen Bemessung.

Am Ende werden Empfehlungen zur Bemessung auf Basis der Nennspannungs-, Strukturspannungs- und Kerbspannungsmethode ausgesprochen. Damit können Schweißdetails aus höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich elastisch bemessen werden. Die gewonnenen Erkenntnisse erlauben eine genauere Bemessung, die eine wirtschaftliche Anwendung höchstfester Feinkornbaustähle ermöglicht.

Abstract

Higher, wider, further... so are the requirements for structural engineering today. To achieve these objectives in modern steel lightweight construction, the development of high-strength steels plays a crucial role. Steel grades with yield strengths up to 1300 N/mm² provide the necessary high strength. Combined with good toughness and sufficient weldability they enable higher load capacity and at the same time a lower weight of the construction. The load bearing capacity and hence the efficiency of the structure can be increased through the use of high-strength fine-grain structural steels.

For the fatigue design the higher static strength cannot be used according to current standards and regulations. Particularly in crane construction, fatigue is governed by the load cycle range below 50,000 and high single loads. This raises the question of whether the higher static strength of ultra-high strength steels in the low-cycle fatigue range comes into play, and how far this can be applied.

Within this work, the low-cycle fatigue behavior of modern high strength and ultra-high strength fine-grain structural steels with nominal strengths up to 1100 N/mm² in welded condition is investigated and described. An important role is played by the differentiation of the elastic to predominantly plastic material behavior and the limits of the applicability of elastic design rules.

At the end design recommendations are given on the basis of the nominal stress approach as well as the structural notch stress approach. Thus, welded details made of high-strength steels can be designed for low-cycle fatigue applications. Furthermore, a more accurate assessment can be done, allowing for an economical application of high-strength fine-grain structural steels.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	i
Abstract	iii
Abbildungsverzeichnis	ix
Tabellenverzeichnis	xiii
Abkürzungsverzeichnis	xv
Vorwort	xxi
1 Einleitung	1
1.1 Motivation	1
1.2 Zielsetzung	2
1.3 Aufbau der Arbeit	2
2 Stand der Technik	5
3 Grundlagen	9
3.1 Hochfester vergüteter Feinkornbaustahl	9
3.1.1 Allgemeines	9
3.1.2 Herstellung	9
3.1.3 Gefügestruktur	10
3.1.4 Mechanische Eigenschaften	11
3.1.5 Wechselverformungsverhalten	12
3.1.6 Bearbeitung	13
3.1.7 Schweißbeignung	13
3.1.8 Anwendung	14
3.1.9 Wirtschaftlichkeit	14
3.2 Ermüdung	15
3.2.1 Allgemeines	15
3.2.2 Ermüdung nach Basquin	16
3.2.3 Ermüdung nach Coffin-Manson	16
3.2.4 Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten	17
3.2.5 Zyklisches Werkstoffgesetz	18
3.2.6 Beziehung zwischen linear-elastischer und nichtlinear-elastischer Dehnung	18
3.2.7 Hysterese für Maximalspannungen oberhalb der Streckgrenze	20
3.2.8 Besonderheiten bei Schweißverbindungen	22

3.3	Ermüdungsbemessung	23
3.3.1	Allgemeines.....	23
3.3.2	Nennspannungskonzept	24
3.3.3	Strukturspannungskonzept	25
3.3.4	Kerbspannungskonzept.....	27
3.3.5	Bruchmechanik.....	28
3.4	Statistik	28
3.4.1	Allgemeines.....	28
3.4.2	Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche.....	29
3.4.3	Vertrauensbereich und Aussagewahrscheinlichkeit	30
4	Experimentelle Untersuchungen	33
4.1	Allgemeines.....	33
4.2	Versuchsprogramm.....	34
4.3	Versuchsdurchführung.....	36
4.4	Stumpfnähte.....	39
4.4.1	Allgemeines.....	39
4.4.2	Kerbfallklassifizierung	40
4.4.3	Versuchskörperherstellung	41
4.4.4	Stumpfnahtbewertung nach DIN EN ISO 5817	42
4.4.5	Ergebnisse der Dauerschwingversuche	46
4.4.6	Beurteilung der Ergebnisse.....	48
4.5	Aufgeschweißte Quersteifen.....	54
4.5.1	Allgemeines.....	54
4.5.2	Kerbfallklassifizierung	55
4.5.3	Versuchskörperherstellung	56
4.5.4	Kehlnahtbewertung nach DIN EN ISO 5817	57
4.5.5	Ergebnisse der Dauerschwingversuche	61
4.5.6	Beurteilung der Ergebnisse.....	62
4.6	Versuchsbegleitende Messungen.....	67
4.6.1	Zyklisches Materialverhalten	67
4.6.2	Statische Dehnungsmessungen.....	70
4.6.3	Zyklische Dehnungsmessungen	74
4.6.4	Rissfortschritt	76
4.6.5	Eigenspannungen.....	78
4.6.6	Bruchflächenanalyse	81
4.7	Ergebnis der experimentellen Untersuchungen	84

5	Numerische Untersuchungen	85
5.1	Allgemeines.....	85
5.2	Diskretisierung.....	85
5.3	Materialgesetz.....	90
5.4	Validierung.....	90
5.5	Auswertung nach der Strukturspannungsmethode.....	92
5.6	Auswertung nach der Kerbspannungsmethode.....	96
5.7	Ergebnis der numerischen Untersuchungen.....	100
6	Bemessungsempfehlung	101
6.1	Allgemeines.....	101
6.2	Nennspannungsmethode.....	101
6.3	Strukturspannungsmethode.....	105
6.4	Kerbspannungsmethode.....	107
6.5	Kerbdehnungsmethode.....	108
6.6	Plastische Bemessung.....	109
6.6.1	Stützziffer n_χ und Kerbempfindlichkeit n_k	109
6.6.2	Plastischer Korrekturfaktor k_{pl}	111
6.7	Ergebnis der Bemessungsempfehlung.....	113
7	Zusammenfassung	115
8	Ausblick	119
8.1	Anlass.....	119
8.2	Materialdefinition.....	119
8.3	Diskretisierung.....	120
8.4	Zyklische Simulation.....	120
8.5	Erste Erkenntnisse und Empfehlungen für weiteres Vorgehen.....	124
	Literaturverzeichnis	125
	Normen.....	125
	Fachliteratur.....	126
	Software.....	131

Anhang	133
A. Lineare Regressionsanalyse	135
B. Experimentelle Untersuchungen	139
B.1 Ergebnisse der Dauerschwingversuche.....	139
B.2 Probenvermessung und Bewertung Stumpfnahht	141
B.3 Probenvermessung und Bewertung Quersteife	145
B.4 Dehnungsmessungen	152
B.5 Rissfortschritt.....	163
B.6 Bruchflächenanalyse.....	167
C. Numerische Untersuchungen.....	169
C.1 Spannungskonzentrationsfaktoren SCF	169
C.2 Kerbformzahlen K_t	172
D. Bemessungsempfehlung	175
D.1 Plastischer Korrekturfaktor k_{pl}	175
D.2 Zyklische Werkstoffkurven	178

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Gefügestruktur S960QL (links) und S1100QL (rechts)	10
Abbildung 2: Spannungs-Dehnungs-Kurven für Stähle unterschiedlicher Streckgrenzen.....	11
Abbildung 3: Wechselverformungskurven für den Vergütungsstahl 42CrMo4 [Gud 00].....	12
Abbildung 4: Beanspruchung, Lastspiel und Spannungsverhältnis.....	15
Abbildung 5: Schematische Darstellung der Dehnungs-Wöhlerkurve	17
Abbildung 6: Anwendung der Neuber-Regel [Neu 61].....	20
Abbildung 7: Schematische Darstellung der Hysterese für Maximalspannungen oberhalb der Streckgrenze nach [Schi 01].....	21
Abbildung 8: Schematische Darstellung zyklischen Kriechens	21
Abbildung 9: Spannungskonzentration bei Schweißnähten	22
Abbildung 10: Definitionen und Bereiche der Wöhlerkurve.....	24
Abbildung 11: Ermüdungsfestigkeitskurve für Längsspannungsschwingbreiten.....	25
Abbildung 12: Lineare Extrapolation für Typ a Hot-Spots mit feinem Netz nach IIW [Hob 16].....	26
Abbildung 13: Stumpfnah mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel.....	35
Abbildung 14: Beidseitige Quersteife mit Kehlnaht	36
Abbildung 15: Versuchsdurchführung	37
Abbildung 16: Versuchsbegleitende Dehnungsmessungen und Rissfortschrittsaufzeichnungen	38
Abbildung 17: Beispiele für Stumpfnahverbindungen.....	39
Abbildung 18: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.3: Quer laufende Stumpfnähte	40
Abbildung 19: Schlifffbilder der untersuchten Stumpfnahverbindungen, Quelle [Mel 15].....	42
Abbildung 20: Abmessungen der Stumpfnahprobe.....	43
Abbildung 21: Wöhlerkurven der Stumpfnahverbindungen mit frei berechneter Neigung bei 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit.....	47
Abbildung 22: Formel zur Berücksichtigung des Winkelverzugs β bei Flachproben mit eingespannten Enden nach IIW [Hob 16].....	48

Abbildung 23: Vergleich vorhandener und korrigierter Ergebnisse mit frei berechneter Neigung automatisiert geschweißter Stumpfnahthproben aus S960QL.....	51
Abbildung 24: Gemeinsame Auswertung für höchstfeste Stumpfnahthverbindungen unter Berücksichtigung der korrigierten Nennspannung für Proben mit Winkelverzug über 2 Grad.....	52
Abbildung 25: Gemeinsame Auswertung für höchstfeste Stumpfnahthverbindungen unter Berücksichtigung der korrigierten Nennspannung für Proben mit Winkelverzug über 0,5 Grad.....	52
Abbildung 26: Beispiele für aufgeschweißte Steifen	55
Abbildung 27: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.4: Angeschweißte Anschlüsse und Steifen	56
Abbildung 28: Imperfektionen der beidseitig aufgeschweißten Quersteife	57
Abbildung 29: Gemeinsame Wöhlerkurve der höchstfesten Proben mit aufgeschweißten Quersteifen	62
Abbildung 30: Wöhlerkurven für höchstfeste aufgeschweißte Quersteifen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug für alle Proben.....	65
Abbildung 31: Gemeinsame Wöhlerkurve für höchstfeste aufgeschweißte Quersteifen unter Berücksichtigung der Biegespannung für Winkelverzug größer als 1°.....	65
Abbildung 32: Dehnungswöhlerkurve der verwendeten Werkstoffe nach Coffin-Manson-Morrow [Mel 15]	68
Abbildung 33: Zyklisches Materialverhalten der höchstfesten Stähle für $R = -1$	69
Abbildung 34: Korrekturfaktoren k_m für Flachproben mit Winkelverzug nach IIW [Hob 16].....	73
Abbildung 35: Zyklische Dehnungsmessung an Probe mit Quersteife 40-8-96M-RR-24, S960M.....	74
Abbildung 36: Zyklische Dehnungsmessung an Probe mit Quersteife 40-8-96Q-36, S960QL	75
Abbildung 37: Lastspielzahl beim technischen Anriss N_{Ri} im Verhältnis zur Bruchlastspielzahl N_B	76
Abbildung 38: Beanspruchungsniveau im Vergleich zum Rissfortschrittsverhältnis	78
Abbildung 39: Eigenspannungen der automatisiert geschweißten Stumpfnahthprobe 50d-8-96Q-GFT16 und hangeschweißten Stumpfnahthprobe 50d-8-96Q-SB01 aus S960QL [Mel 15]	79

Abbildung 40: Eigenspannungsabbau $\sigma_{RS,N=10.000}$ nach [Hen 16] für S960QL mit Anfangseigenspannungen von 5 % (blau) bzw. 15 % (rot) der Streckgrenze R_e	81
Abbildung 41: Anteil der Dauerbruchfläche in Abhängigkeit der Querschnittsausnutzung	82
Abbildung 42: Bruchfläche der Stumpfnahprobe 50d-11Q-34	83
Abbildung 43: Bruchfläche der Probe mit Quersteife 40-8-96Q-40 mit Versagen im Grundmaterial	83
Abbildung 44: Parameterdefinition für eine strukturiert vernetzte Kerbe nach Baumgartner [Bau 13]	87
Abbildung 45: Strukturierte Vernetzung der Stumpfnah mit 0,25 mm Elementgröße für die quadratische Ansatzfunktion nach IIW [Hob 16]	89
Abbildung 46: Strukturierte Vernetzung der Quersteife mit 0,25 mm Elementgröße für die quadratische Ansatzfunktion nach IIW [Hob 16]	90
Abbildung 47: Lastschritte in der Simulation	91
Abbildung 48: Spannungskonzentrationsfaktoren SCF in Abhängigkeit des Winkelverzugs β	93
Abbildung 49: Spannungskonzentrationsfaktoren SCF_{kor} mit korrigierter Spannung nach IIW [Hob 16] in Abhängigkeit des Winkelverzugs β	94
Abbildung 50: Auswertung der Strukturspannungen σ_{hS}	95
Abbildung 51: Kerbformzahlen K_t in Abhängigkeit des Winkelverzugs β	96
Abbildung 52: Kerbformzahlen mit korrigierter Spannung $K_{t,korr}$ nach IIW [Hob 16] in Abhängigkeit des Winkelverzugs β	97
Abbildung 53: Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ in Abhängigkeit des Verhältnisses der Schweißnahtüberhöhung h_{ges} zur Blechdicke t	98
Abbildung 54: Auswertung der Kerbspannungen	99
Abbildung 55: Abgrenzung zur Kurzzeitfestigkeit in Abhängigkeit der Verformungsgrenze R^*_e für das Spannungsschwingbreitenverhältnis $R = +0,1$	102
Abbildung 56: Abgrenzung der Gültigkeit anhand der Versuchsdaten für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen	104
Abbildung 57: Plastischer Korrekturfaktor k_{pl} für Stumpfnähte in Abhängigkeit des Verhältnisses der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ zur 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$	111
Abbildung 58: Zyklische Werkstoffkurven für Grundmaterial und Stumpfnähte aus S960M (Rautaruukki)	112

Abbildung 59: Drei Belastungszyklen aus numerischer Berechnung der Probe 40-8-96Q-36 mit aufgeschweißter Quersteife	121
Abbildung 60: Entwicklung der numerisch bestimmten Kerbspannung σ_k (links) und Hauptspannung im Abstand von 4 mm vom Nahtübergang σ_{4mm} (rechts) unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells im Zugschwellversuch der Probe 40-8-96Q-36.....	121
Abbildung 61: Abnahme der numerisch bestimmten Hauptspannungen im Abstand von 4 mm vom Nahtübergang σ_{4mm} und in der Kerbe σ_k unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells im Zugschwellversuch der Probe 40-8-96Q-36 mit Oberspannung $\sigma_{max} = 1063 \text{ N/mm}^2$, $R = +0,1$	122
Abbildung 62: Entwicklung der Spannungsverteilung bei zyklischer Simulation der Probe 40-8-96Q-36 unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells mit Oberspannung $\sigma_{max} = 1063 \text{ N/mm}^2$, $R = +0,1$	123

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Vergleich der Wirtschaftlichkeit für eine einseitige Stumpfnah mit 45° Öffnungswinkel	14
Tabelle 2: Statistische Grundlage der Ermüdungsfestigkeitskurven nach Sedlacek et al. [Sed 05]	30
Tabelle 3: Höchsfester Baustahl	33
Tabelle 4: Versuchsprogramm	35
Tabelle 5: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Schweißnahtüberhöhung bei Stumpfnähten	43
Tabelle 6: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle C.1: Zusätzliche Anforderungen zu Tabelle 1 für Schweißungen unter Ermüdungsbelastung	44
Tabelle 7: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten bei Stumpfnähten	45
Tabelle 8: Zusammenfassung der Stumpfnahbewertung nach DIN EN ISO 5817	46
Tabelle 9: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnahverbindungen	47
Tabelle 10: Bereits berücksichtigte Vergrößerungsfaktoren für Verzug und Versatz nach IIW [Hob 16]	49
Tabelle 11: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnahverbindungen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug für alle Proben nach IIW [Hob 16]	50
Tabelle 12: Gemeinsame Auswertung der Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnahverbindungen unter Berücksichtigung der Biegespannung für unterschiedliche Grenzwerte des Winkelverzugs nach IIW [Hob 16]	53
Tabelle 13: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Schweißnahtüberhöhung bei Kehlnähten	58
Tabelle 14: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für übermäßige Asymmetrie bei Kehlnähten	58
Tabelle 15: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für schroffe Nahtübergänge bei Kehlnähten	59
Tabelle 16: Zusammenfassung der Kehlnahbewertung nach DIN EN ISO 5817	60
Tabelle 17: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Blechen mit aufgeschweißten Querstreifen	61

Tabelle 18: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an aufgeschweißten Querstreifen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug	64
Tabelle 19: Gemeinsame Auswertung der Ergebnisse der Dauerschwingversuche an aufgeschweißten Querstreifen unter Berücksichtigung der Biegespannung für unterschiedliche Grenzwerte des Winkelverzugs nach IIW [Hob 16]	66
Tabelle 20: Zyklische Materialkennwerte für 8 mm dicke Proben aus P900 [Mel 15]	70
Tabelle 21: Übersicht Proben mit Dehnungs- und Rissfortschrittsmessung	70
Tabelle 22: Auswertung der Biegeanteile bei 100 kN unter Berücksichtigung der Vorspannung	71
Tabelle 23: Vergleich der Biegeanteile aus DMS-Messung mit Korrekturfaktor k_m für Winkelverzug nach IIW [Hob 16]	72
Tabelle 24: Rissfortschrittsanalyse	77
Tabelle 25: Empfohlene Vernetzung und Elementgröße an der Oberfläche für eine strukturiert vernetzte Kerbe nach IIW [Hob 16]	86
Tabelle 26: Kerbspannungen σ_k bei 100 kN Zugbelastung für unterschiedliche FE-Modelle	88
Tabelle 27: Validierung des FE-Modells durch Dehnungsmessungen bei 100 kN Zugbelastung	92
Tabelle 28: Verformungsgrenze R_e^* und maximal mögliche Spannungsschwingbreite R_m^* für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$	103
Tabelle 29: Berechnung der Grenzlastspielzahlen nach der Strukturspannungsmethode $N_{LCF,hs}$ für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$	106
Tabelle 30: Berechnung der Grenzlastspielzahlen nach der Kerbspannungsmethode $N_{LCF,k}$ für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$	108
Tabelle 31: Bestimmung der Kerbwirkungszahl K_f für Stumpfnähte $t = 8$ mm	109
Tabelle 32: Bestimmung der Stützziffer n_γ und der Kerbempfindlichkeit n_k für Stumpfnähte $t = 8$ mm	110
Tabelle 33: Grenzlastspielzahlen zur Kurzzeitfestigkeit N_{LCF} für $R = +0,1$	113

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzungen

D	Dauerfestigkeit (Very High Cycle Fatigue VHCF)
DL	Durchläufer
DMS	Dehnmessstreifen
ESP	Eigenspannungen
FE	Finite-Elemente
GW	Grundwerkstoff
IIW	International Institute of Welding
KZF	Kurzzeitfestigkeit (auch LCF)
LCF	Low Cycle Fatigue (auch KZF)
SCF	Spannungskonzentrationsfaktor
SG	Schweißgut
ULCF	Ultra-Low Cycle Fatigue
WEZ	Wärmeeinflusszone
Z	Zeitfestigkeit (High Cycle Fatigue HCF)
ZFP	Zerstörungsfreie Prüfung

Symbole

A	Bruchdehnung [%]
C_B	Ermüdungskoeffizient nach Basquin [Bas 10]
C_{CM}	Ermüdungskoeffizient nach Coffin-Manson [Cof 54]

E	Elastizitätsmodul [N/mm ²]
F	Prüfkraft [kN]
FAT	Ermüdungsfestigkeitsklasse nach IIW [Hob 16] für Nennspannungen
FAT _{hs}	Ermüdungsfestigkeitsklasse nach IIW [Hob 16] für Strukturspannungen
FAT _k	Ermüdungsfestigkeitsklasse nach IIW [Hob 16] für Kerbspannungen
K	Werkstoffkonstante Hall-Petch-Beziehung [Hall 51], [Pet 13]
K'	Zyklischer Verfestigungskoeffizient
K _f	Kerbwirkungszahl
K _t	Kerbformzahl
K _ε	Lokaler Dehnungskonzentrationsfaktor
K _σ	Lokaler Spannungskonzentrationsfaktor
N	Lastspielzahl
N _B	Bruchlastspielzahl bei Durchriss der Probe
N _{LCF}	Grenzlastspielzahl zur Kurzzeitfestigkeit
N _{LCF,hs}	Grenzlastspielzahlen zur KZF nach der Strukturspannungsmethode
N _{LCF,k}	Grenzlastspielzahlen zur KZF nach der Kerbspannungsmethode
N _{Ri}	Lastspielzahl bei technischem Anriss
R	Spannungsschwingbreitenverhältnis
R _e	Nominelle Streckgrenze [N/mm ²]
R _e [*]	Verformungsgrenze [N/mm ²]
R _m	Nominelle Zugfestigkeit [N/mm ²]
R _m [*]	Maximale Spannung nach dem Deformationskriterium [N/mm ²]
R _{p0,2}	0,2 %-Dehngrenze, effektiver Messwert [N/mm ²]
P _ü	Überlebenswahrscheinlichkeit

T_A	Anlasstemperatur [°C]
a	Kurvenneigung linear-elastisch
b	Kurvenneigung plastisch
b	Probenbreite [mm]
d_K	Korndurchmesser [mm]
e	Axial Versatz [mm]
f	Prüffrequenz [Hz]
h	Schweißnahtüberhöhung [mm] (Index o – oben; Index u – unten; Index ges - gesamt)
k_m	Korrekturfaktor nach IIW [Hob 16]
$k_{m,DMS}$	Korrekturfaktor aus DMS-Messungen
$k_{m,eff}$	Effektiver Korrekturfaktor nach IIW [Hob 16]
$k_{m,bb}$	In der FAT bereits berücksichtigter Korrekturfaktor nach IIW [Hob 16]
k_{pl}	Plastischer Korrekturfaktor
l	Halbe Einspannlänge der Flachprobe [mm]
ℓ	Dicke der Quersteife inkl. Schweißnaht nach DIN EN 1933-1-9 [mm]
m	Inverse Kurvenneigung im S-N-Diagramm
n_k	Kerbempfindlichkeit
n_γ	Stützziffer
n'	Zyklischer Verfestigungsexponent
r	Radius am Schweißnahtübergang [mm]
s	Schweißnahtbreite [mm] (Index o – oben; Index u – unten)
t	Wanddicke [mm]
$t_{8/5}$	Abkühlzeit beim Schweißen [s]

Griechische Symbole

α	Nahtanstiegswinkel [°]
β	Winkelverzug [°]
$\Delta\varepsilon$	Dehnungsschwingbreite [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\Delta\varepsilon_t$	Gesamtdehnungsschwingbreite [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\Delta\varepsilon_{el}$	Elastische Dehnungsschwingbreite [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\Delta\varepsilon_{pl}$	Plastische Dehnungsschwingbreite [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite [N/mm^2]
$\Delta\sigma_a$	Spannungsamplitude [N/mm^2]
$\Delta\sigma_C$	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit nach DIN EN 1993-1-9 (2010)
$\Delta\sigma_{C,korr}$	Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit nach DIN EN 1993-1-9 (2010) mit korrigierten Nennspannungsschwingbreiten
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit nach DIN EN 1993-1-9 (2010)
$\Delta\sigma_{korr}$	Korrigierte Nennspannungsschwingbreite
$\Delta\sigma_L$	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit nach DIN EN 1993-1-9 (2010)
$\Delta\sigma_n$	Nennspannungsschwingbreite [N/mm^2]
ε	Dehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε'_f	Zyklischer Duktilitätskoeffizient
ε_a	Dehnungsamplitude [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\varepsilon_{a,el}$	Elastische Dehnungsamplitude [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\varepsilon_{a,pl}$	Plastische Dehnungsamplitude [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\varepsilon_{a,t}$	Gesamtdehnungsamplitude [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{DMS}	Dehnung aus DMS-Messung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{el}	Elastische Dehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{FE}	Dehnung aus FE-Berechnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]

ε_k	Kerbdehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
$\varepsilon_{k,zykl}$	Kerbdehnung bei zyklischem Werkstoffgesetz
ε_n	Nenndehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
ε_{pl}	Plastische Dehnung [$\mu\text{m}/\text{m}$]
σ	Spannung [N/mm^2]
σ'_f	Schwingfestigkeitskoeffizient [N/mm^2]
σ_o	Reibspannung [N/mm^2]
$\sigma_{0,4t}$	Spannung im Abstand von 0,4 mal der Blechdicke t zum Schweißnahtfuß
$\sigma_{1,0t}$	Spannung im Abstand von 1,0 mal der Blechdicke t zum Schweißnahtfuß
$\sigma_{4\text{mm}}$	Spannung im Abstand 4 mm zum Schweißnahtfuß
σ_a	Spannungsamplitude [N/mm^2]
σ_b	Biegespannung [N/mm^2]
σ_{el}	Elastische Spannung [N/mm^2]
σ_{hS}	Strukturspannung, lokale Bezugsspannung am Hot-Spot [N/mm^2]
$\sigma_{hS,max}$	Strukturoberspannung [N/mm^2]
σ_K	Kerbspannung [N/mm^2]
$\sigma_{K,zykl}$	Kerbspannung bei zyklischem Werkstoffgesetz
σ_{LS}	Vorhandene Belastungsspannung [N/mm^2]
σ_m	Mittelspannung, mittlere Spannung [N/mm^2]
$\sigma_{m,DMS}$	Mittlere Spannung aus DMS-Messung [N/mm^2]
σ_{max}	Maximale Spannung, Oberspannung [N/mm^2]
$\sigma_{max,korr}$	Korrigierte maximale Spannung [N/mm^2]
σ_{min}	Minimale Spannung [N/mm^2]
σ_n	Nennspannung [N/mm^2]

σ_{pl}	Plastische Spannung [N/mm ²]
$\sigma_{RS,N=0}$	Anfänglich vorhandene Eigenspannungen [N/mm ²]
$\sigma_{RS,N=10.000}$	Eigenspannungsabbau nach 10.000 Lastspielen [N/mm ²]
σ_w	Wechselfestigkeit bei R = -1 [N/mm ²]
ν	Querkontraktionszahl

Symbole der statistischen Auswertung

R	Korrelationskoeffizient
R ²	Bestimmtheitsmaß
S	Standardabweichung
SSE	Summe der kleinsten Fehlerquadrate
T	Variable der Studentischen t-Verteilung für f = n - 1 Freiheitsgrade
\bar{X}, \bar{Y}	Mittelwerte von X, Y
\hat{A}, \hat{b}	Regressionskoeffizienten
i	Versuchsnummer
n	Anzahl Versuche / Stichproben
s_x	Standardabweichung der X-Werte
s_x^2	Varianz der X-Werte
s_{xy}	Kovarianz
s_y	Standardabweichung der Y-Werte
s_y^2	Varianz der Y-Werte
s_{xy}	Kovarianz
μ	Vertrauensbereich des Mittelwerts der Grundgesamtheit

Vorwort

Die Grundlage für die vorliegende Arbeit wurde während meiner wissenschaftlichen Tätigkeit als Mitarbeiterin an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine des Karlsruher Instituts für Technologie (KIT) gelegt. Die Teilnahme am Praktikergespräch Kranbau und die Bearbeitung der damit verbundenen Forschungsvorhaben sind maßgeblich mit dem Inhalt dieser Arbeit verknüpft.

Prof. Dr.-Ing. Thomas Ummenhofer danke ich herzlich für die Übernahme des Hauptreferats und die wissenschaftliche Betreuung der Arbeit, für die Freiheit zu forschen und ganz besonders für seine Geduld. Prof. Alain Nussbaumer möchte ich für die Übernahme des Korreferats danken. Mit konstruktiver Kritik und wertvollen Ratschlägen haben beide maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen.

Bei Werner Lenart und den technischen Mitarbeitern und wissenschaftlichen Hilfskräften der Versuchsanstalt bedanke ich mich für die Durchführung der Versuche und der begleitenden Messungen im Labor. Auch den anderen Mitarbeitern der Versuchsanstalt danke ich für das kollegiale Arbeitsumfeld und Annette Bartels für die organisatorische Unterstützung.

An dieser Stelle möchte ich auch den Teilnehmern des Praktikerkreises sowie den Kollegen der mitverantwortlichen Forschungsstellen für die gute Zusammenarbeit danken. Bei Herrn Heise bedanke ich mich für die Betreuung der Projekte seitens der FOSTA.

Meinen langjährigen Kollegen und Freunden Dr. Oliver Fleischer, Dr. Stefan Herion und Prof. Peter Knödel danke ich für zahlreiche Diskussionen und Ratschläge, die mitunter weit über das Fachliche hinausgingen.

Mein ganz besonderer Dank gilt meinem Mann, der mir in der entscheidenden Phase den Rücken freigehalten hat, und meiner Familie, die mich jederzeit ermutigt, mental begleitet und unterstützt hat.

Karlsruhe, im Juli 2018

Jennifer Hrabowski

1 Einleitung

1.1 Motivation

Die Forderung nach mehr Einsparung im Bereich der Material- und Energiekosten drängt sich auch im konstruktiven Ingenieurbau immer mehr in den Vordergrund. Dies kann zum einen durch eine höhere Ausnutzung der Bauteile und Werkstoffe erreicht werden. Zum anderen kann der Einsatz neuer, höherfester Werkstoffe die Forderung nach effizientem Leichtbau erfüllen. Zugleich dürfen aber in Bezug auf die Sicherheit keine Abstriche gemacht werden. Das macht eine genauere Kenntnis des Material- und Verbindungsverhaltens im Bauteil unabdingbar.

Die Entwicklung höherfester Feinkornbaustähle ist seit einiger Zeit auf dem Vormarsch. Heute sind Stähle mit Streckgrenzen bis zu 1.300 N/mm^2 verfügbar. Einzig die Anwendung moderner hochfester Baustähle hinkt der voranschreitenden Entwicklung hinterher. Dies liegt unter anderem an der mangelnden Erfahrung und Kenntnis bei der Verarbeitung und Bemessung dieser Stähle. Mit dem S960QL sind Baustähle bis zu einer nominellen Streckgrenze von 960 N/mm^2 normativ geregelt. Nach aktuell gültigen europäischen Normen zur Ermüdungsbemessung sind Stähle bis Streckgrenzen von 700 N/mm^2 zugelassen.

Eine Ausnahme stellt der Kran- und insbesondere der Mobilkranbau dar. Hier werden ultrahochfeste Feinkornbaustähle bereits bis 1.100 N/mm^2 Streckgrenze eingesetzt. Wenige hohe Beanspruchungen zusammen mit einer begrenzten zulässigen Achslast machen die Anwendung hochfester Stahlsorten wirtschaftlich. Durch die eher selten auftretenden Maximallasten werden im Kranbau viele Teile statisch ausgelegt. Dadurch können die hohen Materialfestigkeiten angesetzt und ausgenutzt werden. Die wechselnde Beanspruchung durch die Hubvorgänge beträgt oft nur einen Bruchteil der zulässigen Maximaltraglast und trägt wenig oder gar nicht zu Bauteilschädigung bei. Einzelne hohe Beanspruchungen oder auch Überlasten sind vergleichsweise selten, wodurch der Kurzzeitfestigkeitsbereich für die Ermüdungsbemessung maßgebend wird. Anders als im Zeitfestigkeitsbereich stellen sich so neben vielen kleinen elastischen Beanspruchungen auch plastische Verformungsanteile ein. Die Frage ist daher, wie und ob diese bei der Bemessung zu berücksichtigen sind.

Für diesen Bereich, den sogenannten Low Cycle Fatigue (LCF) Bereich, stehen derzeit keine einfach anwendbaren Bemessungsregeln für Schweißverbindungen zur Verfügung. Insbesondere bei Verwendung höchstfester Stahlsorten bewegen wir uns hier in einem Graubereich der Normung.

1.2 Zielsetzung

Für eine abgesicherte Anwendung höchstfester Feinkornbaustähle gilt es zuerst, Stähle mit Streckgrenzen über den bisher zulässigen 700 N/mm^2 im Zeitfestigkeitsbereich zu untersuchen. Ein Vergleich mit vorhandenen Wöhlerkurven und Kerbfallklassen für normalfeste Stahlsorten soll Aufschluss über deren Anwendbarkeit für ultrahochfeste Feinkornbaustähle bis 1.100 N/mm^2 Streckgrenze liefern. Es gilt zu klären, inwieweit die hohe Materialfestigkeit und Werkstoffeigenschaften hochfester Feinkornbaustähle Einfluss auf das Ermüdungsverhalten haben.

Zudem soll der für diese Stahlsorten wichtige Einsatzbereich der Kurzzeitfestigkeit genauer unter die Lupe genommen werden. Die Grenze zwischen elastischem und elastisch-plastischem Materialverhalten soll in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe, Festigkeit und Spannungszustände im Bauteil beurteilt werden.

Darauf aufbauend hat diese Arbeit das Ziel, Bemessungsregeln und Ausführungsempfehlungen für einen wirtschaftlichen und sinnvollen Einsatz moderner hochfester Feinkornbaustähle im Schweißzustand unter Ermüdungsbelastung zur Verfügung zu stellen.

1.3 Aufbau der Arbeit

Nach den hier aufgeführten einleitenden Worten zur Problematik wird im zweiten Kapitel ein Überblick zum aktuellen Stand der Technik für das Ermüdungsverhalten von Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich gegeben. Im dritten Kapitel werden die Grundlagen gebildet, die für das Verständnis der folgenden Kapitel erforderlich sind. Relevante Themengebiete sind höchstfeste Feinkornbaustähle, das elastisch-plastische Ermüdungsverhalten, die Ermüdungsbemessung und die statistische Auswertung.

Kern der Arbeit sind umfassende experimentelle Untersuchungen an Stumpfstoßen und aufgeschweißten Quersteifen aus hochfestem Stahl, die im vierten Kapitel vorgestellt werden. Neben zahlreichen Ermüdungsversuchen werden auch das Rissfortschrittverhalten und die Bruchflächen analysiert, sowie statische und zyklische Dehnungsmessungen ausgewertet.

Ergänzend werden im fünften Kapitel numerische Untersuchungen erläutert, die zur Nachweisführung nach dem Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept dienen.

Im sechsten Kapitel werden die Erkenntnisse aus den vorangegangenen experimentellen und numerischen Untersuchungen zu einer Empfehlung für die Ermüdungsbemessung von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl zusammengeführt. In diesem Zusammenhang

werden unter Anwendung von zyklischen Materialgesetzen Stützziffern und plastische Korrekturfaktoren bestimmt.

Am Ende werden die maßgebenden Ergebnisse der Arbeit im siebten Kapitel zusammengefasst und auf den Punkt gebracht.

Im Zuge der numerischen Berechnungen wurden auch zyklische Simulationen durchgeführt, die im achten Kapitel einen Ausblick auf mögliche weitere interessante Forschungsschwerpunkte geben.

2 Stand der Technik

Im Jahr 1870 stellt August Wöhler fest: "Der Bruch des Materials lässt sich auch durch vielfach wiederholte Schwingungen, von denen keine die absolute Bruchgrenze erreicht, herbeiführen. Die Differenzen der Spannungen, welche die Schwingungen eingrenzen, sind dabei für die Zerstörung des Zusammenhanges maßgebend. [...] Die absolute Größe der Grenzspannungen ist nur insoweit von Einfluss, als mit wachsender Spannung die Differenzen, welche den Bruch herbeiführen, sich verringern." [Wöh 70].

Ein paar Jahre später schreibt Johann Bauschinger: „Dass bei Eisen und Stahl durch Belasten über die ursprüngliche Elastizitätsgrenze hinaus diese letztere erhöht wird, ist eine schon längst bekannte Tatsache.“ [Bau 86] und beschreibt mit dem so genannten „Bauschinger-effekt“ das Wechselverformungsverhalten von Stahl unter Oberlasten oberhalb der Streckgrenze. Seither haben viele Untersuchungen gezeigt, dass sich unter Wechselbeanspruchung oberhalb der Streckgrenze die Elastizitätsgrenzen verändern und auch das Verformungs- und Verfestigungsverhalten beeinflusst wird [Eil 12], [Buc 11].

Durch die Arbeiten von Coffin [Cof 54] und Manson [Man 65] wurde in den fünfziger und sechziger Jahren dann der Begriff des Low Cycle Fatigue (zu Deutsch: Kurzzeitfestigkeit) geprägt, wonach – im Gegensatz zum quasi-elastischen Verhalten im Zeitfestigkeitsbereich – in jedem Lastzyklus eine plastische Verformung auf Makroebene stattfindet [Schi 01].

Bis heute wurden zahlreiche Untersuchungen zum Materialverhalten in der Kurzzeitfestigkeit mit Maximalspannungen oberhalb der Streckgrenze durchgeführt. Viele davon sind im Bereich der Werkstoffmechanik zu finden. Sie beziehen sich jeweils auf Untersuchungen eines spezifischen Werkstoffs und dessen Eigenschaften, ohne den Einfluss einer Schweißverbindung. Die durchgeführten Versuche sind zumeist dehnungsbasiert und die Erkenntnisse zielen auf den Einfluss von Korngröße, Legierungselementen oder Gefügestruktur, sowie auf das Verformungs- oder das Rissbildungsverhalten ab [Yua 16], [Can 18]. Da die Kurzzeitfestigkeit maßgebend für die Bemessung von Druckbehältern und Generatoren ist, sind viele dieser Untersuchungen unter erhöhter Temperatur [Vee 17], [Dun 17], an dünnwandigen Blechen [Ben 14], oder auch unter dem Einfluss korrosiver Medien [Bal 10] durchgeführt worden. Die untersuchten Lastspielzahlbereiche liegen hierbei meist im Bereich zwischen 10 und 1.000 Zyklen. Der Fokus der Untersuchung ist je nach Anwendungsfall unterschiedlich. Eine einheitliche Aussage darüber, ob plastisches oder elastisches Materialverhalten dominiert, ist daher nicht abzuleiten.

Spätestens seit der Einführung des Eurocodes 8 zur Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben (DIN EN 1998-1) gewinnt die Kurzzeitfestigkeit im Bauwesen an Bedeutung.

Im Fokus für die Erdbebenbemessung stehen multiaxiale Spannungszustände im so genannten Ultra-Low Cycle Fatigue mit 10 - 50 Lastspielen. Zur Beschreibung des plastischen Materialverhaltens wird in den meisten Fällen die Beziehung nach Coffin [Cof 54] und Manson [Man 65] verwendet, die zu einer konservativen Bemessung führt [Sou 16], [Nag 17].

Für die Ermüdungsbemessung im bauaufsichtlich geregelten Bereich ist die europäische Norm DIN EN 1993-1-9 verbindlich. Diese gilt für Stähle mit Streckgrenzen von maximal 700 N/mm². Die international anerkannte Richtlinie des International Institute of Welding (IIW) [Hob 16] bezieht Stähle bis zu Streckgrenzen von 960 N/mm² mit ein. Beide Regelwerke stellen Ermüdungsfestigkeitskurven ab 10.000 Lastspielen bereit. Diese gelten für den Ansatz von ideal-elastischem Materialverhalten und weisen im doppelt-logarithmischen Maßstab einen durchgehend linearen Kurvenverlauf auf. In der IIW-Richtlinie steht, dass der Anwendungsbereich „Low Cycle Fatigue“ mit Spannungsschwingbreiten größer als 150 % der Streckgrenze bzw. Oberspannungen oberhalb der Streckgrenze im Nennspannungskonzept nicht abgedeckt ist [Hob 16]. Bei Anwendung des Strukturspannungskonzeptes sind Strukturspannungen bis zur doppelten Streckgrenze zulässig [Hob 16].

Im Zusammenhang mit Bauteilnachweisen im Kranbau ist auch die im Maschinenbau häufig verwendete FKM-Richtlinie [FKM 12] zu erwähnen. Durch die Angleichung der Ermüdungsfestigkeitsnachweise in der neuesten 6. Auflage an die IIW-Empfehlungen [Hob 16] wird diese im Weiteren nicht gesondert behandelt.

Innerhalb der FOSTA-Forschungsvorhaben P293 [Man 00] und P512 [Put 06] sowie im europäischen Forschungsprojekt LIFTHIGH [Lag 07] wurden für das Anwendungsgebiet des Kranbaus Ermüdungsversuche an hochfesten Feinkornbaustählen im Schweißzustand durchgeführt. Im Forschungsvorhaben FOSTA P778 [Umm 13] wurden ultrahochfeste Stähle mit bis zu 1.300 N/mm² Streckgrenze gezielt im Lastspielzahlbereich zwischen 10.000 und 40.000 Zyklen untersucht. Insgesamt erreichten die Kerbdetails aus hoch- und ultrahochfesten Stählen die nach IIW [Hob 16] oder europäischer Norm DIN EN 1993-1-9 erforderliche Kerbfallklasse nach dem Nennspannungskonzept. Sie konnten entsprechend normalfester Stähle eingruppiert werden.

Bleibt die Frage, wie sich höherfeste Stähle oder auch deren Schweißverbindungen im Bereich zwischen 1.000 und 10.000 Lastspielen verhalten. Für die Bemessung ist entscheidend, ob plastisches, elastisches oder kombiniertes Materialverhalten maßgebend wird. Hierzu sind vereinzelt entweder idealisierte oder auf Versuchsdaten basierende Wöhlerkurven zu finden. Diese weisen – ähnlich wie am Übergang zur Dauerfestigkeit bei 10⁸ Lastspielen – am Übergang zur Kurzzeitfestigkeit häufig einen Knick in der Wöhlerkurve auf. Dieses Abknicken der linear-elastischen Wöhlerkurve wurde im Bereich des Maschinenbaus an Grundwerkstoffproben aus AISI 4130 Stahl [Shi 83] bei 10³ Lastspielen beobachtet.

Lotsberg gibt in einem schematischen S-N-Diagramm für Offshore-Konstruktionen diesen Knickpunkt bei 10^4 Lastspielen an [Lot 16]. Eine Auswertung von Ermüdungsversuchen an Betonstahl BSt 500 mit 20 mm Durchmesser deutet auf ein Abknicken der Wöhlerkurve bei 10^5 Lastspielen hin [Mau 10].

Ein Querschnitt durch die bisherigen Untersuchungen zeigt, dass sich die Definition der Kurzzeitfestigkeit je nach Anwendungsbereich unterscheidet. Zusammenfassend lässt sich sagen, dass im Maschinenbau und in der Werkstofftechnik eher unterhalb von ca. 1.000 Lastzyklen von Low Cycle Fatigue gesprochen wird. Im Bauwesen spricht man im erdbebenrelevanten Bereich von einigen wenigen Zyklen von Ultra-Low Cycle Fatigue (ULCF). Der Bereich der Kurzzeitfestigkeit wird im Bauwesen auch anhand der Belastung in Abhängigkeit der Streckgrenze und meist bereits unterhalb etwa 50.000 Lastspielen gesehen. Nach Definition der Normung liegt die Grenze der elastischen Bemessung bei 10.000 Lastspielen.

Ballio und Castiglioni beschrieben 1995 einen einheitlichen Ansatz zur Bemessung von Stahlkonstruktionen sowohl im Kurzzeit- als auch im Dauerfestigkeitsbereich [Bal 95]. Durch Ermüdungsversuche an H- und I-Trägern im Bereich zwischen 10^1 bis 10^8 Lastspielen kamen sie zu dem Schluss, dass eine S-N-Kurve mit Neigung $m = 3$ unter der Voraussetzung einer äquivalenten Spannungsschwingbreite, assoziiert mit ideal-elastischem Materialverhalten, verwendet werden kann [Bal 95]. Diesen Ansatz bestätigte Castiglioni drei Jahre später in einer gemeinsamen Veröffentlichung mit Ferreira auch für geschweißte Kreuzstoßproben aus normalfesten Stählen [Fer 98].

3 Grundlagen

3.1 Hochfester vergüteter Feinkornbaustahl

3.1.1 Allgemeines

Hohe Festigkeit und Härte, zusammen mit einer guten Schweißbarkeit, stehen bei vergüteten höchstfesten Feinkornbaustählen nicht im Widerspruch zueinander. Diese Stähle besitzen die gleichen grundlegenden Eigenschaften wie normalfeste Baustähle und können als Weiterführung in Richtung höherer Festigkeiten betrachtet werden.

Baustähle werden anhand ihrer Streckgrenze R_e folgendermaßen unterteilt:

- $240 \leq R_e \leq 360 \text{ N/mm}^2$: normalfester Stahl (MS – „mild steel“)
- $360 < R_e \leq 700 \text{ N/mm}^2$: hochfester Stahl (HSS – „high strength steel“)
- $700 < R_e \leq 960 \text{ N/mm}^2$: höchstfester Stahl (VHSS – „very high strength steel“)
- $R_e > 960 \text{ N/mm}^2$: ultrahochfester Stahl (UHSS – „ultra high strength steel“)

3.1.2 Herstellung

Die hohen statischen Festigkeitskennwerte werden nicht durch Zuführen von Legierungselementen erreicht, sondern sind durch den Herstellungsprozess bedingt. Die Bleche werden zunächst auf bis zu 900°C erhitzt. Die Atome ordnen sich dabei im sog. Austenit neu an, einer bei dieser Temperatur typischen kristallinen Struktur. Durch das Abschrecken mit großen Wassermengen werden im Anschluss die Bleche innerhalb von Sekunden auf Raumtemperatur abgekühlt. Dies hat zur Folge, dass das Kristallgitter verzerrt wird und Martensit entsteht: ein hartes und stabiles Gefüge das plastische Verformungen behindert.

Anschließend werden die Stähle bei Temperaturen von etwa 300°C angelassen. Das verursacht einen signifikanten Spannungsabbau im Stahl ohne Veränderung der Mikrostruktur. Bei höheren Temperaturen würde die martensitische Struktur zerfallen. Daraus resultiert eine gewisse Temperaturanfälligkeit der höchstfesten vergüteten Feinkornbaustähle, die es insbesondere beim Schweißen zu berücksichtigen gilt.

3.1.3 Gefügestruktur

Die Erhöhung der Festigkeit erfolgt über die Kornfeinung. Da die Korngrenze ein mikrostrukturelles Hindernis für den Rissfortschritt darstellt, geht mit zunehmender Kornfeinung eine Erhöhung der Streckgrenze R_e einher. Unabhängig voneinander berichteten Hall [Hal 51] und Petch [Pet 53] bereits in den 1950er Jahren über diese Erkenntnis.

Den Zusammenhang zwischen Korndurchmesser d_k und Streckgrenze R_e beschreibt die Hall-Petch-Beziehung nach Gleichung (3.1):

$$R_e = \sigma_0 + \frac{K}{\sqrt{d_k}} \quad (3.1)$$

mit R_e Streckgrenze [N/mm²]
 σ_0 Reibspannung [N/mm²]
 K Werkstoffkonstante Korngrenzwiderstand [N/mm²/√mm]
 d_k Korndurchmesser [mm]

Abbildung 1 zeigt links den S960QL von Thyssen Krupp und rechts den S1100QL von SSAB in 500-facher Vergrößerung. Beide weisen ein bainitisches Gefüge mit sichtbaren Korngrenzen auf.

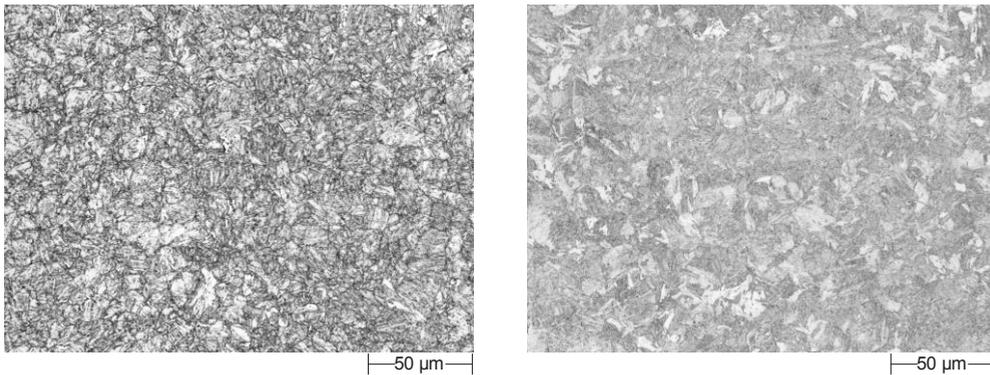


Abbildung 1: Gefügestruktur S960QL (links) und S1100QL (rechts)

Die Korngröße im bainitische Gefüge ist nicht einheitlich definiert. Über die ursprüngliche Austenitkorngröße lässt sich indirekt die Länge der Bainitnadeln und die Breite der Pakete bestimmen, die aus mehreren längs angeordneten Bainitnadeln bestehen. Die Bestimmung der Streckgrenze R_e aus der Korngröße d_k für Bainit hat dadurch einigen Interpretationsspielraum.

3.1.4 Mechanische Eigenschaften

Die Spannungs-dehnungs-Kurven in Abbildung 2 weisen für höchstfeste Stähle keine ausgeprägte Streckgrenze R_e auf. Als Maß für die Festigkeit wird daher die effektiv gemessene 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ verwendet.

Während die Kerbschlagarbeit als Ausdruck für die Zähigkeit eines Stahls z. B. in der DIN EN 10025-6 festgelegt ist, wird bei höchstfesten Feinkornbaustählen häufig mangelnde Duktilität beanstandet. Eine hohe Duktilität spricht für eine ausreichende Verformbarkeit eines Materials. Sie garantiert ein geringeres Risiko für die Rissausbreitung, die Möglichkeit der Spannungsumlagerung sowie die Eignung zum Schweißen, Biegen und Richten.

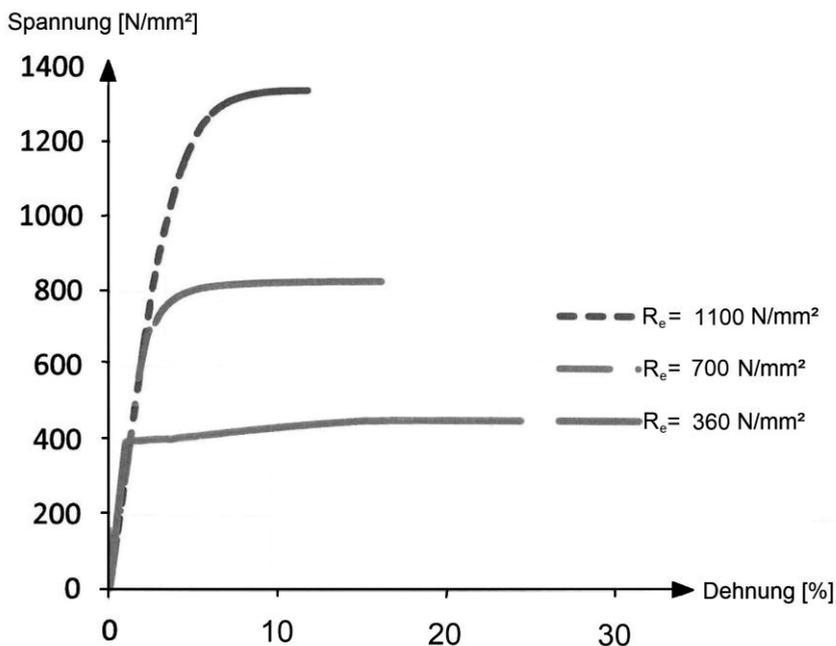


Abbildung 2: Spannungs-Dehnungs-Kurven für Stähle unterschiedlicher Streckgrenzen

Das Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Abbildung 2 zeigt, dass mit zunehmender Festigkeit des Stahls die Fähigkeit zur Verformung abnimmt. Normativ ist die Verformbarkeit für Baustähle über die Bruchdehnung A geregelt. Für normalfesten Baustahl ist eine Mindestbruchdehnung von etwa 20 % nach DIN EN 10025-2, für hochfesten Stahl etwa 15 % und für höchstfesten Baustahl noch etwas über 10 % nach DIN EN 10025-6 vorgeschrieben. Als Maß für die Duktilität wird häufig auch das Verhältnis der Streckgrenze R_e zur Zugfestigkeit R_m herangezogen. Bei normalfesten Stählen beträgt das Verhältnis R_e / R_m ungefähr 75 %

und bei höchstfesten Stählen meist über 90 % (Tabelle 3). Die geringere Verformungskapazität und Bruchdehnung ist ausschlaggebend dafür, dass für den Tragsicherheitsnachweis hochfester Stahlkonstruktionen nur elastische Bemessungsverfahren verwendet werden dürfen. Damit können plastische Querschnittsreserven nicht ausgenutzt werden [Dür 07].

3.1.5 Wechselverformungsverhalten

Im Gegensatz zu normalfesten Stählen weisen hochfeste, vergütete Baustähle unter Wechselbeanspruchung ein entfestigendes Verhalten auf [Gud 00], [Mel 15]. Wechselentfestigung wird insbesondere bei thermisch oder mechanisch gehärteten Werkstoffen beobachtet. Wenn solche Materialien hohe zyklische Beanspruchungen erfahren, kann dies eine strukturelle Veränderung auslösen, die aber nach einer gewissen Anzahl von Zyklen ein konstantes Niveau erreicht. Bei hochfesten, thermisch gehärteten Stählen tritt diese Stabilisierung oft schon nach einigen wenigen Zyklen ein [Schi 01].

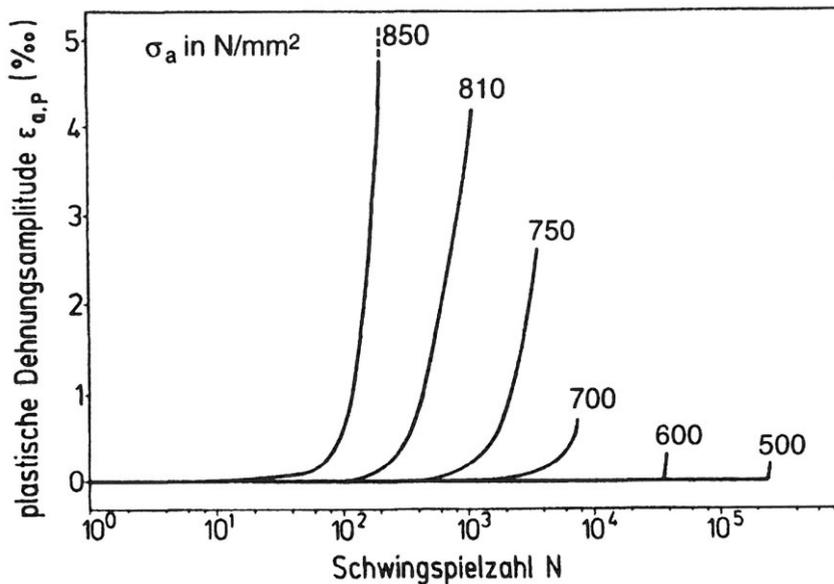


Abbildung 3: Wechselverformungskurven für den Vergütungsstahl 42CrMo4 [Gud 00]

Die Darstellung der Wechselverformungskurve für den Vergütungsstahl 42 CrMo 4, ein mit 0,42 % Kohlenstoffgehalt und mit Chrom (Cr) und Molybdän (Mo) legierter Edelbaustahl ($R_m = 1120 \text{ N/mm}^2$, $R_{p0,2} = 1000 \text{ N/mm}^2$, $\sigma_w = 480 \text{ N/mm}^2$, $T_A = 570^\circ\text{C}$), zeigt exemplarisch das Wechselverformungsverhalten für hochfeste, vergütete Stähle [Gud 00].

3.1.6 Bearbeitung

Das Zuschneiden hoch- und höchstfester Stahlbleche wird vorzugsweise mittels Wasserstrahlschneiden durchgeführt. Bei dieser Methode wird keine Wärme in das Bauteil eingebracht und das Gefüge bleibt unverändert. Die etwas rauen Schnittkanten müssen gegebenenfalls durch geeignete Methoden nachbearbeitet werden. Ab einer Blechdicke von ungefähr 30 mm verläuft sich der Wasserstrahl und die Schnittkanten werden uneben und weisen tiefere Riefen auf.

Das thermische Trennen von dünnen Blechen aus höchstfesten Stählen erfolgt üblicherweise mittels Plasma- und Laserstrahlverfahren. Dies hat die Vorteile einer geringeren Wärmeinflusszone an der Schnittkante, eines geringeren Verzugs des Bauteils und hoher Schneidgeschwindigkeiten.

Zur weiteren Verarbeitung empfiehlt sich das Kaltumformen. Dabei sind erhöhte Mindestbiegeradien nach DIN EN 10025-6 zu beachten, da das Umformvermögen bei steigender Streckgrenze abnimmt. Warmumformen ist bei höchstfesten Feinkornbaustählen zwar grundsätzlich möglich. Es ist aber nicht zu empfehlen, da dabei der Vergütungszustand aufgehoben wird und die mechanischen Eigenschaften verändert werden.

3.1.7 Schweißeignung

Die europäische Normung beinhaltet in DIN EN 10025-6 höherfeste Baustähle mit Streckgrenzen zwischen 460 und 960 N/mm². Hergestellt werden bereits ultrahochfeste und schweißbare Stähle mit einer Streckgrenze von 1300 N/mm². Schweißzusatzwerkstoffe sind bis zu einer Festigkeit von 960 N/mm² verfügbar. Eine Schweißverbindung aus Stählen mit höheren Festigkeiten unter Verwendung von Schweißzusatzstoffen führt daher zwangsläufig zum sogenannten Undermatching. Hierbei wird der höherfeste Grundwerkstoff durch den Schweißzusatz mit niedrigerer Festigkeit auflegiert. Für die statische Bemessung führt das zu einer geringeren Tragfähigkeit der Schweißnaht. Bei kleinen Festigkeitsunterschieden geht man davon aus, dass der größere Querschnitt in der Schweißnaht die geringere Festigkeit ausgleicht.

Hochfeste Feinkornbaustähle können mit den gängigen Schweißverfahren verschweißt werden. Da das Gefüge in Bezug auf den Wärmeeintrag empfindlich ist, sind insbesondere bei der Vorwärm- und Arbeitstemperatur und der eingebrachten Streckenenergie Grenzwerte zu beachten. Vorgaben und Anweisungen hierzu werden von den Stahlherstellern zur Verfügung gestellt.

Ebenfalls aufgrund der Temperaturanfälligkeit ist ein Spannungsarmglühen nach dem Schweißprozess nicht empfehlenswert.

3.1.8 Anwendung

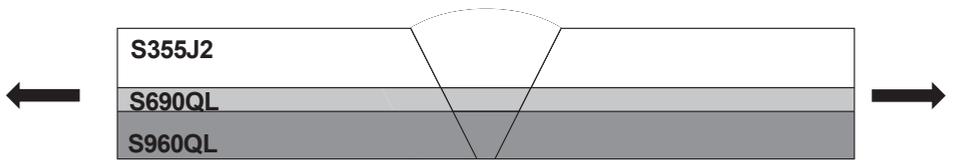
Das derzeit maßgebende Einsatzgebiet der höchst- und ultrahochfesten Stähle ist im Kran- und Fahrzeugbau zu finden. Die Weiterentwicklung hin zu ultrahochfesten vergüteten Stählen ermöglicht die Erhöhung der Tragfähigkeit bei gleichbleibendem Gewicht der Konstruktion. Im Umkehrschluss kann das Gewicht reduziert werden, ohne die Tragfähigkeit zu verringern, und leichtere Konstruktionen sind möglich.

Unter statischen Gesichtspunkten werden im konventionellen Stahlbau normalfeste Stähle durch hochfeste Stähle ersetzt, um eine größere Sicherheit gegen plastische Verformungen zu erreichen. Zu beachten ist, dass bei einer Reduktion der Blechdicke die elastische Durchbiegung zunimmt, da hochfeste Baustähle die gleiche Dichte und den gleichen E-Modul wie normalfeste Stähle besitzen.

3.1.9 Wirtschaftlichkeit

Die hohe statische Tragfähigkeit kommt beim Ermüdungsnachweis nicht direkt zum Tragen. Indirekt zeigen sich die Vorteile, indem das Beanspruchungsniveau höher ausfallen kann. Zudem ist für große Wanddicken von $t > 25$ mm bei Blechverbindungen nach DIN EN 1993-1-9 und $t > 16$ mm bei Hohlprofilen nach ISO 14347 ein Abminderungsfaktor anzusetzen. Bei Beachtung dieser Blechdickengrenzen kann die Abminderung entfallen.

Tabelle 1: Vergleich der Wirtschaftlichkeit für eine einseitige Stumpfnah mit 45° Öffnungswinkel



Werkstoff	S355J2	S690QL	S960QL
Blechdicke	22 mm	12 mm	8 mm
Schweißnahtfläche	178,6 mm ²	53,1 mm ²	23,6 mm ²
Schweißnahtkostenfaktor	1,0	0,45	0,20

Eine Reduktion der Wanddicke schlägt sich auch in Kostenfaktoren, wie z. B. Schweiß- und Transportkosten nieder. In Tabelle 1 sind, ausgehend von einem einseitig geschweißten Stumpfstoß aus S355J2, S690QL und S960QL mit gleicher statischer Tragfähigkeit, die spezifischen Schweißkosten gegenübergestellt. Diese wurden auf Basis einer MAG(135)-Schweißung und einem Stundensatz für Lohn- und Maschinenkosten von 75 €/h abgeschätzt. Der Anteil der Lohnkosten beträgt etwa 75 % und der Anteil des Zusatzwerkstoffs nur etwa 5 % an den Gesamtkosten für eine Schweißnaht. Die Mehrkosten für den Fülldraht sind unter Berücksichtigung der eingesparten Lagenanzahl und damit kürzeren Schweißdauer sinnvoll investiert.

3.2 Ermüdung

3.2.1 Allgemeines

Unter Materialermüdung versteht man das Bauteilversagen aufgrund wechselnder Beanspruchung. Diese kann in unterschiedlichen Beanspruchungsbereichen stattfinden und ist durch die Lastspielzahl N , die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und das Verhältnis R der minimalen Spannung σ_{\min} zur maximalen Spannung σ_{\max} definiert (Abbildung 4).

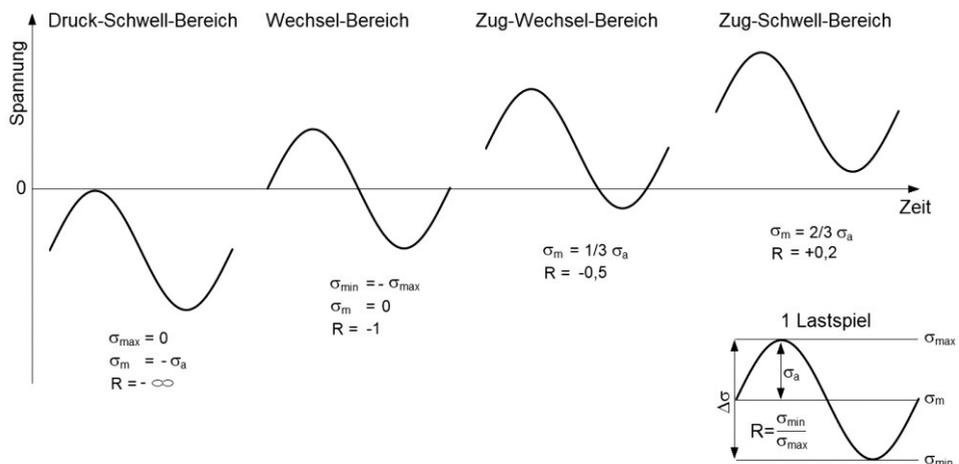


Abbildung 4: Beanspruchung, Lastspiel und Spannungsverhältnis

Die aufgebrauchte Last kann dabei weit unterhalb der statischen Festigkeit des Materials liegen. Jedoch entstehen an inneren Fehlstellen (z. B. Mikrorisse, Ausscheidungen oder

Einschlüsse) oder äußeren Kerben (z. B. Lochbohrungen, beschädigte Oberflächen oder Schweißnähte) lokale Spannungen, die über der Nennspannung liegen und nicht durch Plastizierung abgebaut werden können. Zunächst entsteht ein kleiner Riss, der mit steigender Lastspielzahl immer schneller anwächst. Der Restquerschnitt wird kleiner und schließlich versagt das Bauteil im Zugbereich.

Die Bruchlastspielzahl N_B , bei der das Bauteil versagt, wird unterschiedlich definiert. Allgemein setzt sie sich aus der Lastspielzahl in der Rissentstehungsphase und der des stabilen Risswachstums zusammen. Die technische Definition des Versagens kann je nach Anwendungsgebiet sehr unterschiedlich ausfallen, z. B. von einem 1 mm großen Riss an der Oberfläche, über einen Durchriss durch die Wanddicke, bis zum Totalversagen des Bauteils.

3.2.2 Ermüdung nach Basquin

Der Zeitfestigkeitsbereich lässt sich mit der Basquin-Beziehung nach Gleichung (3.2) beschreiben [Bas 10]. Es wird eine rein elastische Beanspruchung $\Delta\sigma$ auf makroskopischer Ebene vorausgesetzt.

$$\Delta\sigma \cdot N_B^a = C_B \quad (3.2)$$

mit $\Delta\sigma$ Spannungsschwingbreite
 N_B Bruchlastspielzahl
 a Kurvenneigung linear-elastisch
 C_B Ermüdungskoeffizient nach Basquin

3.2.3 Ermüdung nach Coffin-Manson

Im Kurzzeitfestigkeitsbereich kommen zu den elastischen Dehnungsanteilen plastische hinzu. Das Basquin-Gesetz allein ist nicht mehr zutreffend. Die Formel von Coffin und Manson nach Gleichung (3.3) setzt die plastische Dehnung $\Delta\varepsilon_{pl}$ in Zusammenhang zur Bruchlastspielzahl N_B [Cof 54], [Man 65].

$$\Delta\varepsilon_{pl} \cdot N_B^b = C_{CM} \quad (3.3)$$

mit $\Delta\varepsilon_{pl}$ plastische Dehnungsschwingbreite
 N_B Bruchlastspielzahl
 b Kurvenneigung plastisch
 C_{CM} Ermüdungskoeffizient nach Coffin-Manson

3.2.4 Zyklisches Spannungs-Dehnungsverhalten

In der Realität überlagern sich plastische und elastische Dehnungsanteile. Wenn man im doppeltlogarithmischen Diagramm sowohl die Basquin-Beziehung nach Gleichung (3.2), als auch die Gerade für die Coffin-Manson-Beziehung nach Gleichung (3.3) aufträgt, schneiden sich diese im Übergang von der Kurzzeitfestigkeit zur Zeitfestigkeit (Abbildung 5).

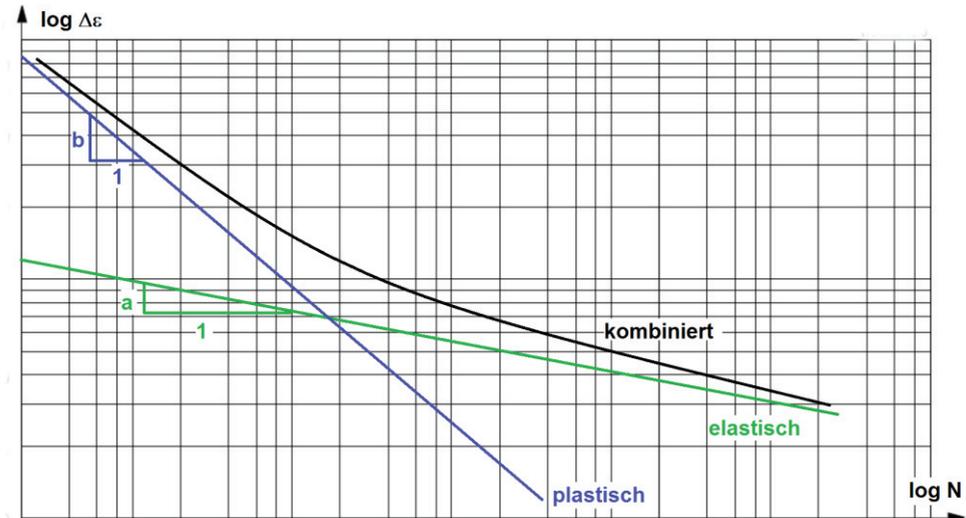


Abbildung 5: Schematische Darstellung der Dehnungs-Wöhlerkurve

Der tatsächliche Verlauf der Wöhlerkurve wird dann über eine Kombination der Basquin- und der Coffin-Manson-Beziehung nach Gleichung (3.4) beschrieben.

$$\Delta \varepsilon = \Delta \varepsilon_{el} + \Delta \varepsilon_{pl} = \frac{\Delta \sigma}{E} + \Delta \varepsilon_{pl} = \frac{C_B}{N_B^a} \cdot \frac{1}{E} + \frac{C_{CM}}{N_B^b} \quad (3.4)$$

mit $\Delta \varepsilon$ kombinierte Dehnungsschwingbreite
 $\Delta \varepsilon_{el}$ elastische Dehnungsschwingbreite
 $\Delta \varepsilon_{pl}$ plastische Dehnungsschwingbreite
 E Elastizitätsmodul

Die Darstellung der Gleichungen (3.2) nach Basquin [Bas 10] in grün, Gleichung (3.3) nach Coffin-Manson [Cof 54, Man 65] in blau und der Kombination aus beiden in Gleichung (3.4) in schwarz erfolgt im Wöhler-Diagramm in logarithmierter Form für einen linearen Kurvenverlauf (Abbildung 5).

Morrow [Mor 65] beschreibt dieses Verhalten in Abhängigkeit der Dehnungsamplitude ε_a nach Gleichung (3.5).

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_B)^a + \varepsilon'_f (2N_B)^b \quad (3.5)$$

mit $\varepsilon_{a,el}$ elastische Dehnungsamplitude
 $\varepsilon_{a,pl}$ plastische Dehnungsamplitude
 σ'_f Schwingfestigkeitskoeffizient
 ε'_f zyklischer Duktilitätskoeffizient

3.2.5 Zyklisches Werkstoffgesetz

Die zyklisch stabilisierte Werkstofffließkurve lässt sich über die Ramberg-Osgood-Beziehung in Gleichung (3.6) darstellen [Ram 43],

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'}\right)^{1/n'} \quad (3.6)$$

mit K' zyklischer Verfestigungskoeffizient
 n' zyklischer Verfestigungsexponent,

die sich aus der Kompatibilitätsbeziehung zu Gleichung (3.5) nach Gleichung (3.7) und (3.8) bestimmen lassen:

$$K' = \frac{\sigma'_f}{(\varepsilon'_f)^{n'}} \quad (3.7)$$

$$n' = \frac{a}{b} \quad (3.8)$$

Stehen keine zyklischen Werkstoffkennwerte zur Verfügung, können diese über das sog. Universal Material Law von Bäumel und Seeger abgeschätzt werden [Bäu 90].

3.2.6 Beziehung zwischen linear-elastischer und nichtlinear-elastischer Dehnung

Nichtlinear-elastische Parameter können üblicherweise nur über eine nichtlinear-elastische numerische Berechnung ermittelt werden. Über die Kerbnäherungsbeziehung nach Neuber [Neu 61] kann eine Beziehung für ebene Spannungen hergestellt werden, wonach diese auch über eine linear-elastische Berechnung bestimmt werden können (Abbildung 6).

Voraussetzung hierfür ist die Kenntnis der zyklisch stabilisierten Werkstofffließkurve in Gleichung (3.6) nach Ramberg-Osgood [Ram 43].

Die Makrostützwirkungsformel nach Neuber ist nach Gleichung (3.9) definiert

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\varepsilon \quad (3.9)$$

mit dem lokalen Spannungskonzentrationsfaktor K_σ nach Gleichung (3.10)

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{k,zykl}}{\sigma_n} \quad (3.10)$$

und dem lokalen Dehnungskonzentrationsfaktor K_ε nach Gleichung (3.11)

$$K_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{k,zykl}}{\varepsilon_n} \quad (3.11)$$

mit $\sigma_{k,zykl}$ Kerbspannung nach zyklischem Werkstoffgesetz Gl. (3.6)

$\varepsilon_{k,zykl}$ Kerbdehnung nach zyklischem Werkstoffgesetz Gl. (3.6)

σ_n Nennspannung

ε_n Nenndehnung.

Die Kerbformzahl K_t wird dabei mittels linear-elastischer Finite-Elemente Berechnung bestimmt (Gleichung (3.17) und Abschnitt 3.3.4).

Unter Einbeziehung des Hook'schen Gesetzes nach Gleichung (3.12)

$$E = \sigma_n / \varepsilon_n \quad (3.12)$$

und Einsetzen in Gleichung (3.9) kann die Nennspannung σ_n durch Gleichung (3.13) ausgedrückt werden.

$$\sigma_n = \sqrt{\frac{\sigma_{k,zykl} \cdot \varepsilon_{k,zykl} \cdot E}{K_t^2}} \quad (3.13)$$

Über die Einführung eines plastischen Korrekturfaktors k_{pl} in Gleichung (3.14) kann man auch ohne Daten für das zyklische Werkstoffgesetz mit Hilfe der Kerbformzahl K_t auf die Kerbspannung nach zyklischem Werkstoffgesetz $\sigma_{k,zykl}$ durch Gleichung (3.15) schließen.

$$k_{pl} = \frac{\sigma_n \cdot K_t}{\sigma_{k,zykl}} \quad (3.14)$$

$$\sigma_{k,zykl} = \frac{K_t}{k_{pl}} \cdot \sigma_n \quad (3.15)$$

In der Literatur sind nur sehr vereinzelte Werte für den plastischen Korrekturfaktor k_{pl} verfügbar. In BS 5500 ist dieser vom Verhältnis der Nennspannung σ_n zur Streckgrenze R_e abhängig. Dort wird bis zu $\sigma_n / R_e < 2,0$ von einem Korrekturfaktor von 1,0 ausgegangen, so dass bis dahin der Einfluss plastischen Materialverhaltens nicht berücksichtigt wird [Lot 16].

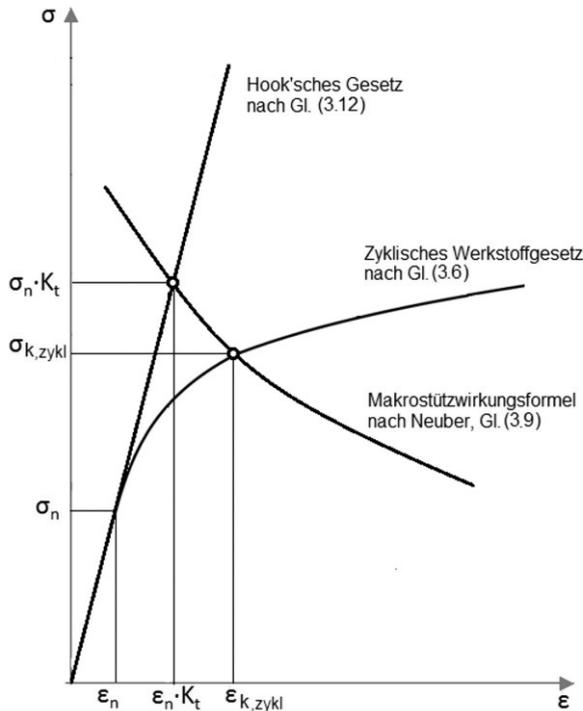


Abbildung 6: Anwendung der Neuber-Regel [Neu 61]

3.2.7 Hysterese für Maximalspannungen oberhalb der Streckgrenze

Wird eine Probe im Versuch bis über die Zugfestigkeit hinaus belastet, versagt sie im ersten Belastungszyklus. Liegt die Oberspannung nur etwas unterhalb der Zugfestigkeit, kann die Probe eine gewisse Anzahl von Lastzyklen ertragen. Ist die gewählte Oberspannung σ_{max} größer als die Streckgrenze R_e des Werkstoffs, so ist im ersten Lastzyklus aufgrund des sogenannten Masing-Verhaltens eine große plastische Deformation zu erkennen [Mas 26]. Diese ist durch die Erstbelastungskurve in Abbildung 7 dargestellt.

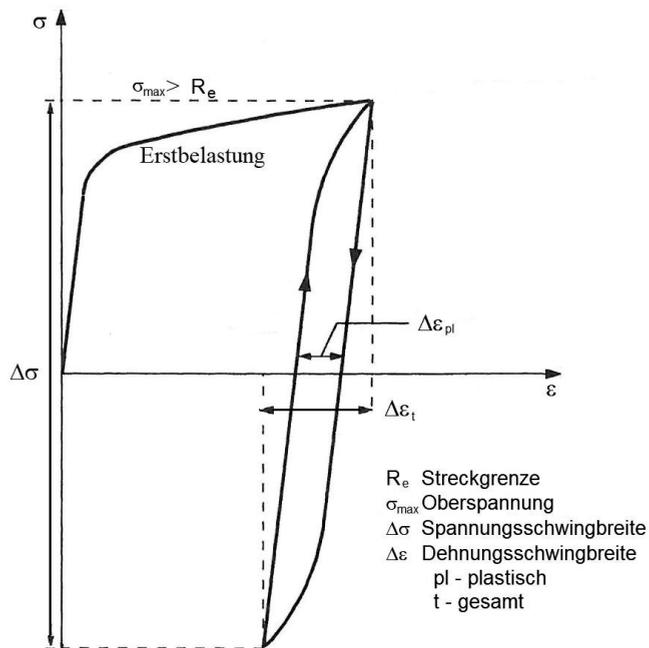


Abbildung 7: Schematische Darstellung der Hysterese für Maximalspannungen oberhalb der Streckgrenze nach [Schi 01]

In den folgenden Lastzyklen ist der plastische Dehnungsanteil $\Delta\epsilon_{pl}$ sehr viel kleiner und die Spannungs-Dehnungs-Kurve folgt einer nahezu gleichbleibenden Hysterese. Nur bei hohen, positiven (negativen) Mittelspannungsamplituden kann im kraftgeregelten Schwingversuch zyklusabhängiges Mitteldehnungskriechen, sog. Ratcheting auftreten. Dieses äußert sich durch die Verschiebung der Hysteresisschleife auf der Dehnungsachse nach rechts (links) mit jedem Zyklus (Abbildung 8).

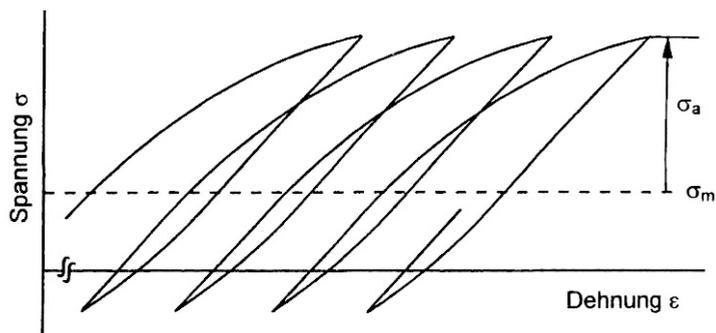


Abbildung 8: Schematische Darstellung zyklischen Kriechens

3.2.8 Besonderheiten bei Schweißverbindungen

Schweißnähte innerhalb eines Bauteils verursachen aufgrund ihrer Geometrie und aufgrund der metallurgischen Beeinträchtigung des Materials Spannungskonzentrationen. Diese setzen die Ermüdungsfestigkeit herab.

Durch die Form- und Querschnittsänderung an der Schweißstelle tritt am Schweißnahtübergang eine Spannungsspitze auf (Abbildung 9). Die Größe der Spannungsspitze ist abhängig von lokalen Einflussfaktoren. Eine flache Schweißnaht, wie z. B. die Stumpfnah mit großem Nahtanstiegswinkel α , verursacht eine geringe Spannungskonzentration. Auch große Nahtübergangsradien r am Schweißnahtfuß wirken sich günstig auf die Ermüdungsfestigkeit aus (Abbildung 9).

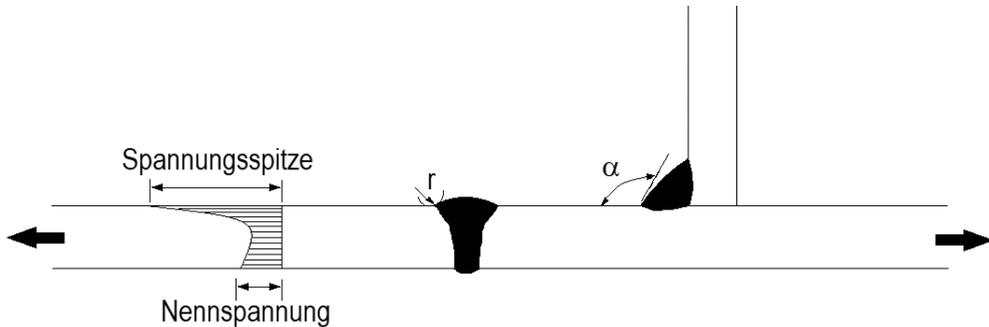


Abbildung 9: Spannungskonzentration bei Schweißnähten

Sehr steile Schweißnahtanstiegswinkel und Schweißnahtfehler haben große Spitzenspannung am Schweißnahtfuß zur Folge. Ebenfalls nachteilig auf die Ermüdungsfestigkeit wirken sich rissähnliche Fehlstellen in der Schweißnaht aus. Unter zyklischer Beanspruchung sind diese Fehlstellen einem anfänglichen Riss gleichzustellen.

Durch den Schweißprozess und den damit verbundenen Wärmeeintrag können oberflächen-nahe Zugeigenspannungen erzeugt werden. Daraus folgt eine Erhöhung der effektiven Mittelspannung, die die Ermüdungsfestigkeit weiter herabsetzt.

3.3 Ermüdungsbemessung

3.3.1 Allgemeines

Die Ermüdungsfestigkeits- oder S-N-Kurve (Spannungs-Lastspielzahl), nach ihrem Begründer auch Wöhlerkurve genannt [Wöh 77], lässt sich anhand der Lastspielzahl N in die nachfolgend beschriebenen Bereiche unterteilen (Abbildung 10).

Die Kurzzeitfestigkeit mit Lastspielzahlen unterhalb von etwa 10.000 - 40.000 wird häufig nach dem englischen Begriff „Low Cycle Fatigue“ mit *LCF* abgekürzt. In diesem Bereich tragen plastische Verformungsanteile zum Bauteilversagen bei. Ihre Definition unterscheidet sich in der Literatur je nach Anwendungsbereich (Kapitel 1). Die Abgrenzung zur Zeitfestigkeit kann zum einen durch eine definierte Anzahl an Spannungsschwingspielen N erfolgen. Zum anderen kann eine Obergrenze für die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ festgelegt werden. Häufig wird die Streckgrenze R_e als Grenzmaß herangezogen. Für höhere Spannungen wird die plastische Verformung maßgebend [Hai 06]. Der Bereich mit weniger als 20 Lastzyklen wird im Allgemeinen als Ultra-Low Cycle Fatigue (ULCF) bezeichnet und findet z. B. in der Erdbebenbemessung Anwendung [Sou 17].

Die Zeitfestigkeit ist zwischen 40.000 und 5 Millionen Lastspielen definiert. Hier liegen die Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_n$ im makroskopisch elastischen Bereich. Durch die wiederholte Beanspruchung führen sie dennoch zur Ermüdung des Bauteils. Der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ ist bei 2 Millionen Lastspielen definiert. Hier wird die Kerbfall- oder FAT-Klasse definiert, die für die Ermüdungsbemessung maßgebend ist (DIN EN 1993-1-9). Die inverse Kurvenneigung ist in diesem Bereich meist mit $m = 3$ definiert.

Die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ beginnt ab 5 Millionen Lastspielen. Sie ist durch ein Abknicken der Wöhlerkurve durch die Änderung der inversen Kurvenneigung auf $m = 5$ charakterisiert. Die kleineren Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ tragen weniger zur Schädigung bei, sind bei ausreichender Anzahl an Lastspielen N aber noch schädigungswirksam.

Ab 100 Millionen Lastspielen geht man bei Kohlenstoffstählen davon aus, dass die Spannungsamplituden so gering sind, dass sie auch bei unendlicher Wiederholung nicht zur Schädigung des Bauteils führen. Diese Grenze wird als Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ bezeichnet und ist durch eine horizontale S-N-Kurve charakterisiert.

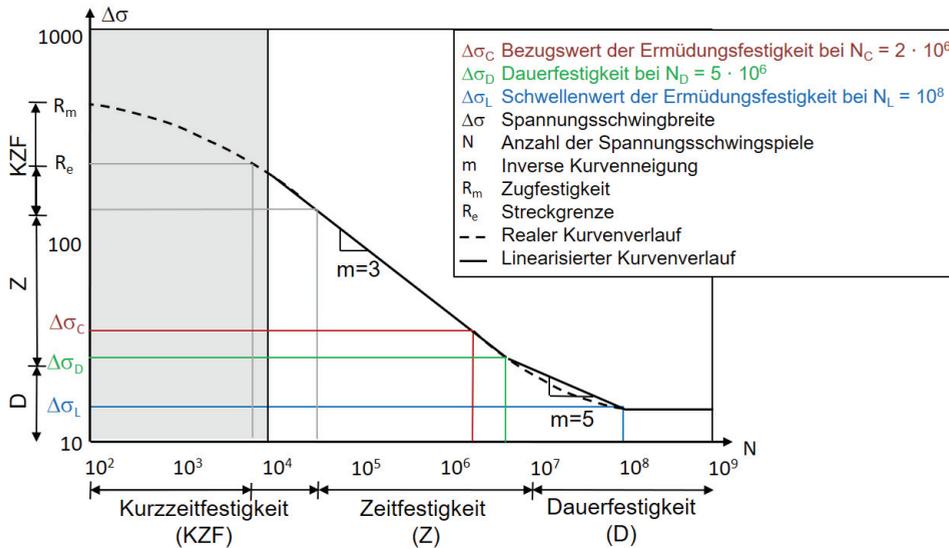


Abbildung 10: Definitionen und Bereiche der Wöhlerkurve

3.3.2 Nennspannungskonzept

Die einfachste und gängigste Art, die Ermüdungsfestigkeit eines Bauteils zu bestimmen, erfolgt nach dem Nennspannungskonzept, auch Klassifizierungskonzept genannt.

Dabei wird die Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ als maßgebende Größe für das Versagen des Bauteils angenommen. Diese wird einer Kerbfallklasse nach DIN EN 1993-1-9 oder auch FAT-Klasse nach IIW [Hob 16] gegenübergestellt. Je nach Kerbschärfe des zu bemessenden Bauteils gelten unterschiedliche Kerbfallklassen. Sehr kerbscharfe Details werden in niedrige Kerbfallklassen, kerbarme Details in höhere Kerbfallklassen eingestuft.

Voraussetzung für die Anwendung ist das Vorhandensein einer entsprechenden Detailklassifizierung in Kerbfallkatalogen. Bei komplexen Bauteilen kann auch die Ermittlung der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ an der maßgebenden Stelle problematisch sein. Die Auswertung erfolgt über S-N-Kurven, wobei jede Kurve einer Kerbfallklasse entspricht. Die Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ wird darin doppellogarithmisch über die Anzahl der Lastspiele N aufgetragen wird (Abbildung 11).

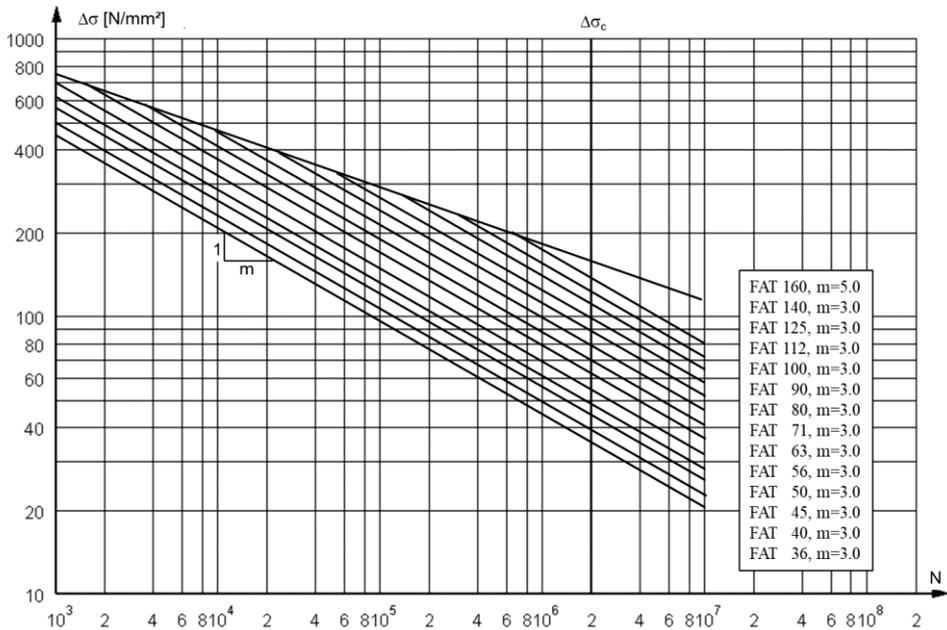


Abbildung 11: Ermüdungsfestigkeitskurve für Längsspannungsschwingbreiten

Die Kerbfallklassen selbst sind bei 2 Mio. Lastspielen definiert, dem Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$. Die inverse Neigung der Ermüdungsfestigkeitskurve wird, solange es nicht ausdrücklich anders definiert ist, allgemein auf $m = 3$ festgelegt. Eine Ausnahme bilden Hohlprofilknoten, für die nach DIN EN 1993-1-9 eine Neigung von $m = 5$ gilt. Die IIW-Richtlinie sieht für ungekerbtes Grundmaterial die Neigung $m = 5$ [Hob 16] und FAT 160 vor. Bei der versuchstechnischen Auswertung können sich abweichende Werte, sowohl für die Neigung als auch für die Ermüdungsfestigkeit, ergeben.

3.3.3 Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept berücksichtigt im Gegensatz zum Nennspannungskonzept die ungleichförmige Spannungsverteilung an kritischen Stellen. Bei Schweißverbindungen liegen die sogenannten Hot-Spots am Schweißnahtfuß oder auch der Nahtwurzel (Abbildung 9). Die geometrische Nahtausbildung, charakterisiert z. B. durch den Nahtübergangsradius r oder den Nahtanstiegswinkel α , bleibt weiterhin unberücksichtigt. Da das Strukturspannungskonzept nicht auf vorhandene Kerbfallklassen zurückgreift, kann es auf beliebige Bauteile oder Verbindungen angewendet werden. Dafür bedarf es der genauen Kenntnis der lokalen Bezugsspannung im Hot-Spot σ_{hs} , auch Strukturspannung genannt.

Die lokale Spannungsüberhöhung kann mittels Dehnmessstreifen (DMS) im Bauteilversuch oder Finite-Elemente Berechnungen bestimmt werden. Bei Schweißverbindungen tritt die maximale Spannung üblicherweise im Schweißnahtübergang auf. Hier können keine DMS-Messungen angestellt werden und bei Finite-Elemente Berechnungen sind an dieser Stelle Singularitäten zu erwarten. Daher wird die Strukturspannung σ_{hS} durch Extrapolation über ein Spannungsfeld im Bereich vor dem Schweißnahtfuß bestimmt (Abbildung 12).

Bei Schweißdetails mit Strukturspannungen σ_{hS} quer zur Schweißnaht auf der Blechoberfläche (sog. Typ a Hot-Spots) und feiner Vernetzung wird nach IIW [Hob 16] eine lineare Extrapolation im Bereich zwischen 0,4- und 1,0-mal der Grundblechdicke t durchgeführt (Abbildung 12).

Der Spannungskonzentrationsfaktor (SCF) bezeichnet das Verhältnis von lokaler Bezugsspannung σ_{hS} zur Nennspannung σ_n nach Gleichung (3.16).

$$SCF = \frac{\sigma_{hS}}{\sigma_n} \quad (3.16)$$

Der einmal bestimmte SCF kann für zukünftige Berechnungen gleicher Bauteile als Multiplikator der Nennspannung σ_n eingesetzt werden.

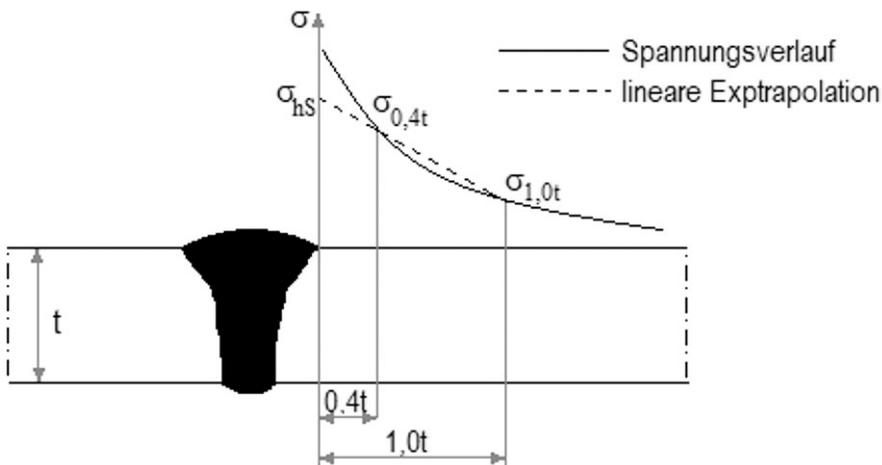


Abbildung 12: Lineare Extrapolation für Typ a Hot-Spots mit feinem Netz nach IIW [Hob 16]

3.3.4 Kerbspannungskonzept

Örtliche oder auch lokale Konzepte finden insbesondere bei sehr komplexen Bauteilen und Beanspruchungszuständen Anwendung. Im Kerbspannungskonzept wird die geometrische Schweißnahtausbildung berücksichtigt. Hierfür wird an den Schweißnahtübergängen oder Schweißnahtwurzeln als Referenz für die real auftretende Kerbe ein Referenzradius r modelliert. Dieser resultiert aus der Theorie der Mikrostützwirkung nach Neuber [Neu 68]. Demnach ist nicht die maximal in der Kerbe auftretende Spannung, sondern die über eine Mikrostrukturlänge im Kerbligament gemittelte Spannung versagensrelevant. Für Wanddicken $t \geq 5,0$ mm beträgt der Referenzradius $r = 1,0$ mm.

Die maximale Spannung im Kerbgrund wird als Kerbspannung σ_k bezeichnet. Üblicherweise ermittelt man die Kerbspannung σ_k mit Finite-Elemente- (FE) oder Boundary-Elemente-Methoden. Sie kann nach IIW [Hob 16] einer zulässigen Beanspruchung FAT 225 für Blechdicken $t \geq 5$ mm gegenübergestellt werden. Für Wanddicken $t < 5$ mm wird ein Referenzradius $r = 0,05$ mm empfohlen [Fri 08]. Das Vorgehen für Wanddicken $t < 5$ mm ist nach IIW [Hob 16] nicht nachgewiesen.

Die Spannungserhöhung im Kerbgrund wird durch die Kerbformzahl K_t nach Gleichung (3.17) ausgedrückt.

$$K_t = \frac{\sigma_k}{\sigma_n} \quad (3.17)$$

Solange die Beanspruchung dem Hook'schen Gesetz folgt und im rein linear-elastischen Bereich liegt, ist die Kerbformzahl K_t von der Kerbgeometrie abhängig. Duktile Werkstoffe ertragen aber auch Spannungsspitzen oberhalb der Streckgrenze R_e , begründet in der Stützwirkung des Materials. In diesem Fall kommt die Kerbwirkungszahl K_f zum Tragen, ausgedrückt durch die Kerbformzahl K_t und die Stützziffer n_χ nach Gleichung (3.18):

$$K_f = \frac{K_t}{n_\chi} \quad (3.18)$$

Die Kerbspannung σ_k ergibt sich dann nach Gleichung (3.19).

$$\sigma_k = n_\chi \cdot K_f \cdot \sigma_n \quad (3.19)$$

Im Gegensatz zur Kerbformzahl K_t beinhaltet die Kerbwirkungszahl K_f eine Materialabhängigkeit und muss daher über empirische Versuche bestimmt werden. Für die Definition und Bestimmung der Kerbwirkungszahl K_f existieren eine ganz Reihe an unterschiedlichen Ansätzen [Yao 95]. Der am weitesten verbreitete Ansatz nach Gleichung (3.20) erfordert Ermüdungsversuche an ungekerbten Proben und gekerbten Proben gleicher Abmessungen.

$$K_f = \frac{\text{Ermüdungsfestigkeit ungekerbte Probe}}{\text{Ermüdungsfestigkeit gekerbte Probe}} \quad (3.20)$$

Möglicherweise unterscheidet sich die Kerbwirkungszahl K_f im Kurzzeitfestigkeitsbereich von der im Zeitfestigkeitsbereich, da aufgrund der erhöhten plastischen Beanspruchungen das Maß der Ermüdungsfestigkeit basierend auf Spannungsschwingbreiten zu einer Verzerung im Kurzzeitfestigkeitsbereich führt.

Neben dem Kerbspannungskonzept kann auch das Kerbdehnungskonzept zur örtlichen Betrachtung herangezogen werden. Hierbei wird das lokale elastisch-plastische Werkstoffverhalten am versagenskritischen Ort berücksichtigt [Law 81]. Voraussetzung hierfür ist die Verfügbarkeit einer materialspezifischen Dehnungswöhlerkurve bzw. die Kenntnis des zyklischen Spannungs-Dehnungsverhaltens [Mel 15].

Insgesamt gibt es für die Modellierung und Auswertung der lokalen Konzepte viele verschiedene Möglichkeiten und Vorgehensweisen [Rad 09].

3.3.5 Bruchmechanik

Zur weiteren Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit können auch bruchmechanische Konzepte herangezogen werden, die nicht Teil dieser Arbeit sind. Hier werden Bruchvorgänge, z. B. mit Hilfe der linearen Elastizitätstheorie beschrieben, der sog. linear-elastischen Bruchmechanik. Diese basieren auf einer Analyse der Spannungsintensität und des Risswachstumsverhaltens [Gro 07].

3.4 Statistik

3.4.1 Allgemeines

Die Auswertung experimenteller Daten beinhaltet immer eine Streuung der Ergebnisse. Bei Ermüdungsversuchen an geschweißten Bauteilen hängt diese von verschiedenen Einflussfaktoren ab, wie z. B.

- der Ausbildung der Schweißnaht (Größe und Form der Kerbe),
- der örtlichen Spannungskonzentration (Steifigkeitssprung bzw. Nahtübergang),
- der Spannungsrichtung (Art der Belastung),
- Skalierungseffekten oder
- Eigenspannungen im Bauteil.

Die Herausforderung bei der Bewertung der Versuchsergebnisse besteht darin, die maßgeblichen Einflussfaktoren zu identifizieren und zu beurteilen. Weniger maßgebende oder vernachlässigbare Einflussgrößen werden innerhalb der Streuung berücksichtigt und akzeptiert.

Die statistische Auswertung ist mit der Festlegung von zulässigen Werten für den Vertrauensbereich und die Aussagewahrscheinlichkeit Teil des Sicherheitskonzeptes für die Ermüdungsbemessung (Abschnitt 3.4.3 und DIN EN 1990).

Im Vorgängerdokument zum Eurocode 3 Teil 1-9 DIN EN 1993-1-9 aus dem Jahr 1987 der Europäischen Konvention für Stahlbau [ECCS 87] sind im Anhang C zur Bestimmung der Sicherheitsfaktoren Schätzwerte für die Standardabweichung für Ermüdungsversuche angegeben. Für geschweißte Steifen mit Kerbfallklasse 80 wird hier z. B. ein Wert für die Standardabweichung S im Bereich zwischen 0,16 - 0,25 genannt [ECCS 87], [Hai 06].

3.4.2 Statistische Auswertung der Ermüdungsversuche

Die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche folgt den Grundsätzen nach DIN EN 1990 Anhang D.

Die versuchsbasierte Bestimmung einer Bauteilwöhlerkurve erfolgt über eine lineare Regression. Diese wird im doppeltlogarithmischen Maßstab durchgeführt. Die Regressionsgerade stellt den Mittelwert bei 50 %-Überlebenswahrscheinlichkeit dar. Sie wird entsprechend dem Wert der 95 %-Überlebenswahrscheinlichkeit (95 %-Fraktile) mit einer Aussagewahrscheinlichkeit von 75 % bei 2 Mio. Lastspielen parallel verschoben. Da häufig nur eine verhältnismäßig geringe Anzahl von Versuchsdaten vorliegt, wird anstatt der Standard-Normal-Verteilung die nicht zentrale Student-t-Verteilung herangezogen. Hierbei geht die Anzahl der Versuche in die Auswertung mit ein. Die Tatsache, dass der Wert der 5 %-Fraktile von Stichprobe zu Stichprobe streuen kann, wird damit berücksichtigt. Das kann zu einer unsymmetrischen, nicht zentralen Verteilung führen, die sich mit steigender Probenanzahl der Standard-Normal-Verteilung annähert.

Im Hintergrundbericht zum Eurocode 3 [Sed 05] werden unter Annahme konstanter Spannungsschwingbreiten folgende drei Möglichkeiten zur statistischen Auswertung der Versuchsdaten festgelegt:

- Lineare Regressionsanalyse zur Bestimmung der Neigung, der Standardabweichung und des Klassifizierungswertes für das 50 %- und 95 %-Fraktile.
- Lineare Regressionsanalyse zur Bestimmung der Standardabweichung und des Klassifizierungswertes für das 50 %- und 95 %-Fraktile bei fester Neigung $m = 3$.
- Lineare Regressionsanalyse zur Bestimmung der Standardabweichung und des Klassifizierungswertes für das 50 %- und 95 %-Fraktile bei fester Neigung $m = 5$.

Das mathematische Vorgehen zur linearen Regression ist in Anhang A erläutert.

3.4.3 Vertrauensbereich und Aussagewahrscheinlichkeit

Die Bestimmung der Regressionsgerade ist mathematisch vorgegeben und bei allen Anwendungen identisch. Dennoch gibt es Unterschiede in der weiteren statistischen Auswertung. Im Hintergrundbericht zum Eurocode 3 [Sed 05] sind die unterschiedlichen statistischen Vorgehensweisen verschiedener Normen und Richtlinien zusammengestellt (Tabelle 2).

Tabelle 2: Statistische Grundlage der Ermüdungsfestigkeitskurven nach Sedlacek et al. [Sed 05]

Norm bzw. Richtlinie	Statistische Grundlage für die S-N-Kurve
DIN EN 1993-1-9	75 % Vertrauensbereich bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit für log(N)-Versuchsdaten unter Berücksichtigung der Standardabweichung und Probengröße
Hintergrundbericht zum Eurocode 3 [Sed 05]	Einseitiges Konfidenz-Intervall mit unterer Grenze bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit für log(N)-Versuchsdaten
Norsok N-004	Mittelwert minus zweifache Standardabweichung für log(N)-Versuchsdaten
HSE 4th Ed GNs [HSE 02]	Mittelwert minus zweifache Standardabweichung für log(N)-Versuchsdaten
API RP 2A-WSD	Untere Hüllkurve der Versuchsdaten
BS 7608	Mittelwert minus zweifache Standardabweichung für log(N)-Versuchsdaten
ISO (allgemein)	Mittelwert minus zweifache Standardabweichung für log(N)-Versuchsdaten
DIN EN 13001-3-1	$P_{\bar{u}} = 97,7 \%$ (Mittelwert minus zweifache Standardabweichung, ermittelt durch Normalverteilung und einseitigen Test)

Der Vertrauensbereich oder auch das sog. Konfidenzintervall liegt nach DIN EN 1990 zwischen dem 5 %- und 95 %-Fraktile. Entgegen der häufigen Annahme von 95 % liegt das zweiseitige Konfidenzintervall hier also bei 90 %. Ginge man von einem beidseitigen Konfidenzintervall von 95 % aus, läge die Überlebenswahrscheinlichkeit bzw. das untere Fraktile bei 97,5 %. Die 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit sagen aus, dass 95 % der Versuche oberhalb der Geraden liegen und somit die 5 % oberhalb des Konfidenzintervalls mit

eingeschlossen sind. Dies ist gleichbedeutend mit der Vorgehensweise im Hintergrundbericht zum Eurocode 3 [Sed05] mit einem einseitigen Konfidenzintervall mit unterer Grenze bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit (Tabelle 2).

Ausgehend von einer Stichprobengröße n , dem Mittelwert \bar{X} der Versuchsdaten und der zugehörigen Standardabweichung s_x wird der Vertrauensbereich des Mittelwerts der Grundgesamtheit μ nach Gleichung (3.21) bestimmt zu:

$$\bar{X} - T \cdot \frac{s_x}{\sqrt{n}} \leq \mu \leq \bar{X} + T \cdot \frac{s_x}{\sqrt{n}} \quad (3.21)$$

Dabei wird die Variable T nach der Studentschen t -Verteilung für $n - 1$ Freiheitsgrade und den einseitigen Vertrauensbereich von 95 % der Fachliteratur entnommen [Kre 88].

Die Aussagewahrscheinlichkeit ist nach dem Vorgehen nach Eurocode 3 mit 75 % zu berücksichtigen. Sie ist gleichbedeutend mit dem Vertrauensniveau und sagt aus, mit welcher Wahrscheinlichkeit der bestimmte Mittelwert der Grundgesamtheit μ auch tatsächlich innerhalb des Vertrauensbereichs liegt. Grundsätzlich gilt: je größer die Aussagewahrscheinlichkeit, desto größer auch das Konfidenzintervall. Im Gegenzug dazu wird mit zunehmender Versuchsanzahl n das Konfidenzintervall kleiner.

In der Praxis erfolgt die Berücksichtigung des Vertrauensniveaus über die Anpassung der Variablen T in Gleichung (2.22), die insgesamt größer wird [Kre 88]. D.h. dass der Konfidenzbereich von 95 % größer wird, wenn man die Aussagewahrscheinlichkeit von 75 % berücksichtigt. Mit zunehmender Stichprobenanzahl n nähern sich die Werte für T an.

Innerhalb der DIN EN 13001-3-1 wird der charakteristische Wert der Ermüdungsspannung $\Delta\sigma_c$ mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U = 97,7$ % bestimmt. Völlig ohne Statistik, sondern mit einer unteren Hüllkurve durch den niedrigsten Versuchspunkt, kommt z. B. die API RP2A-WSD aus (Tabelle 2). Dies ist nur im Zusammenhang mit einer ausreichenden Anzahl an Versuchsdaten ein probates Verfahren, da man im Extremfall mit nur einem Versuchswert die 50 %-Fraktile ermittelt.

4 Experimentelle Untersuchungen

4.1 Allgemeines

Ermüdungsfestigkeitskurven sind nach DIN EN 1993-1-9 und IIW [Hob 16] ab 10.000 Lastspielen definiert. Zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens im Kurzzeitfestigkeitsbereich wird die Beanspruchung so gewählt, dass ein Großteil der Versuche Bruchlastspielzahlen $N_B < 50.000$ aufweist. Dadurch soll geklärt werden, wie weit die Wöhlerkurve linear in den Kurzzeitfestigkeitsbereich verlängert werden kann. Zur besseren Vergleichbarkeit mit vorhandenen Wöhlerkurven und zur statistischen Absicherung werden einige Versuche auch im Zeitfestigkeitsbereich gefahren. Genauso werden Versuche unterhalb von 10.000 Lastspielen miteinbezogen.

Die Ermüdungsversuche werden an Stumpfnahverbindungen aus Blechen gleicher Dicke und Kehlnähten in Form einer auf Bleche aufgeschweißten Quersteife durchgeführt.

Als Material kommt zunächst der S960QL zum Einsatz – ein Baustahl mit 960 N/mm² Mindeststreckgrenze im vergüteten Zustand mit Nachweis des Wertes der Kerbschlagarbeit bei -40°C nach DIN EN 10025-6. Der Baustahl S960QL wurde für die gezeigten Untersuchungen von der Fa. ThyssenKrupp SteelEurope AG (Werkstoff-Nr.: 1.8933; Markenbezeichnung: XABO® 960) bereitgestellt (Tabelle 3).

Tabelle 3: Höchstfester Baustahl

Werkstoff	Hersteller	Markenname	$R_{p0,2}$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	$R_{p0,2}/R_m$ [%]	A [%]
S960QL	ThyssenKrupp	XABO® 960	1042	1069	97	12
S960M-RR	Rautaruukki	Optim 960	1032	1121	92	12
S960M-VG	Voestalpine	Alform Plate 960M	993	1041	95	11
S1100QL	SSAB	Weldox® 1100	1224	1418	86	12

Als Vertreter der thermomechanisch gewalzten Baustähle wird der S960M untersucht. Er besitzt ebenfalls eine nominelle Streckgrenze von 960 N/mm^2 mit Nachweis der Kerbschlagarbeit bei -20°C . Dieser wird von der Fa. Rautaruukki Oyj (seit 2013 Teil der SSAB-Gruppe; Markenbezeichnung: Optim 960 QC) und von der Fa. Voestalpine AG (Markenbezeichnung: alform plate 960M x-treme) zur Verfügung gestellt. Thermomechanisch gewalzte Stähle sind grundsätzlich in der DIN EN 10025-4 genormt, allerdings nur bis 500 N/mm^2 Mindeststreckgrenze.

Zudem wird der ultrahochfeste Baustahl S1100QL mit höherer Mindeststreckgrenze von 1100 N/mm^2 untersucht. Im Herstellungsprozess entspricht der S1100QL dem S960QL, ist aber nicht in der DIN EN 10025-6 aufgeführt. Diesen Werkstoff stellt SSAB zur Verfügung (Werkstoff-Nr.: 1.8942; Markenbezeichnung: Weldox® 1100). Eine Übersicht der verwendeten Werkstoffe und der wichtigsten mechanischen Kenngrößen liefert Tabelle 3.

Die höchstfesten Stähle S960QL und S960M werden im Mobilkranbau bereits verbreitet eingesetzt. Der ultrahochfeste Stahl S1100QL wird in höchstbeanspruchten Bereichen, wie z. B. dem Obergurt des Teleskopauslegers, angewendet.

4.2 Versuchsprogramm

Eine Übersicht über die Versuchsserien mit ihren Bezeichnungen, Werkstoffen und der jeweils durchgeführten Anzahl an Ermüdungsversuchen ist in Tabelle 4 aufgeführt.

Die Serienbezeichnung in der ersten Spalte der Tabelle 4 setzt sich wie folgt zusammen:

1. Stelle: Detailbezeichnung („50“ für Stumpfnah und „d“ für Ausführung mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel)
2. Stelle: Wanddicke in mm
3. Stelle: Werkstoff (96Q – S960QL, 96M-RR – S960M von Rautaruukki, 96M-VG – S960M von Voestalpine AG und 11Q – S1100QL).

Bei hoher Beanspruchung und unter Verwendung von hochwertigen Stählen ist auch eine Schweißnaht in hoher Qualität erforderlich. Daher wird innerhalb der Untersuchungen an Stumpfnahverbindungen eine V-Naht mit einem Öffnungswinkel von 45° gewählt. Diese wird mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel ausgeführt. Die Detailbezeichnung *50d* wird aus vorangegangenen Forschungsvorhaben übernommen [Put 06], [Umm 13]. Die Blechdicke beträgt beidseitig der Naht $t = 8 \text{ mm}$ (kein Blechdickensprung). Die Schweißnaht wird 4-lagig ausgeführt (Abbildung 13).

Tabelle 4: Versuchsprogramm

	Versuchsserie	Blechdicke	Werkstoff	Anzahl Versuche
Stumpfnah	50d-8-96Q-Auto	t = 8 mm	S960QL	7
	50d-8-96Q-Hand	t = 8 mm	S960QL	9
	50d-8-96M-RR	t = 8 mm	S960M-RR	9
	50d-8-96M-VG	t = 8 mm	S960M-VG	6
	50d-8-11Q	t = 8 mm	S1100QL	13
Quersteife	40-8-96Q	t = 8 mm	S960QL	20
	40-8-96M-RR	t = 8 mm	S960M-RR	12
	40-8-96M-VG	t = 8 mm	S960M-VG	8
	40-8-11Q	t = 8 mm	S1100QL	20

Die Stumpfnahproben werden aus den Werkstoffen S960QL, S960M und S1100QL gefertigt. Die Serien aus S960QL werden für die Stumpfnähte in die Kategorie „Hand“ für handgeschweißte Proben und „Auto“ für automatisiert geschweißte Proben unterteilt. Diese Unterteilung erfolgt, da die unterschiedlichen Fertigungsarten einen erheblichen Einfluss auf die Eigenspannungsverteilung und die daraus resultierende Ermüdungsfestigkeit ausüben (Abbildung 19 und Abschnitt 4.4.4).

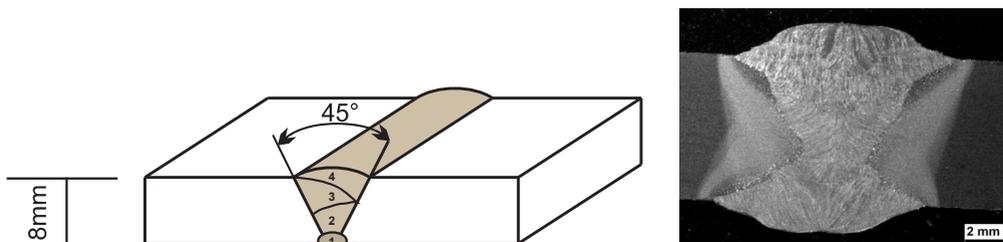


Abbildung 13: Stumpfnah mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel

Die Detailbezeichnung 40 gilt für die beidseitig aufgeschweißte Quersteife, wie sie in Abbildung 14 dargestellt ist.

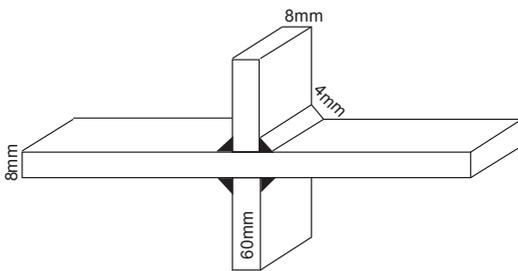


Abbildung 14: Beidseitige Quersteife mit Kehlnaht

Wie auch für die Stumpfnähte wird für die Quersteife eine einheitliche Grundblech- und Steifendicke von $t = 8 \text{ mm}$ gewählt. Das a -Maß der Kehlnaht beträgt 4 mm und die Steifen sind beidseitig 60 mm hoch. Die Proben werden ebenfalls aus S960QL, S960M und S1100QL hergestellt (Tabelle 3).

4.3 Versuchsdurchführung

Die Ermüdungsversuche werden kraft geregelt unter konstanter Lastamplitude im Zug-schwellbereich mit einem Spannungsschwingbreitenverhältnis von $R = +0,1$ gefahren. Dabei kommen servo-hydraulische Prüfmaschinen der Fa. Losenhausen mit 1000 kN maximaler Prüflast sowie der Fa. Instron mit 250 kN maximaler Prüflast zum Einsatz (Abbildung 15 a) und b)). Resonanzprüfmaschinen sind bei Untersuchungen zur Kurzzeitfestigkeit weniger zu empfehlen, da bei dem hohen Spannungsniveau bereits das Einschwingen in den Resonanzbereich zur Bauteilschädigung führen kann. Die in Abbildung 15 c) dargestellte Resonanzprüfmaschine der Fa. Schenck wird daher nur für Verifikationsversuche im Zeitfestigkeitsbereich mit höherer Lastspielzahl eingesetzt. Der Einbau der Probenbleche erfolgt bei allen drei genannten Prüfmaschinen über hydraulische Spannbacken.

Je Versuchsserie werden zwei Stumpfnah- und Quersteifenproben vor der Prüfung mit Dehnmessstreifen (DMS) des Typs FLA-3-11-3L versehen. Die DMS auf der Blechoberseite werden planmäßig im Abstand von 4 mm zum Schweißnahtübergang in Blechmitte aufgeklebt. Die Position der DMS auf der Unterseite des Blechs wird von der Oberseite übertragen und die DMS an exakt gegenüberliegenden Punkten angebracht (Anhang B.4).



Abbildung 15: Versuchsdurchführung

Vor Versuchsbeginn werden die DMS an eingehängten Proben (0-Belastung), mit Backenvorspannung und dann unter schrittweiser statischer Last von 0 – 20 – 40 – 60 – 80 – 100 – 80 – 60 – 40 – 20 – 0 kN abgelesen. Im Anschluss werden auch bei der zyklischen Versuchsdurchführung begleitend DMS-Messungen vorgenommen (Abschnitt 4.6.3).



Abbildung 16: Versuchsbegleitende Dehnungsmessungen und Rissfortschrittsaufzeichnungen

Die einzelnen Dehnungsmessungen sind nach Serien getrennt in Anhang B.4 aufgeführt. Die Auswertung der DMS-Messungen erfolgt in Abschnitt 4.6.2.

Die mit DMS versehenen Proben werden während des Versuchs visuell mit jeweils einer Kamera des Typs Intellinet NFC30-WG auf der Probenober- und Unterseite überwacht. Die Aufzeichnungen dienen zur visuellen Darstellung des Rissfortschritts (Abbildung 16).

4.4 Stumpfnähte

4.4.1 Allgemeines

Stumpfnahmverbindungen sind häufig ausgeführte Schweißnähte und dienen meist der Aneinanderreihung von einzelnen Bauteilen. Innerhalb eines Stumpfstoßes ist es möglich, die Bauteildicke oder den Werkstoff an die Beanspruchung anzupassen. Stumpfnähte können mit oder ohne Schweißnahtvorbereitung, ein- oder beidseitig ausgeführt werden. Beispiele für Stumpfnähte sind in Abbildung 17 dargestellt.

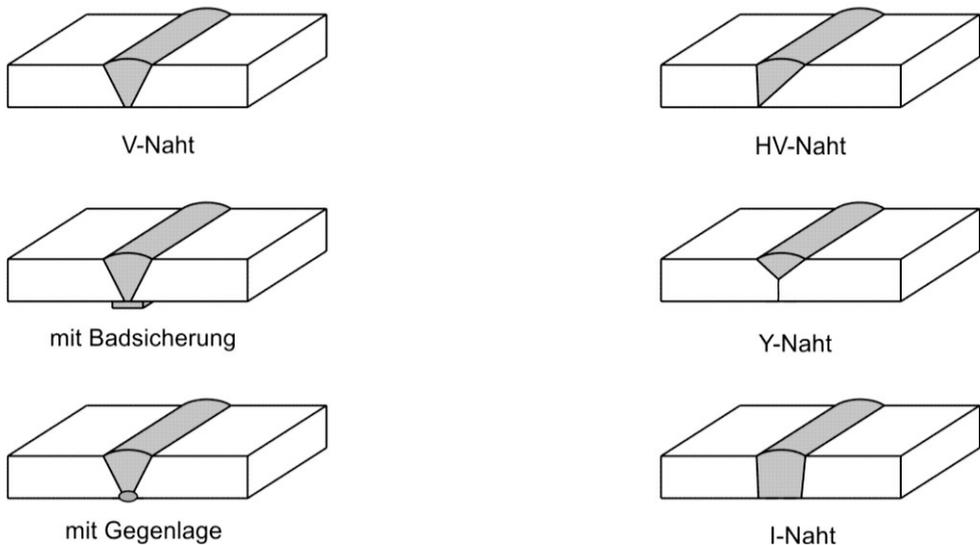


Abbildung 17: Beispiele für Stumpfnahmverbindungen

In fortlaufenden Forschungsarbeiten werden an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine in Karlsruhe Stumpfnähte in unterschiedlichen Ausführungen und Wanddicken untersucht [Man 00], [Put 06], [Lag 07], [Umm 13]. Dort fand man heraus, dass im Vergleich zur einfachen einseitigen Stumpfnahm eine gekerbte Schweißbadsicherung keine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bewirkt. Die Ausführung der Stumpfnahm mit angekerbter Badsicherung sowie eine mit Gegenlage geschweißte Stumpfnahm kann dagegen aufgrund der Versuchsergebnisse zwei Kerbfallklassen höher eingestuft werden [Umm 13]. Für die hier gezeigten Untersuchungen wird eine Stumpfnahm mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel gewählt.

4.4.2 Kerbfallklassifizierung

Quer laufende Stumpfnähte mit beidseitiger Schweißung und zerstörungsfreier Prüfung (ZFP) werden nach DIN EN 1993-1-9 in die Kerbfallklasse 80 eingestuft (Abbildung 18). Es gilt eine Nahtüberhöhung h von $\leq 20\%$ der Nahtbreite s einzuhalten. Der Übergang der Schweißnaht ist in gleichmäßigem Verlauf zur Blechoberfläche auszuführen. Schweißnahtan- und -auslaufstücke sind zu verwenden und die Blechränder blecheben in Lastrichtung zu schleifen. Beträgt die Nahtüberhöhung $h \leq 10\%$ der Nahtbreite s kann eine Kerbfallklasse höher angesetzt werden (Abbildung 18).

Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
90	<p>Blechedickenabhängigkeit für $t > 25\text{ mm}$: $k_1 = (25/t)^{0.2}$</p>	<p>5) Querstöße von Blechen oder Flachstählen.</p> <p>6) Vollstöße von Walzprofilen mit Stumpfnähten ohne Freischnitte.</p> <p>7) Querstöße von Blechen oder Flachstählen, abgeschragt in Breite oder Dicke mit einer Neigung $\leq 1/4$. Der Übergang muss kerbfrei ausgeführt werden.</p>	<ul style="list-style-type: none"> Die Nahtüberhöhung muss $\leq 10\%$ der Nahtbreite und mit verlaufendem Übergang in die Blechoberfläche ausgeführt werden. Schweißnahtan- und -auslaufstücke sind zu verwenden und anschließend zu entfernen, Blechränder sind blecheben in Lastrichtung zu schleifen. Beidseitige Schweißung mit ZFP. <p>Kerbfälle 5 und 7: Die Nähte sind in Wannenlage zu schweißen.</p>
80	<p>Blechedickenabhängigkeit für $t > 25\text{ mm}$: $k_1 = (25/t)^{0.2}$</p>	<p>9) Querstöße in geschweißten Blechträgern ohne Freischnitte.</p> <p>10) Vollstöße von Walzprofilen mit Stumpfnähten mit Freischnitten.</p> <p>11) Querstöße in Blechen, Flachstählen, Walzprofilen oder geschweißten Blechträgern.</p>	<ul style="list-style-type: none"> Die Nahtüberhöhung muss $\leq 20\%$ der Nahtbreite und mit verlaufendem Übergang in die Blechoberfläche ausgeführt werden. keine Schweißnahtnachbehandlung Schweißnahtan- und -auslaufstücke sind zu verwenden und anschließen zu entfernen, Blechränder sind blecheben in Lastrichtung zu schleifen. Beidseitige Schweißung mit ZFP. <p>Kerbfall 10: Die Nahtüberhöhung muss $\leq 10\%$ der Nahtbreite und mit verlaufendem Übergang in die Blechoberfläche ausgeführt werden.</p>

Abbildung 18: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.3: Quer laufende Stumpfnähte

Die Einteilung nach IIW [Hob 16] erfolgt analog in die FAT 80 bzw. 90. Als zusätzliche Anforderung wird hier ein maximal zulässiger axialer Versatz e der Bleche von 10% der Blechedicke t bei FAT 80 und 5% bei FAT 90 vorgegeben.

Die Kranbaunorm DIN EN 13001-3-1 sieht eine Eingruppierung in die Kerbfallklassen in Abhängigkeit der Bewertungsgruppen für Schweißnähte nach DIN EN ISO 5817 vor. Demnach kann eine Stumpfnah mit Bewertungsgruppe C und normalen Eigenspannungen mit Winkelverzug $\beta < 1^\circ$ in die Kerbfallklasse 112 eingruppiert werden. Hierzu ist anzumerken,

dass beim Ermüdungsnachweis nach DIN EN 13001-3-1 die Einteilung in sogenannten S-Klassen über einen Spannungsverlaufparameter zu berücksichtigen ist. Ein direkter Vergleich zu den Kerbfallklassen ist daher nicht möglich.

4.4.3 Versuchskörperherstellung

Zur Herstellung der Stumpfnahthproben werden zwei Bleche in der Abmessung 1600 mm x 250 mm x 8 mm jeweils an einer Seite mit 22,5° angefast. Die Bleche werden an der Fase aneinandergelegt, so dass sich insgesamt ein Nahtöffnungswinkel von 45° ergibt. Im Anschluss werden die Bleche mit einer Heftschweißung positioniert und auf 80°C vorgewärmt. Die Schweißung erfolgt nach dem MAG-Verfahren mit Schweißzusatzwerkstoff X90 (G 89 6 M Mn4Ni2CrMo nach DIN EN ISO 16834). Für einen Teil der Proben aus S960QL wird ein Schweißroboter eingesetzt und die Schweißnaht somit automatisiert ausgeführt (Tabelle 4, Serie *50d-8-96Q-Auto*). Alle anderen Proben werden handgeschweißt. Da sich die automatisiert geschweißten Proben in Optik und Verzug stark von den handgeschweißten Proben unterscheiden, wird die Unterteilung der Serie S960QL in „*Auto*“ und „*Hand*“ notwendig. Daraus folgt eine kleinere Versuchsanzahl für diese Serien, die sich auf die statistische Versuchsauswertung auswirkt.

Nach Schweißanweisung ist die Gegenlage zuerst zu schweißen, anschließend das Blech zu drehen und nach Ausschleifen der Wurzel von innen zwei Füll- und eine Decklage zu schweißen. Die Arbeitstemperatur beträgt 80°C bei einer Abkühlzeit $t_{8/5}$ von ca. 5 - 10s.

In Abbildung 19 ist für jede Versuchsserie das Schliffbild einer Probe dargestellt. Das Schliffbild (a) der handgeschweißten Stumpfnahth aus S960QL zeigt eine sehr geringe Schweißnahtüberhöhung und eine schmale Gegenlage. Diese Probe weist einen großen Schweißverzug auf. Es ist zu erkennen, dass hier die Gegenlage zuerst geschweißt wird. Danach wird von der Gegenseite ausgeschliffen bevor die Füll- und Decklagen ausgeführt werden. Im Vergleich hierzu ist bei der automatisierten Schweißnaht in Bild (b) eine größere Nahtüberhöhung auf beiden Seiten des Bleches vorhanden. Das Schliffbild (c) der Probe aus S960M und das Schliffbild (d) der Probe aus S1100QL zeigen, dass zunächst die komplette Stumpfnahth mit normaler Wurzellage, Füll- und Decklagen geschweißt wird. Erst im Anschluss wird die Wurzel von der Gegenseite ausgeräumt und neu überschliffen. Bei Bild (d) ist zudem ein seitlicher Versatz der Gegenlage auszumachen.

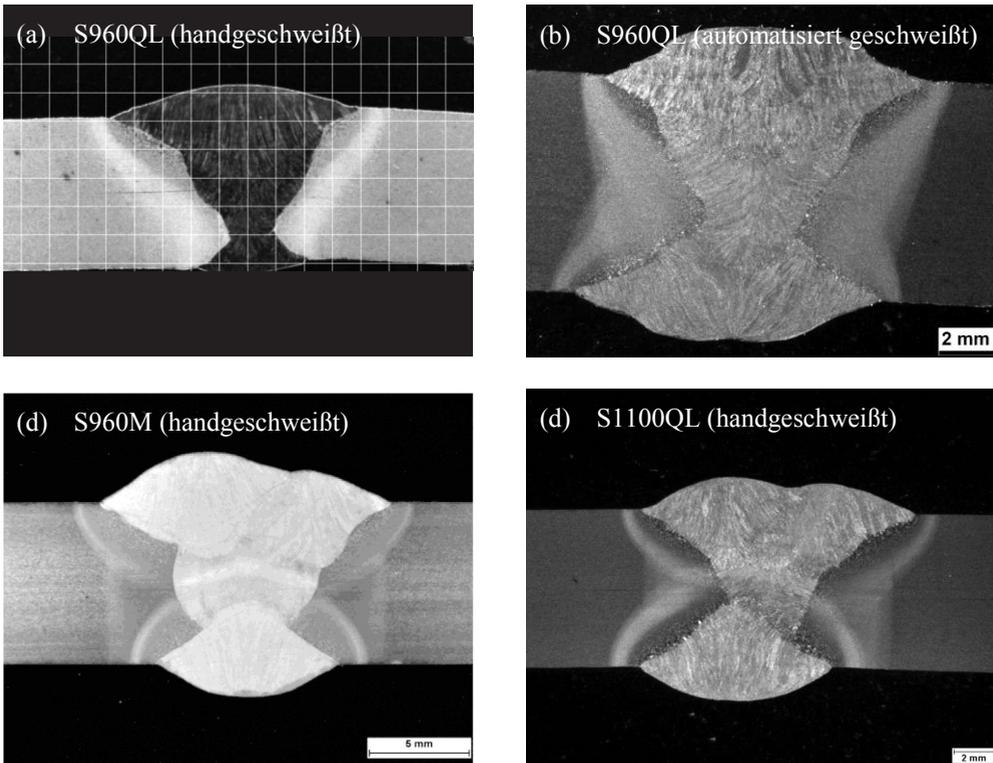


Abbildung 19: Schliffbilder der untersuchten Stumpfnahthverbindungen, Quelle [Mel 15]

4.4.4 Stumpfnahthbewertung nach DIN EN ISO 5817

4.4.4.1 Allgemein

Vor der Versuchsdurchführung wird jede Probe vermessen und der Prüfquerschnitt mit Probenbreite b und Wanddicke t bestimmt. Die Schweißnahtgeometrie wird anhand der Schweißnahtüberhöhung h_0 und Nahtbreite s_0 an der Blechoberseite, sowie an der Blechunterseite mit h_u und s_u beschrieben. Zudem wird der Nahtübergangsradius r und der Nahtanstiegswinkel α dokumentiert. Als maßgebliche Imperfektionen werden der axiale Versatz e sowie der Winkelverzug β gemessen (Abbildung 20 und Anhang B.2).

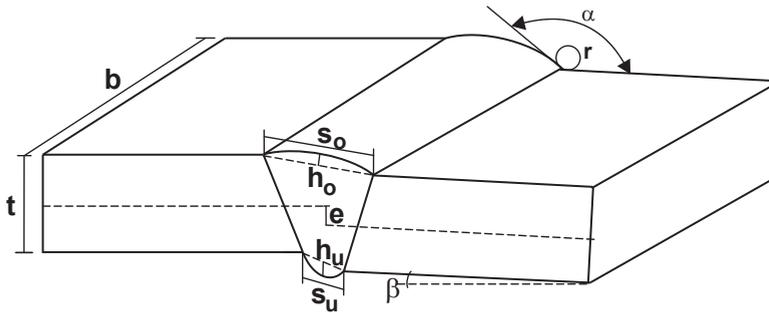
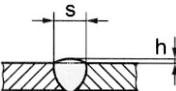
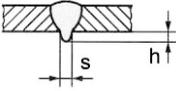


Abbildung 20: Abmessungen der Stumpfnahprobe

4.4.4.2 Schweißnahtüberhöhung h

Da die Schweißnahtüberhöhung h nach DIN EN 1993-1-9 ausschlaggebend für die Kerbfallklassifizierung ist (Abbildung 18), werden die Stumpfnähte in Anhang B.2 dahingehend ausgewertet. Zudem wird eine Bewertung der Schweißnahtüberhöhung h nach DIN EN ISO 5817 vorgenommen (Tabelle 5 und Anhang B.2).

Tabelle 5: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Schweißnahtüberhöhung bei Stumpfnähten

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
					D	C	B
1.9	502	Zu große Nahtüberhöhung (Stumpfnah)		$\geq 0,5$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,25 s$ $< 10 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,15 s$ $< 7 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,1 s$ $< 5 \text{ mm}$
1.11	504	Zu große Wurzelüberhöhung		> 3	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 1,0 s$ $< 5 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,06 s$ $< 4 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,2 s$ $< 3 \text{ mm}$

Die Bewertung der handgeschweißten Proben aus S960QL der Serie *50d-8-96Q-Hand* erfolgt in Gruppe B mit Nahtüberhöhungen $h \leq 1,4 \text{ mm}$. Bei automatisierten Proben aus S960QL der Serie *50d-8-96Q-Auto* überschreitet eine Probe das zulässige Maximalmaß von $2,0 \text{ mm}$ mit $h = 2,4 \text{ mm}$ Nahtüberhöhung. Diese Probe wird daher der Bewertungsgruppe C

zugeordnet. Von den insgesamt 15 Stumpfnahthproben aus S960M, erreichen acht Proben die Bewertungsgruppe B. Neben sechs Proben in Bewertungsgruppe C ist nur eine Probe der Bewertungsgruppe D zuzuordnen. Bei den handgeschweißten Stumpfnahthproben aus S1100QL erreichen acht von 13 Proben Bewertungsgruppe B, die übrigen fünf Bewertungsgruppe C (Anhang B.2).

4.4.4.3 Winkelverzug β

In Anhang C der DIN EN ISO 5817 werden informativ „Zusätzliche Anforderungen an Schweißungen unter Berücksichtigung der Schwingfestigkeit“ angegeben. Darin ist in Tabelle C.1 der Winkelverzug β als Kriterium für die Bewertung angegeben (Tabelle 6).

Tabelle 6: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle C.1: Zusätzliche Anforderungen zu Tabelle 1 für Schweißungen unter Ermüdungsbelastung

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
				C63 ^c	B90 ^c	B125
3.3	508	Winkelverzug ^b	$\geq 0,5$	$\beta \leq 2^\circ$	$\beta \leq 1^\circ$	$\beta \leq 1^\circ$

^b nicht festgelegt

^c Identische Werte nach IIW-Doc. XIII-2323-10. Die Werte wurden von IIW geprüft für Werkstoffdicken von 10 mm und darüber. Sie dürfen auch für kleinere Werkstoffdicken angewendet werden.

Mit einem maximal zulässigen Winkelverzug von $\beta \leq 2^\circ$ fällt die Serie der handgeschweißten Proben aus S960QL der Serie *50d-8-96Q-Hand* mit Winkeln zwischen $\beta = 2,5^\circ - 4,8^\circ$ gänzlich aus der Bewertung DIN EN ISO 5817 heraus. Die Serie automatisiert geschweißter Proben *50d-8-96Q-Auto* erfüllt mit Winkeln $\beta \leq 1^\circ$ die Bewertungsgruppe B90. Die Stumpfnahthproben aus S960M erfüllen großenteils die Bewertungsgruppe C63, wobei zwei Proben in B90 eingestuft werden können und weitere zwei mit Winkeln $\beta > 2^\circ$ aus der Bewertung herausfallen. Innerhalb der Serie *50d-8-11Q* aus S1100QL erfüllen zwei Proben die Bewertungsgruppe B90, vier weitere die Bewertungsgruppe C63, und die restlichen sechs Proben überschreiten den maximal zulässigen Verzugswinkel von $\beta \leq 2^\circ$ (Anhang B.2).

4.4.4.4 Weitere Kriterien

Weitere Kriterien für die Bewertung der Stumpfnahth hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit sind der axiale Versatz e der Blechkanten und der Schweißnahtübergang, ausgedrückt durch den Nahtanstiegswinkel α am Schweißnahtfuß (Tabelle 7), und den Nahtübergangsradius r . Nach Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817 für ermüdungsbeanspruchte Schweißnähte

ist für einen Nahtübergangsradius $r \geq 4$ mm die Bewertungsgruppe B125 zulässig. Die Bewertungsgruppen B90 und C63 sind hier nicht definiert. Für diese wird auf Tabelle 1 der DIN EN ISO 5817 verwiesen. Dort ist als Kriterium für den schroffen Nahtüberhang der Nahtanstiegswinkel α zu beurteilen.

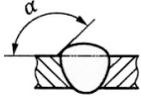
Innerhalb der Serie *50d-8-96Q-Hand* der handgeschweißten Stumpfnähte aus S960QL liegen die Nahtanstiegswinkel zwischen $\alpha = 133^\circ - 168^\circ$, was nach Tabelle 1 der DIN EN ISO 5817 der Bewertungsgruppe C für $\alpha \geq 110^\circ$ bzw. B für $\alpha \geq 150^\circ$ entspricht. Die gemessenen Nahtübergangsradien r liegen zwischen $r = 1,5$ mm - 30,5 mm. Dabei sind die Radien an der Blechunterseite kleiner als an der Oberseite. Der kleinste Radius beträgt hier $r = 6,5$ mm (Anhang B.2).

Die automatisiert geschweißten Proben der Serie *50d-8-96Q-Auto* weisen Nahtanstiegswinkel α zwischen $\alpha = 144^\circ - 162^\circ$ und Nahtübergangsradien zwischen $r = 3,0$ mm - 16,5 mm auf. Damit erfüllen die automatisierten Schweißnähte nicht ganz die Bewertungsgruppe B, wobei der Streubereich der gemessenen Werte deutlich geringer ausfällt.

Die Nahtanstiegswinkel der Serie *50d-8-96M* aus S960M liegen ähnlich wie die handgeschweißten Proben aus S960QL zwischen $\alpha = 136^\circ - 166^\circ$. Die Nahtübergangsradien liegen im Bereich von $r = 1,0$ mm - 13,5 mm (Anhang B.2). Dies entspricht Bewertungsgruppe C.

Auch die Probenserie *50d-8-11Q* liegt mit Nahtanstiegswinkeln zwischen $\alpha = 136^\circ - 166^\circ$ und Nahtübergangsradien zwischen $r = 1,0$ mm - 13,5 mm im selben Streubereich und erfüllt damit nicht gänzlich die Kriterien für die Schweißnahtbewertungsgruppe B bzw. B125 nach DIN EN ISO 5817.

Tabelle 7: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten bei Stumpfnähten

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
					D	C	B
1.12	505	Schroffer Nahtübergang		$\geq 0,5$	$\alpha \geq 90^\circ$	$\alpha \geq 110^\circ$	$\alpha \geq 150^\circ$
3.1	5071	Kantenversatz bei Blechen		> 3	$h \leq 0,25 t$ < 5 mm	$h \leq 0,15 t$ < 4 mm	$h \leq 0,1 t$ < 3 mm

Nach DIN EN ISO 5817 gilt für Blechdicken von $t = 8,0$ mm, dass der Versatz $e \leq 0,8$ mm sein muss. Mit einem maximal auftretenden Versatz von $e \leq 0,58$ mm erfüllen alle Proben das Kriterium für die Bewertungsgruppe B nach Tabelle 1 bzw. B90 nach Tabelle C.1 (Tabelle 7 und Anhang B.2).

In Tabelle 8 ist eine Zusammenfassung der Stumpfnahtbewertung für die untersuchten stumpfgeschweißten Proben zu finden. Proben die nicht in Bewertungsgruppe B90 oder C63 eingestuft werden können, sind für ermüdungsbeanspruchte Bauteile nicht zulässig.

Tabelle 8: Zusammenfassung der Stumpfnahtbewertung nach DIN EN ISO 5817

Unregelmäßigkeit	Ordnungs-Nr. ISO 6820-1	Anzahl Proben, die das jeweilige Kriterium erfüllen							
		50d-8-96Q-Auto		50d-8-96Q-Hand		50d-8-96M		50d-8-11Q	
Bewertungsgruppe		B90	C63	B90	C63	B90	C63	B90	C63
Zu große Nahtüberhöhung	502	6	1	9	-	14	-	11	2
Zu große Wurzelüberhöhung	504	7	-	9	-	8	6	10	3
Schroffer Nahtübergang	505	3	4	5	4	1	14	2	11
Kantenversatz	5071	7	-	9	-	15	-	13	-
Winkelverzug	508	7	-	-	-	2	11	2	4

4.4.5 Ergebnisse der Dauerschwingversuche

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche an stumpfgeschweißten Blechen sind in Tabelle 9 zusammengefasst. Die Auswertung erfolgt mit einem Programm zur Erstellung von Wöhlerkurven, das an der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine (KIT) entwickelt wurde [Wöh V2]. Das Programm basiert auf der in Abschnitt 3.4 erläuterten statistischen Auswertung nach DIN EN 1990. In Tabelle 9 wird, nach Serien und Werkstoffen getrennt, zunächst die Anzahl der geprüften Proben angegeben. Die Zahl in Klammer steht für Proben ohne Versagen im Versuch, so genannte Durchläufer (DL). Der Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit bei 2 Millionen Lastspielen $\Delta\sigma_c$ ist mit frei berechneter Neigung m jeweils für $P_U = 50\%$ und $P_U = 95\%$ Überlebenswahrscheinlichkeit angegeben. Zur Einschätzung der Streubreite der Versuchsergebnisse wird die Standardabweichung S für eine Auswertung mit freier Neigung in der vorletzten Spalte der Tabelle 9 angegeben.

Tabelle 9: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnachtverbindungen

Serie	Anzahl Proben (DL)	Lastspielzahlbereich	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 95\%$	Freie Neigung m	Standardabw. S	Hüllkurve m = 3,0
50d-8-96Q-Auto	7 (1)	7.046 - 825.506	225,4	167,7	5,0	0,20	97,9
50d-8-96Q-Hand	9	7.451 - 136.565	56,1	24,7	2,7	0,23	53,1
50d-8-96M	15	8.185 - 2.115.600	118,3	86,7	3,4	0,20	81,3
50d-8-11Q	13	4.497 - 911.200	105,1	80,2	3,5	0,19	72,0

Die Auswertung mit unterer Hüllkurve und fester Neigung $m = 3,0$ wird vorgenommen um einen besseren Vergleich mit den entsprechenden Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 und IIW [Hob 16] zu ermöglichen.

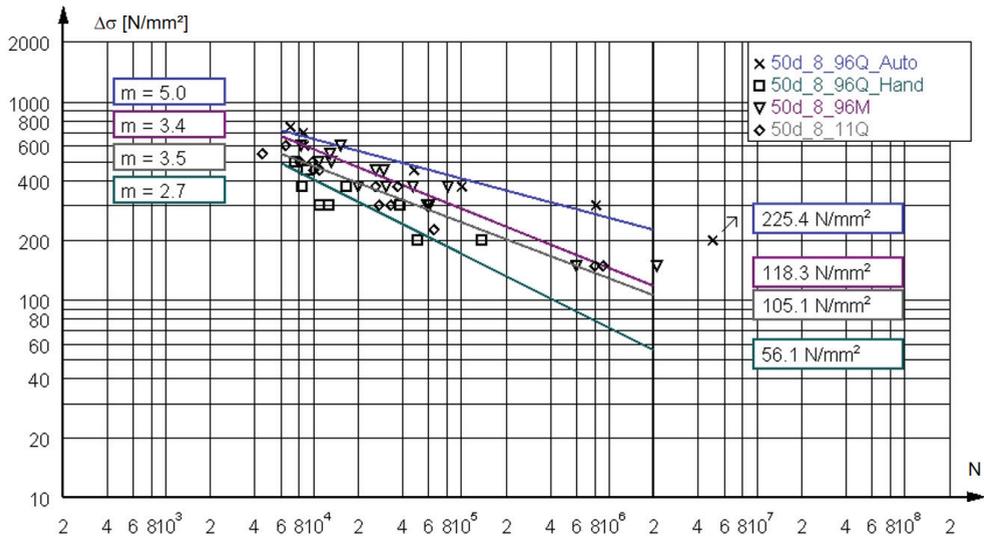


Abbildung 21: Wöhlerkurven der Stumpfnachtverbindungen mit frei berechneter Neigung bei 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit

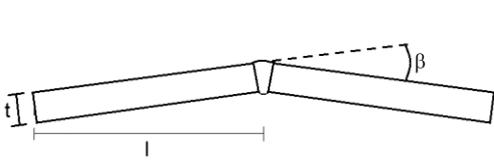
In Abbildung 21 sind die S-N-Kurven der einzelnen Versuchsserien bei $P_0 = 50\%$ Überlebenswahrscheinlichkeit mit frei berechneter Neigung einander gegenübergestellt. Die Neigungen liegen zwischen $m = 2,7$ für handgeschweißte Stumpfnahftverbindungen aus S960QL und $m = 5,0$ für automatisiert geschweißte Stumpfnahftverbindungen aus S960QL. Die Spannungsschwingbreite ist bei der Auswertung mit 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit für handgeschweißte Stumpfnahftverbindungen aus S960QL mit $\Delta\sigma_c = 56,1 \text{ N/mm}^2$ am niedrigsten. Den größten Wert für $\Delta\sigma_c$ erzielen automatisiert geschweißte Stumpfnahftverbindungen aus S960QL mit $225,4 \text{ N/mm}^2$. Handgeschweißte Stumpfnahftverbindungen aus S1100QL und S960M ordnen sich mit $\Delta\sigma_c = 105,1 \text{ N/mm}^2$ und $\Delta\sigma_c = 118,3 \text{ N/mm}^2$ dazwischen ein.

4.4.6 Beurteilung der Ergebnisse

Der Streubereich der Versuche sowie die Anordnung der Wöhlerkurven lassen zunächst keinen Rückschluss über einen Einfluss des Werkstoffs auf das Ermüdungsverhalten zu. Vielmehr fällt der große Unterschied zwischen den handgeschweißten Stumpfnahftproben der Serie *50d-8-96Q-Hand* (grün) und den automatisiert geschweißten Proben der Serie *50d-8-96Q-Auto* (blau) aus demselben Werkstoff S960QL auf. Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für handgeschweißte Stumpfnahftproben fällt dabei weit hinter die Kerbfallklassifizierung von 80 oder 90 nach DIN EN 1993-1-9 zurück.

Die Proben der unterschiedlichen Versuchsserien gleichen sich in Bezug auf die Nahtanstiegswinkel α , Nahtübergangsradien r und den axialen Versatz e . Die vergleichsweise größere Nahtüberhöhung h bei den automatisiert geschweißten Proben hat nach DIN EN 1993-1-9 und IIW [Hob 16] einen negativen Einfluss auf den Ermüdungswiderstand, was im Gegensatz zu den Versuchsergebnisse in Abbildung 21 steht.

Als maßgeblicher Einfluss wird daher der Schweißprozess bzw. der daraus resultierende Winkelverzug β identifiziert. Innerhalb der Serie *50d-8-96Q-Hand* wird der zulässige Grenzwert von $\beta < 2^\circ$ nach DIN EN ISO 5817 für einige Proben weit überschritten. In IIW [Hob 16] sind Formeln zur Berücksichtigung des Einflusses des Winkelverzuges β an Probekörpern zu finden (Abbildung 22).



$$c = \frac{2 \cdot l}{t} \sqrt{\frac{3 \cdot \sigma_m}{E}}$$

$$k_m = 1 + \frac{3}{2} \cdot \frac{\beta \cdot l}{t} \cdot \frac{\tanh(c/2)}{c/2}$$

Abbildung 22: Formel zur Berücksichtigung des Winkelverzugs β bei Flachproben mit eingespannten Enden nach IIW [Hob 16]

Die Formel nach IIW [Hob 16] berücksichtigt die aus der Ausmitte des Grundblechs resultierende zusätzliche Biegespannung in Probenmitte. Sie gilt für fest eingespannte Enden und berücksichtigt die tatsächliche Einspannlänge l im Versuch. Damit kann für jede Probe anhand der im Versuch aufgebrauchten Spannung σ_{\max} ein Vergrößerungsfaktor k_m zur Berücksichtigung der zusätzlichen Biegespannung in der Schweißnaht bestimmt werden. Der in Tabelle 3.20 aus IIW [Hob 16] angegebene Vergrößerungsfaktor von $k_{m,bb} = 1,15$ für in Wannelage hergestellte Stumpfnähte ist in der FAT-Klasse nach Nennspannungsmethode bereits berücksichtigt und ist gegenzurechnen (Tabelle 10).

Tabelle 10: Bereits berücksichtigte Vergrößerungsfaktoren für Verzug und Versatz nach IIW [Hob 16]

Berechnungsmethode	Nennspannungsmethode	Strukturspannungsmethode, Kerbspannungsmethode, Bruchmechanik	
		$k_{m,bb}$ in S-N-Kurve bereits berücksichtigt	Vorgabe für $k_{m,eff}$, auf Spannung anzusetzen
Schweißdetail	$k_{m,bb}$ in FAT bereits berücksichtigt	$k_{m,bb}$ in S-N-Kurve bereits berücksichtigt	Vorgabe für $k_{m,eff}$, auf Spannung anzusetzen
Stumpfnah, werkstattgeschweißt, Wannelage	1,15	1,05	1,10 *
Sonstige Stumpfnah	1,30	1,05	1,25 *
Kreuzstoß	1,45	1,05	1,40 *
Einseitige Kehlnah	1,25	1,05	1,20 **
Beidseitige Kehlnah	1,25	1,05	1,10 ***

* nicht größer als $(1+2,5 e_{\max}/t)$ mit e_{\max} : zulässiger Versatz und t : Wanddicke des belasteten Blechs
** nicht größer als $(1+0,2 t_{ref}/t)$ mit t_{ref} : Bezugswanddicke der Ermüdungsfestigkeitskurve
*** nicht größer als $(1+0,1 t_{ref}/t)$ mit t_{ref} : Bezugswanddicke der Ermüdungsfestigkeitskurve

Eine erneute Auswertung aller Versuche mit angepassten Nennspannungsschwingbreiten unter Berücksichtigung der Biegespannungsanteile wird in Tabelle 11 vorgenommen.

Es zeigt sich, dass die Unterteilung in die Serien automatisiert geschweißter und handgeschweißter Stumpfnähte aus S960QL nicht mehr notwendig ist. Daher wird eine Auswertung für alle Stumpfnahproben aus S960QL in Serie *50d-8-96Q-korr* in der dritten Ergebniszeile der Tabelle 11 vorgenommen. Durch die größere Anzahl an Versuchswerten kann die Streuung reduziert werden bei einer Standardabweichung von $S = 0,23$.

Die Bestimmung der Ermüdungsfestigkeitsklassen $\Delta\sigma_{C,korr}$ in Tabelle 11 zeigt einen leichten Vorteil für die Stähle S960QL und S960M. Ein geringfügiger Nachteil der Versuchsergebnisse an Proben aus S1100QL wurde bereits in früheren Untersuchungen festgestellt [Ber 06], [Put 06a], [Umm 13]. Dieses Verhalten wird auf ein Undermatching des Schweißguts zurückgeführt. Schweißzusatzstoffe sind in Festigkeiten bis 960 N/mm²

erhältlich, wodurch der höherfeste Stahl S1100QL mit niederfesterem Schweißgut X90 gefügt wird.

Tabelle 11: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnahverbindungen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug für alle Proben nach IIW [Hob 16]

Serie	Anzahl Proben (DL)	Lastspielzahlbereich	$\Delta\sigma_{c,korr}$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	$\Delta\sigma_{c,korr}$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 95\%$	Freie Neigung m	Standardabw. S	Hüllkurve m = 3,0
50d-8-96Q-Auto-korr	7 (1)	7.046 - 825.506	209,5	133,4	4,5	0,28	106,7
50d-8-96Q-Hand-korr	9	7.451 - 136.565	214,6	132,9	4,3	0,21	108,4
50d-8-96Q-korr ¹⁾	16 (1)	7.046 - 825.506	205,9	149,0	4,2	0,23	106,7
50d-8-96M-korr	15	8.185 - 2.115.600	162,1	128,8	3,6	0,16	111,4
50d-8-11Q-korr	13	4.497 - 911.200	136,7	114,3	3,4	0,16	96,8

¹⁾ Gemeinsame Auswertung der Serien 50d-8-96Q-Auto-korr und 50d-8-96Q-Hand-korr

Die frei berechneten Neigungen der korrigierten Versuchsserien sind mit $m = 3,4$ bis $m = 4,5$ flacher als nach Norm vorgegeben. Das ist auf die vergleichsweise geringe Kerbwirkung einer Stumpfnah zurückzuführen. Es gilt allgemein: Je geringer die Kerbwirkung, desto flacher die Wöhlerkurve [Ber 06]. Die Kurve für automatisiert geschweißte Proben weist die flachste inverse Neigung mit $m = 4,5$ auf und das trotz der größeren Nahtüberhöhung h . Nach Tabelle 11 ist eine Klassifizierung in die Kerbfallklasse bzw. FAT 90 möglich. Diese Eingruppierung erfolgt unabhängig von der gemessenen Nahtüberhöhung h .

Grundsätzlich werden die im Versuch zu berücksichtigenden Spannungsschwingbreiten durch den Korrekturfaktor k_m mittels der Formel aus [Hob 16] in Abbildung 22 vergrößert. Für Proben mit sehr kleinem Winkelverzug $\beta < 0,5^\circ$ kann sich durch den bereits berücksichtigten Korrekturfaktor $k_{m,bb} = 1,15$ ein Faktor kleiner als 1,0 ergeben. Die ist in der Neubewertung in Tabelle 11 für die Serie *50d-8-96Q-Auto* der Fall. Für automatisiert geschweißte Stumpfnahproben ergibt sich nach der Korrektur ein geringerer Wert von $\Delta\sigma_{c,korr} = 133,4$ N/mm² bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit als vor der Korrektur mit $\Delta\sigma_c = 167,7$ N/mm² (Abbildung 23).

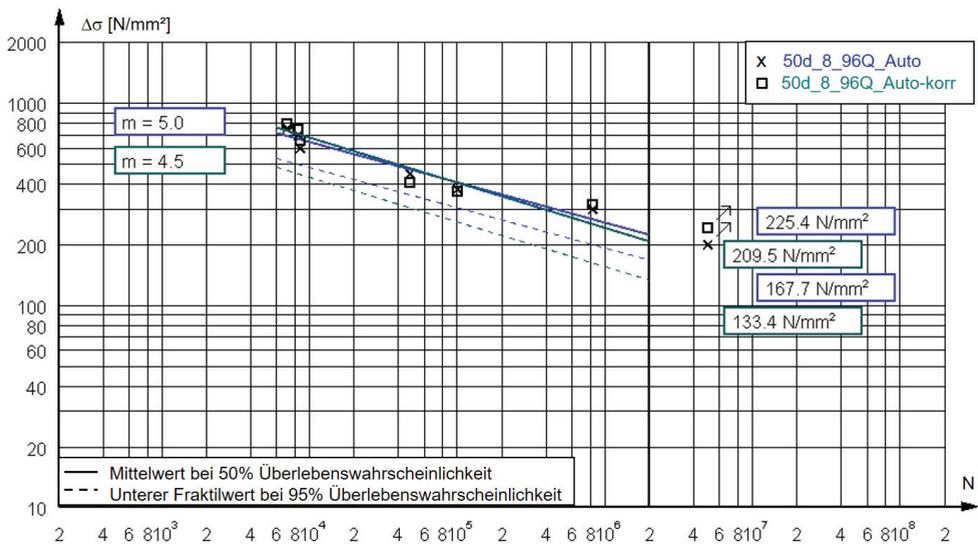


Abbildung 23: Vergleich vorhandener und korrigierter Ergebnisse mit frei berechneter Neigung automatisiert geschweißter Stumpfnahthproben aus S960QL

In Abbildung 24 werden alle 44 Versuchsergebnisse an Stumpfnahthproben gemeinsam ausgewertet. Hierbei wird die Spannungsschwellbreite $\Delta\sigma$ nach der Korrekturformel aus Abbildung 22 für diejenigen Proben korrigiert, die einen Winkelverzug von $\beta > 2^\circ$ aufweisen. Diese Schweißproben sind nach DIN EN ISO 5817 unzulässig. Die grafische Auswertung in Abbildung 24 erfolgt unter Darstellung der Kerbfallklasse 80 nach DIN EN 1993-1-9 mit Neigung $m = 3.0$ in rot.

Alle Proben der Serie *50d-8-96Q-Hand* besitzen einen Winkelverzug $\beta > 2^\circ$. Die nach oben korrigierten Versuchspunkte liegen dann oberhalb der durchgehenden Mittelwertkurve für alle Proben. Für die anderen Versuchsserien erzeugt die selektive Korrektur positive Ausreißer. Dadurch wird das Streuband hinzu einer Standardabweichung von $S = 0,29$ vergrößert.

Alle Versuchswerte liegen oberhalb der Kurve für die Ermüdungsfestigkeitsklasse 80. Der untere Fraktilwert bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit liegt mit $\Delta\sigma_{C,korr} = 79,2 \text{ N/mm}^2$ geringfügig darunter. Die frei berechnete Neigung entspricht mit $m = 3,0$ der Normvorgabe. Die erzielten Lastspielzahlen innerhalb der Versuche lassen eine Verlängerung der Wöhlerkurve bis 4.000 Lastspiele zu.

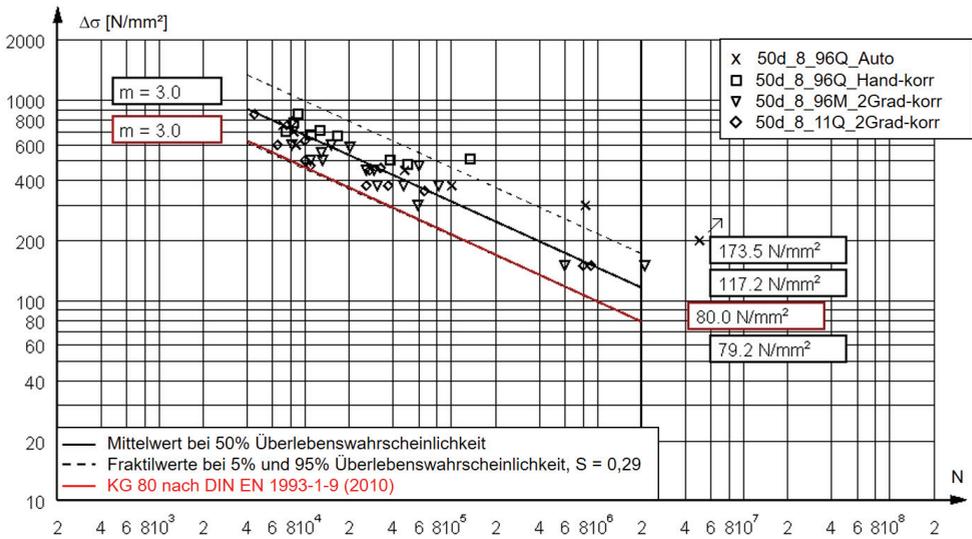


Abbildung 24: Gemeinsame Auswertung für höchstfeste Stumpfnahverbindungen unter Berücksichtigung der korrigierten Nennspannung für Proben mit Winkelverzug über 2 Grad

Der in den FAT-Klassen berücksichtigte Korrekturfaktor von $k_{m,bb} = 1,15$ entspricht einem Winkelverzug von $\beta = 0,5^\circ$.

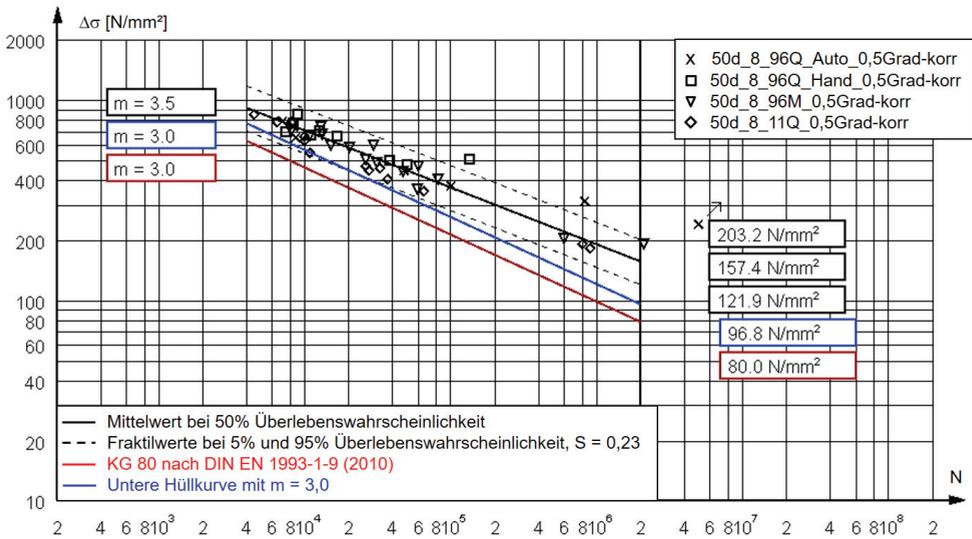


Abbildung 25: Gemeinsame Auswertung für höchstfeste Stumpfnahverbindungen unter Berücksichtigung der korrigierten Nennspannung für Proben mit Winkelverzug über 0,5 Grad

In Abbildung 25 wird eine Auswertung der Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung korrigierter Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ für Stumpfnahthproben mit Winkelverzug $\beta > 0,5^\circ$ vorgenommen. Diese Auswertung führt zu einer deutlichen Verbesserung der Streuung bei einer Standardabweichung von $S = 0,23$. Dadurch erhöht sich die Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Lastspielen auf $\Delta\sigma_{\text{C,korr}} = 121,9 \text{ N/mm}^2$ mit frei berechneter Neigung von $m = 3,5$. Eine Auswertung mit unterer Hüllkurve und fester Neigung von $m = 3,0$ ergibt einen Wert für die Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{\text{C,korr}} = 96,8 \text{ N/mm}^2$.

In Tabelle 12 werden die Ergebnisse der Ermüdungsversuche aller Stumpfnahthproben (hand- und automatisiert geschweißten Proben aus S960QL, Proben aus S960M und S1100QL) gemeinsam ausgewertet.

Tabelle 12: Gemeinsame Auswertung der Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Stumpfnahthverbindungen unter Berücksichtigung der Biegespannung für unterschiedliche Grenzwerte des Winkelverzugs nach IIW [Hob 16]

Serie	Korrektur der Nennspannung	Bewertungsgruppe ISO 5817	$\Delta\sigma_{\text{C}}$ [N/mm ²] $P_{ij} = 50\%$	$\Delta\sigma_{\text{C}}$ [N/mm ²] $P_{ij} = 95\%$	Freie Neigung m	Standardabw. S	Hüllkurve m = 3,0
50d-8-alle	ohne	Nicht zulässig	91,9	54,0	3,0	0,36	53,1
50d-8-alle-korr	alle Proben	B90	156,2	120,6	3,5	0,23	96,8
50d-8-alle-korr-0,5Grad	Proben mit $\beta > 0,5^\circ$	B90	157,4	121,9	3,5	0,23	96,8
50d-8-alle-korr-2Grad	Proben mit $\beta > 2,0^\circ$	C63	117,2	79,2	3,0	0,29	83,8
50d-8-max 2Grad	ohne	C63	115,0	74,4	3,2	0,31	69,5

Die Auswertung erfolgt für insgesamt 44 Versuchswerte zum einen ohne Korrektur (Ergebnisse direkt aus den Versuchen), zum anderen mit Korrektur der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ für Winkelverzug nach [Hob 16] für alle Proben. Des Weiteren wird die Auswertung für korrigierter Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ nach IIW [Hob 16] für Proben mit Winkelverzug $\beta > 0,5^\circ$ und für Proben mit Winkelverzug $\beta > 2^\circ$ aufgelistet. Zudem wird in

der letzten Zeile eine Auswertung ohne Korrektur der 25 Proben vorgenommen, die einen Winkelverzug kleiner als 2 Grad aufweisen. Diese sind nach Anhang C der DIN EN ISO 5817 für eine Bewertungsgruppe C63 zulässig. Die Ergebnisse dieser Auswertung spiegeln trotz großer Standardabweichung von $S = 0,31$ die Kerbfallklasse 63 sehr gut wider.

Ohne Korrektur bleiben die Versuchsergebnisse weit hinter der Erwartung der nach Norm vorgegebenen Kerbfallklasse 80 zurück (erste Ergebniszeile der Tabelle 12). Weit übertroffen wird die Kerbfallklasse 80 bei einer Auswertung der Versuchsergebnisse mit korrigierter Nennspannung $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ für alle Proben. Dies gilt auch für Proben mit Winkelverzug $\beta > 0,5^\circ$, was dem in der FAT-Klasse für Stumpfnähte bereits berücksichtigtem Korrekturfaktor von $k_{m,bb} = 1,15$ entspricht (zweite und dritte Ergebniszeile der Tabelle 12). In der Mitte angesiedelt ist das Ergebnis für die Auswertung mit korrigierten Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ nur für Proben mit Winkelverzug $\beta > 2$. Dieses ist jedoch stark von der vorhandenen Streuung aufgrund der korrigierten Versuchsergebnisse bestimmt.

Die so ermittelte Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{C,korr} = 79,2 \text{ N/mm}^2$ bei 2 Mio. Lastspielen und 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit spiegelt am ehesten die FAT-Klasse 80 für quer laufende Stumpfnähte wider.

Der Vorteil der hoch- und höchstfesten Stahlsorten wird bei Betrachtung des Spannungsniveaus deutlich. Die meisten Versuche werden mit Spannungsschwingbreiten von weit über 355 N/mm^2 gefahren. Die 95 %-Fraktile in Abbildung 24 ergibt für eine Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_C = 355 \text{ N/mm}^2$ etwa 20.000 Lastspiele. In der Auswertung in Abbildung 25 für korrigierte Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ ab $\beta > 0,5^\circ$ Probenverzug ergeben sich für $\Delta\sigma_C = 360 \text{ N/mm}^2$ rund 40.000 Lastspiele. Bei normalfesten Stahlsorten mit einer Streckgrenze von $R_e = 360 \text{ N/mm}^2$ ist die maximal mögliche Nennspannungsschwingbreite spätestens bei der Zugfestigkeit von etwa $R_m = 500 \text{ N/mm}^2$ erreicht. Aufgrund der deutlich höheren Zugfestigkeiten der verwendeten höchstfester Stähle, lassen sich die Wöhlerlinien nach links im Diagramm linear bis zur deutlich höheren Zugfestigkeit weiterführen (Abbildung 25).

4.5 Aufgeschweißte Quersteifen

4.5.1 Allgemeines

Aufgeschweißte Steifen sind ein für den Stahlbau typisches Konstruktionsdetail. Sie dienen z. B. als Aussteifungselemente oder zur Anbringung von Leitungen, Abspannungen, Hebelvorrichtungen oder anderen Anschlüssen (Abbildung 26). Je nach Orientierung zur Träger-, Belastungs- oder Spannungsrichtung werden sie als Quer- oder Längssteife bezeichnet.

Quersteifen können um den ganzen Umfang oder nur an den Längsseiten der Steifen angeschweißt werden.

4.5.2 Kerbfallklassifizierung

Die Kerbfallklassifizierung für aufgeschweißte Quersteifen erfolgt nach Tabelle 8.4 der DIN EN 1993-1-9 in Abhängigkeit der Dicke ℓ , die die Summe der Steifendicke einschließlich der Schweißnahtschenkellängen auf beiden Seiten beträgt (Abbildung 27). Für $\ell \leq 50$ mm gilt die Kerbfallklasse 80. Für $50 < \ell \leq 80$ mm gilt die Kerbfallklasse 71. Als zusätzliche Anforderung sind Einbrandkerben an den Schweißnahtenden zu beschleifen.



Abbildung 26: Beispiele für aufgeschweißte Steifen

Nach IIW [Hob 16] gilt auch die FAT 80 für aufgeschweißte Quersteifen im Schweißzustand. Ist die Dicke der Quersteife größer als die Dicke des Grundblechs gilt FAT 71.

Nach DIN EN 13001-3-1 erfolgt die Eingruppierung in Abhängigkeit der Schweißnahtbewertungsgruppen nach DIN EN ISO 5817. Danach gilt für das „Durchlaufelement mit quer angeschweißten Teilen“ mit zweiseitiger Kehlnaht die Kerbfallklasse 90. Die Kerbfallklasse nach Kranbaunorm DIN EN 13001-3-1 kann nicht direkt mit den Kerbfallklassen nach DIN EN 1993-1-9 oder IIW [Hob 16] verglichen werden. Wie schon bei der Klassifizierung der Stumpfnähte erwähnt, muss hier noch der Spannungsverlaufparameter berücksichtigt werden.

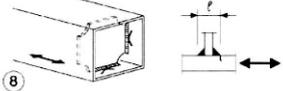
Kerbfall	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderungen
80	$t \leq 50 \text{ mm}$ 	<u>Quersteifen:</u> 6) Quersteifen auf Blechen 7) Vertikalsteifen in Walz- oder geschweißten Blechträgern.	<u>Kerbfälle 6) und 7):</u> Die Schweißnahtenden sind sorgfältig zu schleifen, um Einbrandkerben zu entfernen.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

Abbildung 27: Auszug aus DIN EN 1993-1-9 Tabelle 8.4: Angeschweißte Anschlüsse und Steifen

4.5.3 Versuchskörperherstellung

Die Grundbleche in den Stahlgüten S960QL, S960M und S1100QL haben zunächst die Abmessungen 8 mm x 500 mm x 1600 mm. Vor dem Verschweißen werden sie kugelgestrahlt (SA 2 1/2). Die Steifen werden aus demselben Material wie die Grundbleche herausgearbeitet. Um eine symmetrische Spannungsverteilung sicherzustellen, werden die Quersteifen beidseitig ausgeführt. Dafür werden 60 mm breite Blechstreifen mittig auf dem Blech positioniert und über die gesamte Länge von 1600 mm mit einer Kehlnaht $a = 4 \text{ mm}$ auf beiden Seiten der Quersteife aufgeschweißt. Als Schweißzusatzwerkstoff wird der G 89 6 M Mn4Ni2CrMo nach DIN EN ISO 16834 „UNION X 90“ verwendet. Die Kehlnaht wird einlagig auf beiden Seiten der Steife mit MAG-Verfahren geschweißt. Im Anschluss werden die Probenbleche in 60 mm breite Streifen gesägt und Kerben an den Schnittkanten beschliffen. Da die Schweißnaht über die Länge von 1600 mm in Handschweißverfahren nicht in einem Stück ausgeführt werden kann, weisen einige Proben an den An- und Absatzpunkten Schweißnahtüberlappungen auf. Diese Proben werden aussortiert und sind nicht für die Prüfung vorgesehen.

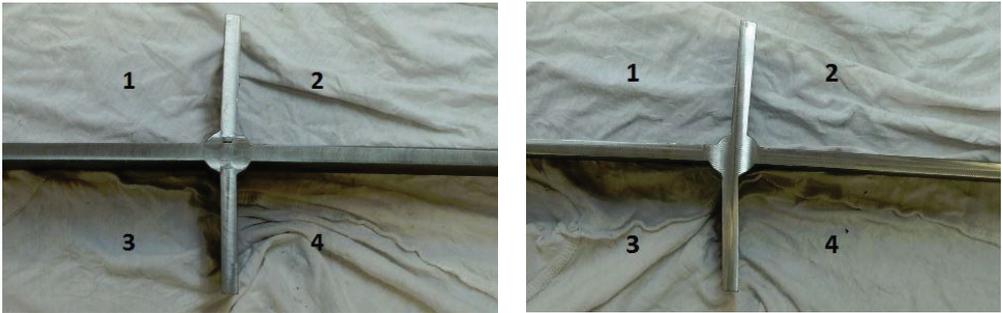


Abbildung 28: Imperfektionen der beidseitig aufgeschweißten Quersteife

In der Seitenansicht der Probekörper in Abbildung 28 sind die Imperfektionen der aufgeschweißten Quersteifen zu erkennen: Zum einen ist bei einigen Proben ein kleiner Spalt zwischen Steife und Grundblech vorhanden (links). Zum anderen kann ein seitlicher Versatz der oberen und unteren Quersteife auftreten (rechts). Außerdem ist ein leichter Verzug des Grundblechs festzustellen.

4.5.4 Kehlnahtbewertung nach DIN EN ISO 5817

4.5.4.1 Allgemeines

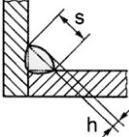
Aufgrund der in Abbildung 28 dargestellten Imperfektionen wird vor Versuchsdurchführung ein Protokoll zur Probenvermessung ausgearbeitet. Festgehalten werden neben den üblichen Abmessungsparametern, wie Probenbreite b und Blechdicke t , auch Asymmetrien, Versatz der Steifen e und Winkelverzug des Grundblechs β . Die Schweißnähte werden zudem in Bezug auf die für die Ermüdung maßgebenden Parameter nach DIN EN ISO 5817 Tabelle C.1 bewertet. Da jede Probe vier Kehlnähte besitzt, werden je Serie mit 20 Proben insgesamt 80 Kehlnähte bewertet. Die vollständige Dokumentation hierzu ist in Anhang B.3 zu finden.

4.5.4.2 Schweißnahtüberhöhung h

Auch bei den Kehlnähten der aufgeschweißten Quersteife wird die Schweißnahtüberhöhung h jeder der vier Schweißnähte gemessen, dokumentiert und nach DIN EN ISO 5817 bewertet (Tabelle 13).

Jeweils eine Probe je Serie 40-8-96Q aus S960QL, 40-8-96M aus S960M und 40-8-11Q aus S1100QL fällt in die Bewertungsgruppe C. Alle anderen erfüllen die Bewertungsgruppe B hinsichtlich der Nahtüberhöhung h (Anhang B.3). Nach Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817 entspricht dies der Bewertungsgruppe B90.

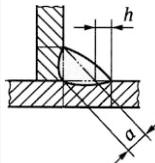
Tabelle 13: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für Schweißnahtüberhöhung bei Kehlnähten

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
					D	C	B
1.10	503	Zu große Nahtüberhöhung (Kehlnaht)		$\geq 0,5$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,25 s$ $< 5 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,15 s$ $< 4 \text{ mm}$	$h \leq 1 \text{ mm}$ $+ 0,1 s$ $< 3 \text{ mm}$

4.5.4.3 Asymmetrie der Kehlnaht

Nach Tabelle 1 und Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817 ist die Kehlnaht in Bezug auf die übermäßige Asymmetrie bzw. die Ungleichschenkligkeit zu beurteilen (Tabelle 14).

Tabelle 14: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle 1: Bewertungsgruppen für übermäßige Asymmetrie bei Kehlnähten

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
					D	C	B
1.16	512	Übermäßige Asymmetrie der Kehlnaht		$\geq 0,5$	$h \leq 2 \text{ mm}$ $+ 0,2 a$	$h \leq 2 \text{ mm}$ $+ 0,15 a$	$h \leq 1,5 \text{ mm}$ $+ 0,15 a$

Vier der 80 untersuchten Kehlnähte der Proben aus S960QL Serie 40-8-96Q fallen danach in die Bewertungsgruppe C. Ausgeprägte Asymmetrien weisen die Kehlnähte der Proben aus S960M auf. Sechs der insgesamt 80 Kehlnähte genügen nicht der Bewertungsgruppe D und sind somit unter Industriebedingungen nicht zulässig. In Bewertungsgruppe D fallen fünf und in Bewertungsgruppe C fallen 12 Schweißnähte. 57 der 80 Kehlnähte und damit 70 % erfüllen Bewertungsgruppe B. Übertragen auf die 20 Probekörper, weisen fünf Proben unzulässige Schweißnähte auf. Zwei Proben fallen in Bewertungsgruppe D und sechs Proben in Bewertungsgruppe C nach DIN EN ISO 5817. Mit sieben Proben sind nur knapp ein

Drittel der Versuchskörper aus S960M aufgrund asymmetrischer Kehlnähte in die Bewertungsgruppe B einzuordnen (Anhang B.3).

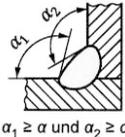
4.5.4.4 Winkelverzug β

Da auch Bleche mit aufgeschweißter Quersteife einen sichtbaren Winkelverzug β aufweisen, wird die Bewertung nach Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817 vorgenommen (Tabelle 6). Bleche mit aufgeschweißten Quersteifen aus S960QL weisen bei 16 von 20 Proben einen erhöhten Verzug mit $\beta > 2^\circ$ auf und fallen demnach aus der Bewertung nach DIN EN ISO 5817 heraus. Die übrigen vier Proben der Serie 40-8-96Q erfüllen mit einem Winkelverzug von $1^\circ < \beta \leq 2^\circ$ die Anforderungen für die Bewertungsgruppe C63. Der Bewertungsgruppe C63 lassen sich auch die Proben aus S960M und S1100QL zuordnen. Jeweils zwei Proben der Serie 40-8-11Q und 40-8-96M genügen mit einem Winkelverzug von $\beta \leq 1^\circ$ der Bewertungsgruppe B90 (Anhang B.3).

4.5.4.5 Weitere Kriterien

Nach Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817 für Schweißungen unter Ermüdungsbelastung ist das Kriterium für die Bewertungsgruppe B125 ein Übergangsradius von $r \geq 4$ mm. Ist dies nicht erfüllt, so ist für die Bewertungsgruppen B90 und C63 der Nahtübergangswinkel α am Schweißnahtfuß nach Tabelle 1 zu bewerten (Tabelle 15).

Tabelle 15: Auszug aus DIN EN ISO 5817 Tabelle1: Bewertungsgruppen für schroffe Nahtübergänge bei Kehlnähten

Nr.	Ordnungs-Nr. nach ISO 6520-1	Unregelmäßigkeit Benennung	Bemerkung	t mm	Grenzwerte für Unregelmäßigkeiten bei Bewertungsgruppen		
					D	C	B
1.12	505	Schroffer Nahtübergang	 $\alpha_1 \geq \alpha$ und $\alpha_2 \geq \alpha$	$\geq 0,5$	$\alpha \geq 90^\circ$	$\alpha \geq 100^\circ$	$\alpha \geq 110^\circ$

Die Nahtübergangsradien an den Kehlnähten liegen zwischen $r = 1,0$ mm - 9,5 mm. Die Probe 40-8-96Q-04 erfüllt das Kriterium mit $r \geq 4$ mm an allen vier Kehlnähten. Bei Kehlnähten der Probenserie aus S960M trifft dies auf die Probe 40-8-96M-VG-18 zu. Ansonsten weisen die Proben mindestens eine Kehlnaht mit Übergangsradien $r < 4$ mm auf und erfüllen nicht die Anforderungen für die Bewertungsgruppe B125. Einzeln betrachtet, genügen etwa

die Hälfte aller 240 Kehlnähte der Bewertungsgruppe B125 nach Tabelle C.1 der DIN EN ISO 5817.

Die weitere Einstufung der Proben in die Bewertungsgruppe B90 oder C63 erfolgt nach den Kriterien für den Nahtübergangswinkel α (Tabelle 15). Demnach werden Nahtanstiegswinkel von $\alpha \geq 110^\circ$ in die Bewertungsgruppe B90 eingestuft. Dies trifft mit vier Ausnahmen auf alle Kehlnähte zu. Die Proben *40-8-96Q-08* mit $\alpha = 109^\circ$, *40-8-96Q-30* mit $\alpha = 108^\circ$, *40-8-96M-RR-08* mit $\alpha = 107^\circ$ und *40-8-11Q-08* mit $\alpha = 103^\circ$ genügen Bewertungsgruppe C63 (Anhang B.3).

In Tabelle 16 ist eine Zusammenfassung der Kehlnahtbewertung für die untersuchten Proben mit aufgeschweißten Quersteifen zu finden. Insgesamt werden je Serie 20 Proben untersucht. Proben die nicht in Bewertungsgruppe B90 oder C63 eingestuft werden können, sind für ermüdungsbeanspruchte Bauteile nicht zulässig.

Tabelle 16: Zusammenfassung der Kehlnahtbewertung nach DIN EN ISO 5817

Unregelmäßigkeit	Ordnung-Nr. ISO 6820-1	Anzahl Proben, die das jeweilige Kriterium erfüllen					
		40-8-96Q		40-8-96M		40-8-11Q	
Bewertungsgruppe		B90	C63	B90	C63	B90	C63
Zu große Nahtüberhöhung	503	19	1	19	1	19	1
Schroffer Nahtübergang	505	18	2	19	1	19	1
Winkelverzug	508	-	4	2	18	2	18
Asymmetrie der Kehlnaht	512	16	4	7	4	17	-

Zusätzlich zu den in DIN EN ISO 5817 für die Ermüdungsfestigkeit maßgebenden Kriterien der Schweißnähte wurde innerhalb der Probenvermessung noch der axiale Versatz e der aufgeschweißten Steifen dokumentiert. Dieser Parameter ist von akademischer Natur, da Steifen bei realen Bauteilen üblicherweise nicht beidseitig aufgeschweißt werden. In der Versuchstechnik werden beseitigte Steifen bevorzugt, um den Einfluss der Exzentrizität des Probenschwerpunktes auszuschließen. Innerhalb der Serie aus S960QL liefert die Probe *40-8-96Q-36* den größten Versatz mit $e = 3,7$ mm. Für die Serie aus S1100QL weist die Probe *40-8-11Q-24* mit $e = 2,1$ mm und für die Serie aus S960M weist die Probe

40-8-96M-VG-16 mit $e = 4,0$ mm den größten Versatz auf. Dies entspricht 50 % der Blechdicke der Steife von $t = 8$ mm.

4.5.5 Ergebnisse der Dauerschwingversuche

Die Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Proben mit aufgeschweißten Quersteifen sind in Tabelle 17 zusammengefasst. Die Auswertung erfolgt analog zur Auswertung der Stumpfnahte in Tabelle 9.

Die Ermüdungsfestigkeit ist mit $\Delta\sigma_c = 78,1$ N/mm² für aufgeschweißte Quersteifen aus S1100QL am niedrigsten. Proben mit aufgeschweißten Quersteifen aus S960QL erzielen mit $\Delta\sigma_c = 83,7$ N/mm² einen Wert im mittleren Bereich. Für Proben aus S960M ergibt sich mit $\Delta\sigma_c = 97,0$ N/mm² die größte Ermüdungsfestigkeit. Die Versuchsserien aus S960QL und S960M weisen ein sehr enges Streuband mit Standardabweichungen von $S = 0,13$ und $S = 0,14$ auf. Alle drei Kurvenneigungen liegen sehr nah an der allgemein verwendeten inversen Neigung von $m = 3,0$.

Tabelle 17: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an Blechen mit aufgeschweißten Quersteifen

Serie	Anzahl Proben (DL)	Lastspielzahlbereich	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 95\%$	Freie Neigung m	Standard-abw. S	Hüllkurve m = 3,0
40-8-96Q	20 (1)	1.542 - 2.041.900	83,7	67,9	2,9	0,13	77,1
40-8-96M	20 (1)	1.524 - 551.800	97,0	86,7	3,1	0,14	82,2
40-8-11Q	20	1.005 - 1.472.600	78,1	65,5	2,9	0,20	74,0
40-8-alle	60 (2)	1.005 - 2.041.900	86,0	72,9	2,9	0,15	74,0

In der letzten Zeile der Tabelle 17 sowie in der graphischen Auswertung der durchgeführten Ermüdungsversuche in Abbildung 29 werden alle 60 Proben mit aufgeschweißten Quersteifen gemeinsam ausgewertet. Auch hier zeigt sich ein sehr enger Streubereich, der sich im kleinen Wert für die Standardabweichung von $S = 0,15$ widerspiegelt. Für alle Proben

gemeinsam ergibt sich mit frei berechneter Neigung von $m = 2,9$ eine Ermüdungsfestigkeit bei 2 Millionen Lastspielen von $\Delta\sigma_c = 72,9 \text{ N/mm}^2$.

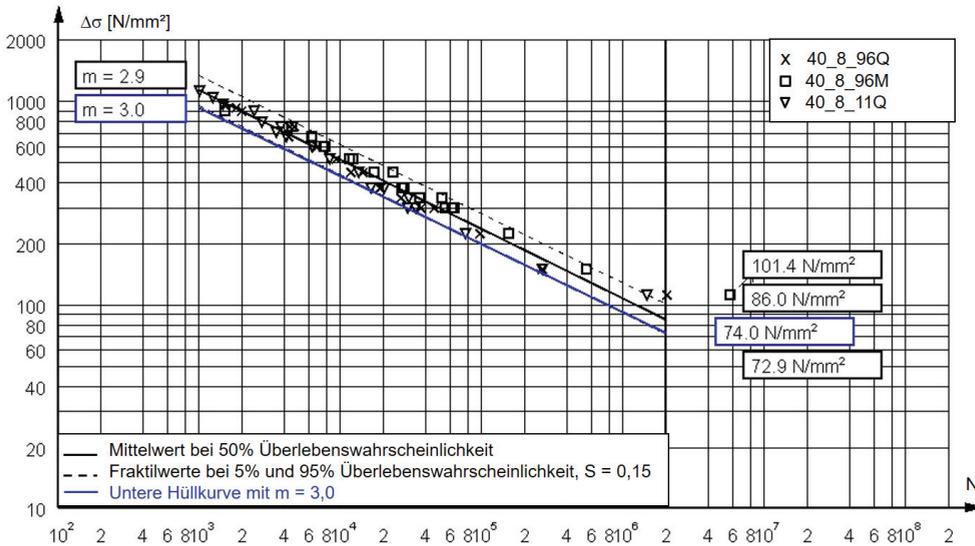


Abbildung 29: Gemeinsame Wöhlerkurve der höchstfesten Proben mit aufgeschweißten Quersteifen

4.5.6 Beurteilung der Ergebnisse

Nach der Klassifizierung in Abschnitt 4.5.2 sind die untersuchten Proben mit aufgeschweißter Quersteife in einer Länge $l < 50 \text{ mm}$ mit Grundblech- und Steifendicke $t = 8 \text{ mm}$ in Kerbfallklasse 80 einzustufen. Die nach Werkstoff getrennte statistische Auswertung bei 95 % Überlebenswahrscheinlichkeit lässt für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen aus S960M die Einstufung in Kerbfallklasse 80 zu. Proben aus S960QL und S1100QL erfüllen lediglich die Kerbfallklasse 63. Dies ist anhand der Bewertung der Schweißnaht nach DIN EN ISO 5817 in Tabelle 16 zu erklären. Demnach genügen die aufgeschweißten Quersteifen aus S1100QL aufgrund des schroffen Nahtübergangs und des Winkelverzugs der Bewertungsgruppe C63. Die Bewertungsgruppe C63 gilt auch für Proben aus S960M, wobei der Einfluss des Nahtübergangs hier geringer ausfällt. Diese Kehlnähte weisen aber größere Asymmetrien auf. Die Probenserie 40-8-96Q aus S960QL schneidet bei der Bewertung der Kehlnahtgeometrie nach DIN EN ISO 5817 am besten ab und genügt der Bewertungsgruppe B90. Aufgrund des großen Winkelverzugs der Proben aus S960QL erfüllen diese aber größtenteils nicht die Minimalanforderung $\beta \leq 2^\circ$ für die Bewertungsgruppe C63. Das ist ausschlaggebend für die geringere Ermüdungsfestigkeit. Auch für die

Beurteilung der Proben mit aufgeschweißten Quersteifen zeigt sich, dass der Winkelverzug der dominierende Einflussfaktor ist.

Der Grenzwert für den zulässigen Winkelverzug von $\beta \leq 2^\circ$ nach DIN EN ISO 5817 wird bei vielen Proben überschritten. Daher wird auch für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen eine Auswertung inklusive der Biegespannungsanteile vorgenommen. Die Auswertung erfolgt nach Formeln zur Berücksichtigung des Einflusses des Winkelverzuges β nach IIW [Hob 16]. Für jede Probe wird für die im Versuch gefährene Spannungsschwingbreite ein Korrekturfaktor k_m nach Abbildung 22 zur Berücksichtigung der zusätzlichen Biegespannung in Probenmitte bestimmt. Der nach IIW [Hob 16] für die FAT-Klasse nach Nennspannungsmethode bereits berücksichtigte Faktor $k_{m,bb}$ ist gegenzurechnen. Für kreuzförmige Knoten gilt nach Tabelle 10 ein Faktor von $k_{m,bb} = 1,45$. In der FAT-Klasse der Tabelle 3.1 [Hob 16] für nichttragende, querlaufende Anschlussbleche wird ein Faktor von $k_{m,bb} = 1,2$ angegeben. Dieser wird im Folgenden angesetzt. Umgerechnet entspricht das einem Winkelverzug $\beta = 1,0^\circ$.

Grundsätzlich werden die im Versuch gefahrenen Spannungsschwingbreiten durch den Korrekturfaktor k_m mittels der Formel aus IIW [Hob 16] in Abbildung 22 vergrößert. Für die Bestimmung des effektiven Korrekturfaktors $k_{m,eff}$ wird in Gleichung (4.1) der berechnete Korrekturfaktor $k_{m,berechnet}$ durch den bereits in der FAT-Klasse berücksichtigten Korrekturfaktor $k_{m,bb}$ dividiert.

$$k_{m,eff} = \frac{k_{m,berechnet}}{k_{m,bb}} \quad (4.1)$$

Für Proben mit vorhandenem Winkelverzug $\beta < 1^\circ$ kann sich hierbei ein effektiver Korrekturfaktor $k_{m,eff} < 1,0$ ergeben.

Eine neue Auswertung aller Versuche mit korrigierten Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{kor}$ unter Berücksichtigung der Biegespannungsanteile aus Winkelverzug β wird in Tabelle 18 vorgenommen.

Die Ermüdungsfestigkeit mit korrigierten Nennspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{C,korr}$ aller Versuchswerte in Tabelle 18 ist für Proben aus S960QL am höchsten. Diese Probenserie 40-8-96Q schneidet auch bei der Bewertung der Nahtgeometrie nach DIN EN ISO 5817 am besten ab. Demnach ist eine Eingruppierung in die Kerbfallklasse 90 zulässig.

Ein ffügiger nachteil der Versuchsergebnisse an Proben aus S1100QL im Vergleich zu S960QL und S960M wird auch bei der Auswertung der Stumpfnahproben festgestellt (Abschnitt 4.4.5). Frühere Untersuchungen bestätigen, dass das Undermatching des Schweißguts ursächlich dafür sein kann [Ber 06], [Put 06a], [Umm 13]. Da für die aufgeschweißte Quersteife das Grundblech durchläuft, wird der Einfluss des Aufschmelzens des

Grundmaterials hier nicht so groß eingeschätzt wie bei einer Stumpfnahhtverbindung. Unter Beachtung der Kehlnahhtbewertung in Tabelle 16 ist der schroffe Nahtübergang zusammen mit der vorhandenen Asymmetrie der Schweißnaht als Ursache für die geringere erzielte Ermüdungsfestigkeit der Proben aus S1100QL zu sehen.

Tabelle 18: Ergebnisse der Dauerschwingversuche an aufgeschweißten Querstreifen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug

Serie	Anzahl Proben (DL)	Lastspielzahlbereich	$\Delta\sigma_{C,korr}$ [N/mm ²] P _Ü = 50%	$\Delta\sigma_{C,korr}$ [N/mm ²] P _Ü = 95%	Freie Neigung m	Standardabw. S	Hüllkurve m = 3,0
40-8-96Q-korr	20 (1)	1.542 - 2.041.900	174,2	150,6	3,7	0,11	111,8
40-8-96M-korr	20 (1)	1.524 - 551.800	148,0	124,1	3,7	0,14	88,0
40-8-11Q-korr	20	1.005 - 1.472.600	119,8	103,3	3,3	0,10	93,6
40-8-alle-korr	60 (2)	1.005 - 2.041.900	137,0	108,4	3,4	0,20	88,0

Die geringere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,korr}$ der Serie *40-8-11Q* im Vergleich zur Serie *40-8-96M*, ist auf die steilere Kurvenneigung $m = 3,3$ zurückzuführen. Die Kurve der Serie *40-8-96M* verläuft mit $m = 3,7$ flacher.

Abbildung 30 zeigt die nach Serien getrennte Auswertung unter Berücksichtigung des Winkelverzugs β für alle Proben analog zu Tabelle 18. Die Proben aus S960M und S1100QL fallen im Bereich zwischen 1.000 und 50.000 Lastspielen in dasselbe Streuband. Die Proben aus S960QL liegen etwas darüber. Im Bereich zwischen 10^6 und $2 \cdot 10^6$ Lastspielen sind nur wenige Versuchsergebnisse vorhanden. Diese liegen deutlich oberhalb der roten Kurve für die Kerbfallklasse 80. Unterhalb von 10^6 Lastspielen nähert sich die Normkurve den Versuchspunkten an. Die S-N-Kurve deckt dabei einen Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspiele ab. Unter Berücksichtigung der Biegespannungsanteile erfüllen alle Versuche die Kerbfallklasse 80.

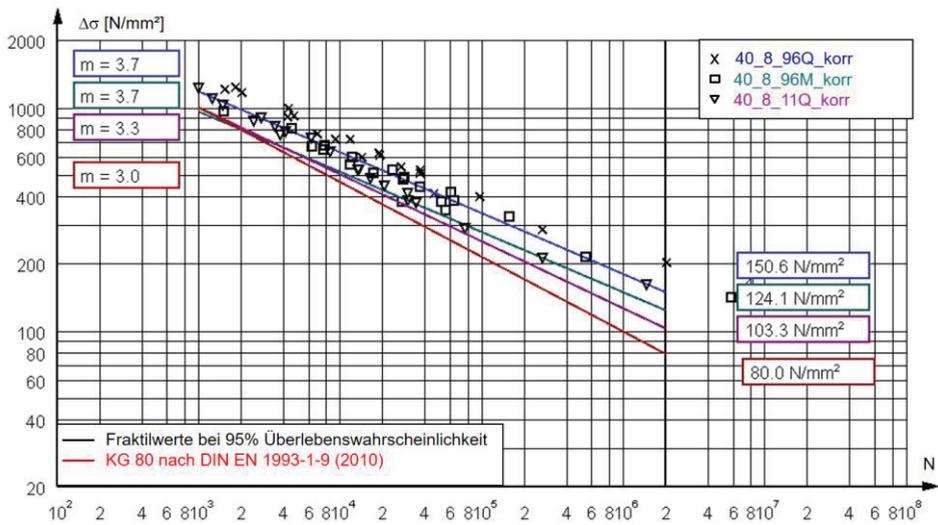


Abbildung 30: Wöhlerkurven für höchstfeste aufgeschweißte Quersteifen unter Berücksichtigung der Biegespannung aus Winkelverzug für alle Proben

In Bezug auf die Kurvenneigung ist anzumerken, dass diese ohne Berücksichtigung der Biegespannungsanteile steiler verläuft. Dieser Effekt ist durch eine genauere Betrachtung der Anpassungsformel für Winkelverzug nach IIW [Hob 16] in Abbildung 22 zu erklären.

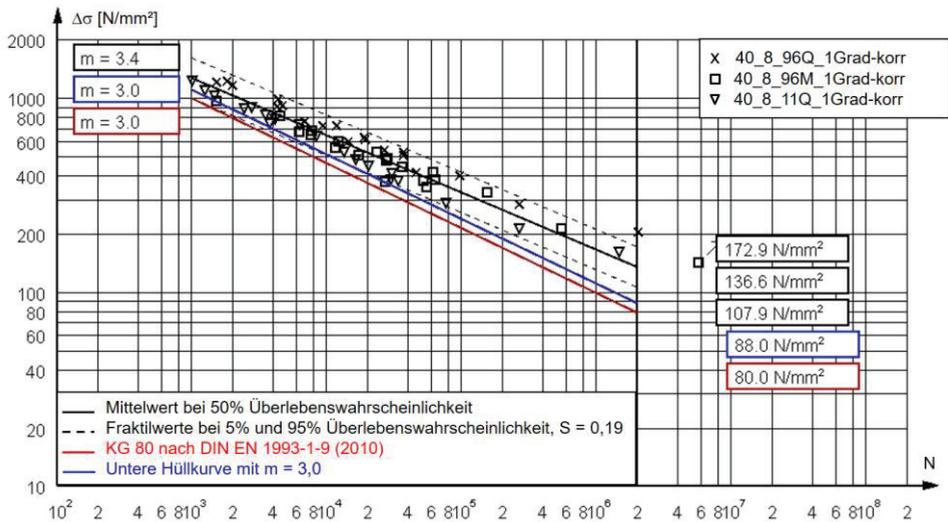


Abbildung 31: Gemeinsame Wöhlerkurve für höchstfeste aufgeschweißte Quersteifen unter Berücksichtigung der Biegespannung für Winkelverzug größer als 1°

Da die maximale Spannung σ_{\max} in die Berechnung mit eingeht, wird der Korrekturfaktor k_m mit zunehmender Spannung kleiner. Dieser Einfluss wird in Abschnitt 4.6.2 betrachtet.

In Abbildung 31 werden die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ nur für Proben mit einem Winkelverzug $\beta > 1^\circ$ korrigiert und eine gemeinsame Auswertung aller Stähle vorgenommen. Der Winkelverzug $\beta = 1^\circ$ entspricht dem Faktor $k_{m,bb} = 1,2$ für bereits berücksichtigte Imperfektionen in der FAT-Klasse. Auch in dieser grafischen Auswertung wird die Kerbfallklasse 80 nach DIN EN 1993-1-9 bzw. die FAT 80 nach IIW [Hob] mit Neigung $m = 3.0$ erfüllt.

Die gemeinsame Auswertung der Versuche an Proben mit Quersteifen wird in Tabelle 19 vorgenommen. Dabei werden unterschiedliche Grenzwerte für den Winkelverzug β zur Nennspannungskorrektur nach IIW [Hob16] berücksichtigt.

Tabelle 19: Gemeinsame Auswertung der Ergebnisse der Dauerschwingversuche an aufgeschweißten Quersteifen unter Berücksichtigung der Biegespannung für unterschiedliche Grenzwerte des Winkelverzugs nach IIW [Hob 16]

Serie	Korrektur der Nennspannung	Bewertungsgruppe ISO 5817	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 95\%$	Freie Neigung m	Standardabw. S	Hüllkurve $m = 3,0$
40-8-alle	ohne	Nicht zulässig	86,0	72,9	2,9	0,15	74,0
40-8-alle-korr	alle Proben	B90	137,0	108,4	3,4	0,20	88,0
40-8-alle-1Grad-korr	Proben mit $\beta > 1,0^\circ$	B90	136,6	107,9	3,4	0,19	88,0
40-8-alle-2Grad-korr	Proben mit $\beta > 2,0^\circ$	C63	91,1	61,8	2,9	0,28	74,0
40-8-alle-max2Grad	ohne	C63	86,6	73,5	2,9	0,16	74,0

Die Ermüdungsfestigkeit für eine Auswertung aller 60 Proben, ohne Korrektur der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, liegt annähernd im selben Bereich wie mit korrigierter Nennspannung $\Delta\sigma_{\text{korr}}$ für Proben mit Winkelverzug $\beta > 2^\circ$. Der Mittelwert bei $P_{\bar{U}} = 50\%$ für die Serie *40-8-alle-2Grad-korr* liegt mit $\Delta\sigma_{C,\text{korr}} = 91,1$ N/mm² höher als ohne Korrektur der

Serie *40-8-alle* mit $\Delta\sigma_C = 86,0 \text{ N/mm}^2$. Die große Streubreite der Versuchsergebnisse mit Korrektur mit $S = 0,28$ führt zu einer geringeren Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,korr} = 61,8 \text{ N/mm}^2$ im Vergleich zu $\Delta\sigma_C = 72,9 \text{ N/mm}^2$ für die Serie *40-8-alle* ohne Korrektur. Genauso liefert die Auswertung mit Korrektur der Nennspannung für alle Proben *40-8-alle-korr* und mit Korrektur für Proben mit Winkelverzug $\beta > 1^\circ$ der Serie *40-8-alle-1Grad-korr* fast identische Werte für die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,korr}$. Der Grund hierfür ist, dass fast alle Proben einen Winkelverzug zwischen $1^\circ < \beta \leq 2^\circ$ aufweisen. Da der bereits berücksichtigte Korrekturfaktor für dieses Kerbdetail nach IIW [Hob 16] mit $k_{m,bb} = 1,2$ einem Winkelverzug von $\beta = 1^\circ$ entspricht, liefert die Auswertung unter Berücksichtigung der Nennspannungskorrektur für Proben mit Winkelverzug $\beta > 1^\circ$ die plausibelsten Ergebnisse. Eine Eingruppierung in die FAT-Klasse bzw. Kerbfallklasse 80 ist damit auch für die höchstfesten Stähle gegeben.

Die Eingruppierung nach Anhang C der DIN EN ISO 5817 in die Bewertungsgruppe C63 ist hier auch für Proben mit Winkelverzug $\beta > 2^\circ$ erfüllt. Die Auswertung der 43 Versuche ohne Korrektur unter Ausschluss der Proben mit Winkelverzug $\beta > 2^\circ$ in Serie *40-8-alle-max2Grad* lässt eine Eingruppierung in Kerbfallklasse 71 zu (letzte Zeile in Tabelle 19).

Innerhalb der Dauerschwingversuche an Quersteifen werden maximale Spannungen σ_{max} im Bereich der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ erreicht. Unter Berücksichtigung zusätzlicher Biegespannungen liegen die maximalen Spannungen σ_{max} damit teilweise im Bereich der Zugfestigkeit R_m des jeweiligen Werkstoffs. Hierbei zeigt sich der Vorteil der hoch- und höchstfesten Stahlsorten. Im Vergleich zu normalfestem Stahl kann ein erheblich höheres Spannungsniveau erzielt werden.

4.6 Versuchsbegleitende Messungen

4.6.1 Zyklisches Materialverhalten

Innerhalb des Forschungsvorhabens P900 [Mel 15] werden dehnungskontrollierte Ermüdungsversuche an Stumpfnah- und Grundmaterialproben durch die Technische Universität Darmstadt, FG Systemzuverlässigkeit und Maschinenakustik (SzM) durchgeführt (Abbildung 32). Diese werden für die Bemessung nach dem Kerbdehnungskonzept in P900 [Mel 15] verwendet. Dabei zeigt sich, dass bei erheblichem Berechnungsaufwand mit einer größeren Unsicherheit der Ergebnisse zu rechnen ist. Eine Erfassung des elastisch-plastischen Werkstoffverhaltens und Einordnung der Ergebnisse in Regelwerke und eine anschließende Rückspiegelung in das Nennspannungskonzept sind daher nicht notwendig und zielführend [Mel 15].

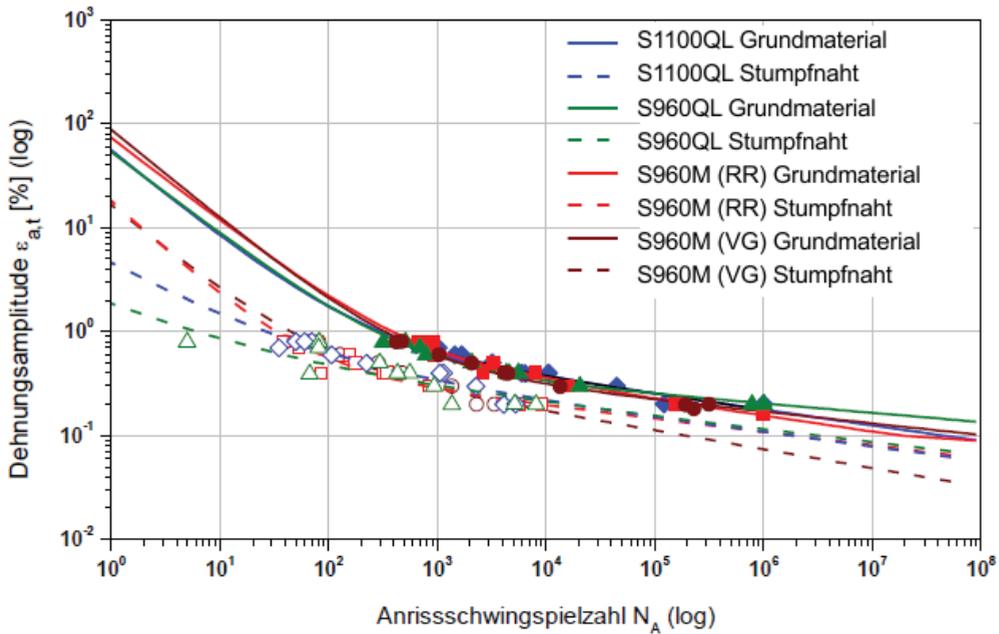


Abbildung 32: Dehnungswöhlerkurve der verwendeten Werkstoffe nach Coffin-Manson-Morrow [Mel 15]

Dennoch können aus den durchgeführten Untersuchungen zum zyklischen Werkstoffverhalten wichtige Erkenntnisse gewonnen werden. Die Auswertung der dehnungskontrollierten Versuche in sogenannten Dehnungswöhlerkurven wird mit einem trilinearen Ansatz nach Wagener [Wag 07] vorgenommen. Demnach wird die elastische Dehnungsamplitude in drei Bereiche unterteilt: einen ersten Bereich, in dem das Bauteil über die gesamte Lebensdauer einer plastischen Beanspruchung ausgesetzt ist; einen zweiten, mittleren Bereich, in dem sich anfängliche Plastizierungen in einem elastischen Spannungs-Dehnungszustand stabilisieren; und einen dritten Bereich verhältnismäßig geringer Beanspruchungen, in dem von Beginn an elastisches Materialverhalten vorliegt [Wag 07], [Mel 15].

Abbildung 32 zeigt, dass alle verwendeten Werkstoffe ein vergleichbares zyklisches Materialverhalten im Grundwerkstoff aufweisen (durchgehende Linien). Bei den Stumpfnahtproben ist eine Streuung der Versuche festzustellen (gestrichelte Linien), die auf die unterschiedlichen geometrischen Gegebenheiten und den Verzug einiger Proben zurückzuführen ist.

In den zugehörigen Wechselverformungskurven in Abbildung 33 ist festzustellen, dass sowohl Grundwerkstoff- als auch Stumpfnahtproben bei einer konstanten Dehnungsamplitude von $\varepsilon_a = 0,2$ % bis 10^6 Lastzyklen nicht versagen. Nach einem anfänglichen leichten Anstieg der Spannungsamplitude σ_a wird ein stabiles Niveau erreicht.

Auch bei Dehnungsamplituden von $\varepsilon_a = 0,3\%$ und $\varepsilon_a = 0,4\%$ wird eine anfängliche Verfestigung, hin zu einem konstanten Wert, hier allerdings mit Probenversagen, beobachtet. Ab Dehnungsamplituden $\varepsilon_a > 0,4\%$ fällt die Spannungsamplitude im Versuchsverlauf ab und die in Abschnitt 3.1.5 beschriebene Wechselentfestigung tritt ein [Mel 15]. Diese ist durch den Unterschied der Erstbelastungskurven (blau) zu den zyklischen σ - ε -Kurven (rot) in Abbildung 33 charakterisiert.

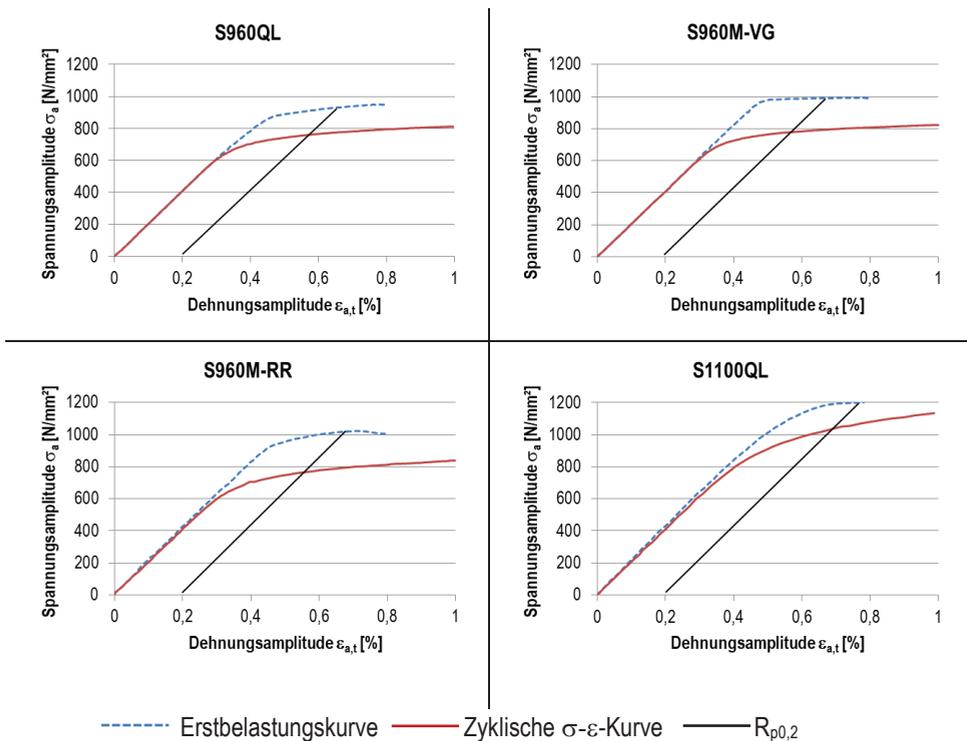


Abbildung 33: Zyklisches Materialverhalten der höchstfesten Stähle für $R = -1$

Aus den Ergebnissen der dehnungskontrollierten Ermüdungsversuche werden in P900 [Mel 15] zyklische Materialkennwerte nach Ramberg-Osgood bestimmt (Gleichung 2.5). Diese sind in Tabelle 20 aufgeführt und gelten zusammen mit den zugehörigen Spannungs-Dehnungs-Kurven in Abbildung 33.

Weitere Hintergrundinformationen zur Ermittlung und Auswertung der zyklischen Kennwerte sind im Schlussbericht zu P900 [Mel 15] zu finden.

Tabelle 20: Zyklische Materialkennwerte für 8 mm dicke Proben aus P900 [Mel 15]

Stahl	E [N/mm ²]	Grundmaterial			Stumpfnah		
		K' [N/mm ²]	n' [-]	R _{p0,2} ' [N/mm ²]	K' [N/mm ²]	n' [-]	R _{p0,2} ' [N/mm ²]
S960QL	205.000	1.103	0,060	766	1.355	0.086	793
S960M-RR	205.000	1.254	0,078	772	1.343	0,099	728
S960M-VG	205.000	1.055	0,049	781	2.152	0,159	800
S1100QL	205.000	2.030	0,107	1.041	1.384	0,084	820

4.6.2 Statische Dehnungsmessungen

Vor und während der Ermüdungsversuche werden an 11 Proben (Tabelle 21) Dehnungsmessungen mit Dehnmessstreifen (DMS) des Typs FLA-3-11-3L durchgeführt (Anschnitt 4.3).

Tabelle 21: Übersicht Proben mit Dehnungs- und Rissfortschrittsmessung

Probe	Werkstoff	Beschreibung
50d-8-96Q-Auto-10	S960QL	Stumpfnah; t = 8 mm, automatisiert geschweißt
50d-8-96Q-Hand-12	S960QL	Stumpfnah, t = 8 mm, handgeschweißt
50d-8-96M-RR-10	S960M	Stumpfnah, t = 8 mm, handgeschweißt
50d-8-96M-VG-08	S960M	Stumpfnah, t = 8 mm, handgeschweißt
50d-8-11Q-18	S1100QL	Stumpfnah, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-96Q-30	S960QL	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-96Q-36	S960QL	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-96M-RR-24	S960M	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-96M-VG-06	S960M	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-11Q-24	S1100QL	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt
40-8-11Q-26	S1100QL	Quersteife, t = 8 mm, handgeschweißt

Zwei DMS werden planmäßig im Abstand von 4 mm rechts und links zur Schweißnaht zunächst auf der Probenoberseite appliziert. Die DMS an der Probenunterseite werden exakt gegenüberliegend angebracht. Da die Lage und Breite der Schweißnaht an der Oberseite nicht zwangsläufig der an der Unterseite entspricht, kann sich hier ein abweichender Abstand zur Schweißnaht einstellen. Jede Probe hat damit vier DMS. Die genaue Lage der DMS wird für jede Probe vermessen und ist im Anhang B.4 dokumentiert.

Die Ablesung der DMS erfolgte bei jeder Probe nach folgendem Schema:

1. Ablesung im eingehängten Zustand
2. Ablesung unter Vorspannung der Klemmbacken
3. Ablesung nach 3-maliger Be- und Entlastung der Probe auf 100 kN
4. Stufenweise Ablesung in 20 kN Schritten auf 100 kN und zurück auf 0 kN

Tabelle 22: Auswertung der Biegeanteile bei 100 kN unter Berücksichtigung der Vorspannung

Probe	Verzug	Spannung aus DMS		Mittelwert	Biegespannung	
	β [°]	Oberseite [N/mm ²]	Unterseite [N/mm ²]	$\sigma_{m,DMS}$ [N/mm ²]	σ_b [N/mm ²]	Anteil [%]
50d-8-96Q-Auto-10	0,8	161,0	260,5	210,8	49,8	24
50d-8-96Q-Hand-12	4,8	-207,5	661,5	227,0	434,5	191
50d-8-96M-RR-10	1,3	113,5	308,5	211,0	97,5	46
50d-8-96M-VG-08	0,4	178,5	248,5	213,5	35,0	16
50d-8-11Q-18	1,9	56,0	384,0	220,0	164,0	75
40-8-96Q-30	1,9	56,5	337,5	197,0	140,5	71
40-8-96Q-36	2,4	14,5	380,5	197,5	183,0	93
40-8-96M-RR-24	1,2	102,5	301,5	202,0	99,5	49
40-8-96M-VG-06	1,0	124,0	269,0	196,5	72,5	37
40-8-11Q-24	1,6	62,5	355,0	208,8	146,3	70
40-8-11Q-26	1,5	74,0	350,5	212,3	138,3	65

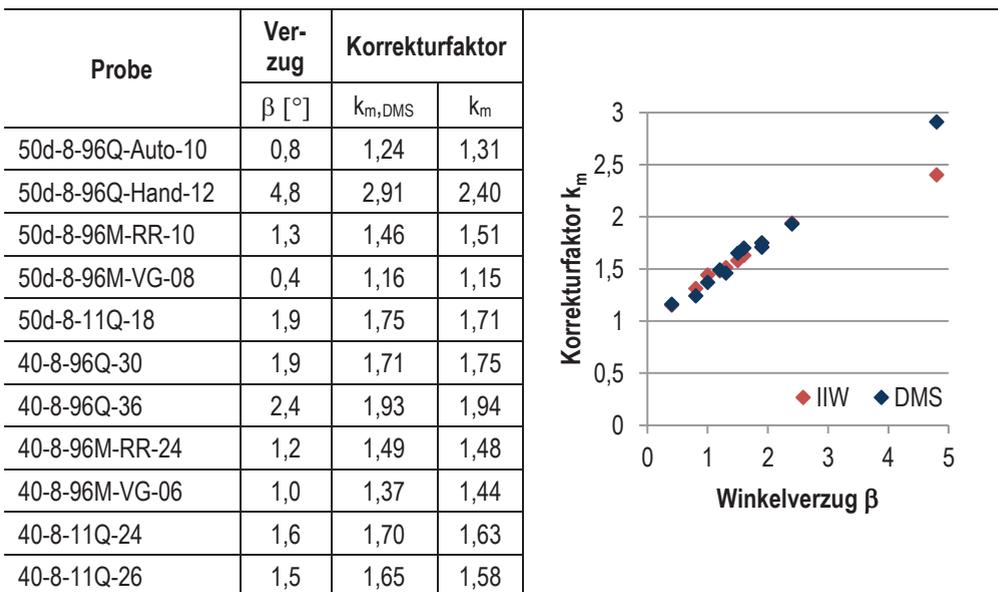
Der Winkelverzug β der Proben wirkt sich bereits beim Einbau der Proben durch das Einspannen in die Klemmbacken aus. An Proben mit großem Verzug β werden hohe Einbaudehnungen gemessen. Im Dauerschwingversuch wirken sich diese durch eine erhöhte

Oberspannung σ_{\max} und Unterspannung σ_{\min} bei gleichbleibender Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ aus.

In Tabelle 22 sind die Biegespannungsanteile σ_b aus den DMS-Messungen bei 100 kN Zugbelastung mit Berücksichtigung der Spannungsanteile aus der Einspannung aufgelistet. Die Umrechnung der gemessenen Dehnungen erfolgt hierbei unter Ansatz eines E-Moduls von 205.000 N/mm². Proben mit großem Winkelverzug β weisen hohe Biegespannungen σ_b aus der Probeneinspannung auf.

Da die DMS in der Nähe der Schweißnaht appliziert sind, sind an dieser Stelle erhöhte Spannungen aufgrund des Schweißnahteinflusses vorhanden. Die in Tabelle 22 berechneten Mittelspannungen $\sigma_{m,DMS}$ stimmen daher nicht mit der Nennspannung σ_n im Bauteil überein. Bei der Ermittlung der Biegespannungsanteile in Prozent kürzt sich dieser Einfluss jedoch wieder heraus.

Tabelle 23: Vergleich der Biegeanteile aus DMS-Messung mit Korrekturfaktor k_m für Winkelverzug nach IIW [Hob 16]



In Tabelle 23 wird die Biegespannung σ_b ins Verhältnis zum Mittelwert der Spannungen $\sigma_{m,DMS}$ gesetzt und der Korrekturfaktor aus den DMS-Messungen $k_{m,DMS}$ bestimmt. Dies ermöglicht einen direkten Vergleich der in Tabelle 22 ermittelten Biegespannungsanteile σ_b mit dem aus IIW [Hob 16] zu berücksichtigenden Korrekturfaktor k_m aus Abbildung 22.

Auffällig hoch ist der Unterschied zwischen den Korrekturfaktoren k_m und $k_{m,DMS}$ für die Stumpfnahptprobe *50d-8-96Q-Hand-12*. Diese Probe besitzt mit $\beta = 4,8^\circ$ den größten auftretenden Winkelverzug. Diese Abweichung erklärt sich aus der Berücksichtigung des Geradeziehens der Probe im Versuch durch den Faktor k_m nach IIW [Hob 16]. Der hyperbolische Tangens in der Formel für k_m berücksichtigt, dass sich die Probe im Versuchsverlauf geradezieht und die Biegespannungsanteile abnehmen.

Dieser Einfluss wird größer für zunehmenden Winkelverzug β , wie in Abbildung 34 grafisch dargestellt ist. Die statischen Dehnungsmessungen werden vor dem Dauerschwingversuch durchgeführt. Hier hat sich die Probe noch nicht geradegezogen. Bestimmt man den Korrekturfaktor k_m ohne die hyperbolische Tangensfunktion, so ergibt sich für die Probe *50d-8-96Q-Hand-12* ein Wert von $k_m = 2,96$. Dieser stimmt annähernd mit den aus DMS-Messungen berechneten Faktor $k_{m,DMS} = 2,91$ überein.

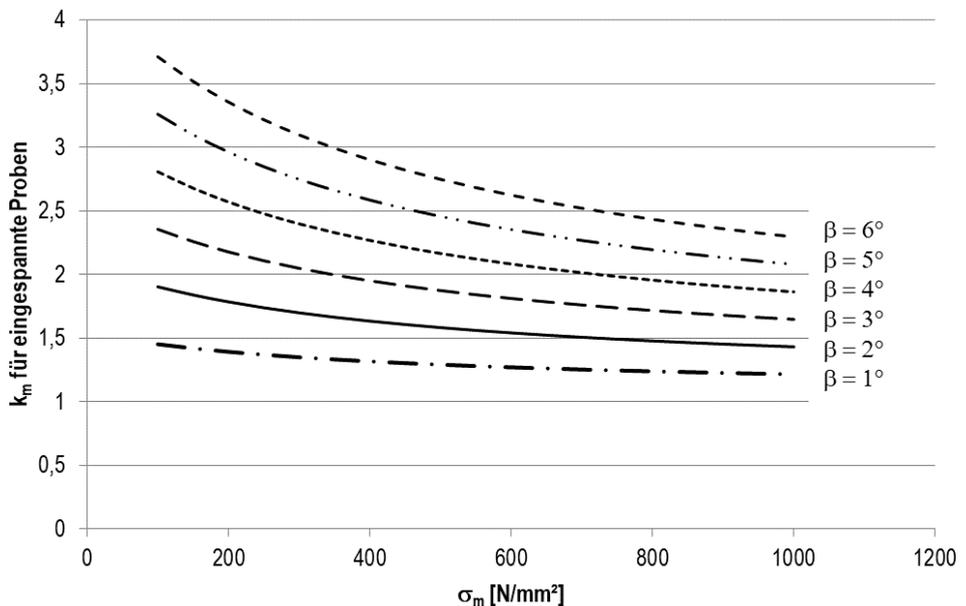


Abbildung 34: Korrekturfaktoren k_m für Flachproben mit Winkelverzug nach IIW [Hob 16]

4.6.3 Zyklische Dehnungsmessungen

Nach den statischen Dehnungsmessungen vor Versuchsbeginn werden an den Proben in Tabelle 21 die Dauerschwingversuche durchgeführt. Die Dehnungsmessungen werden während des Versuchs fortgesetzt. Repräsentativ werden die zyklischen Dehnungsmessungen für die Proben *40-8-96M-RR-24* und *40-8-96Q-SB-36* mit Quersteifen im Folgenden beschrieben. Die Daten werden jeweils bei Versuchsbeginn, während des Versuchs und kurz vor dem technischen Anriss ausgewertet.

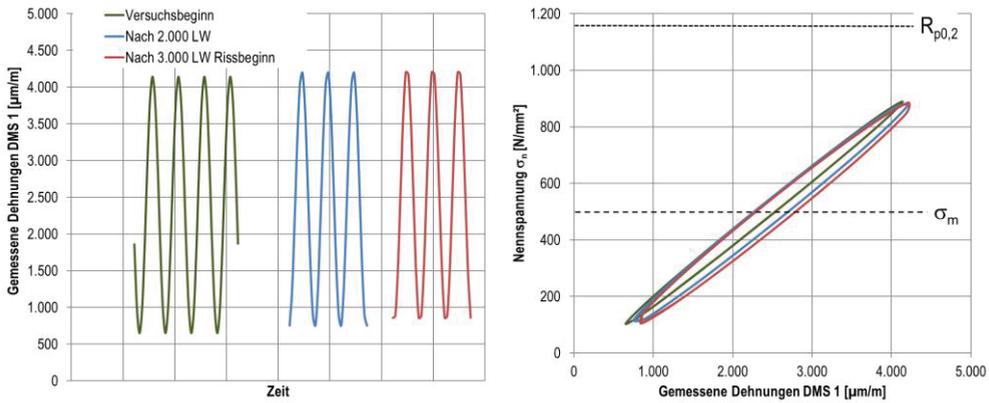


Abbildung 35: Zyklische Dehnungsmessung an Probe mit Quersteife 40-8-96M-RR-24, S960M

Die zyklische Dehnungsmessung für die Probe *40-8-96M-RR-24* wird in Abbildung 35 ausgewertet. Es sind jeweils drei Zyklen bei Versuchsbeginn (grün), nach 2.000 Lastspielen (blau) und kurz vor dem festgestellten technischen Anriss (rot) dargestellt. Diese Probe erreicht eine Bruchlastspielzahl von $N_B = 4.557$. Sie wird im Schwingversuch mit einer maximalen Nennspannung von $\sigma_{\max} = 883 \text{ N/mm}^2$ belastet. Das entspricht unter Berücksichtigung des Winkelverzugs β einer maximalen Spannung von $\sigma_{\max, \text{korrt}} = 900 \text{ N/mm}^2$ auf Höhe des dargestellten DMS 1. Die 0,2 %-Dehngrenze für den verwendeten S960M-RR beträgt $R_{p0,2} = 1032 \text{ N/mm}^2$ (Tabelle 3). Die Beanspruchung liegt für diese Probe also im theoretisch rein elastischen Bereich.

Bereits bei Versuchsbeginn sind bei der Probe *40-8-96M-RR-24* plastische Dehnungsanteile zu beobachten (grüne Kurve). Die zyklische Entfestigung der Probe wird durch die Zunahme der plastischen Dehnungsanteile deutlich. Die Gesamtdehnungsschwingbreite $\Delta \epsilon_i$ nimmt dabei im Versuchsverlauf leicht ab, wie links in Abbildung 35 in der Darstellung der gemessenen Dehnungen über die Zeit erkennbar ist. Die betrachtete Probe *40-96M-RR-24* hat einen Winkelverzug von $\beta = 1,2^\circ$. Die Biegespannungsanteile aus dem Verzug β sind nicht allein

für die plastischen Dehnungsanteile ausschlaggebend. Aufgrund des geringen Abstands der DMS zum Schweißnahtfuß, tritt hier bereits eine lokale Spannungsüberhöhung, verursacht durch die Schweißnaht, auf (Abschnitt 3.3.3). Zudem findet eine Lastumlagerung aufgrund der Steife statt, wodurch die Spannungskonzentration zur Schweißnaht hin weiter erhöht wird. An der Messstelle tritt eine Kombination der Spannungserhöhung durch den Verzug β , den Steifigkeitssprung aufgrund der Schweißnaht und der Kerbe der Schweißnaht auf. Das führt zu Spannungen im plastischen Bereich, obwohl die Nennspannung σ_n unterhalb der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ liegt.

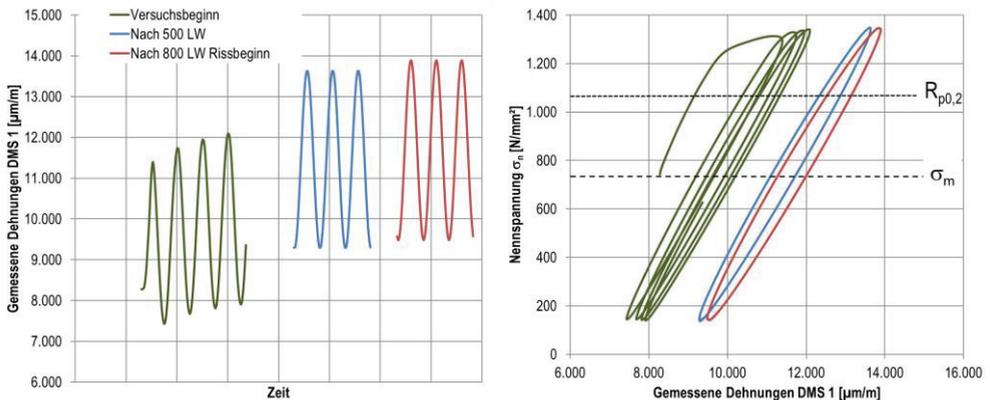


Abbildung 36: Zyklische Dehnungsmessung an Probe mit Quersteife 40-8-96Q-36, S960QL

Die zyklischen Dehnungsmessungen für die Probe *40-8-96Q-36* mit Winkelverzug von $\beta = 2,4^\circ$ werden in Abbildung 36 ausgewertet. Auch hier werden jeweils drei Zyklen für die Versuchsstadien bei Beginn (grün), nach 500 Lastspielen (blau) und kurz vor den technischen Anriss (rot) dargestellt. Diese Probe erreicht eine Bruchlastspielzahl von $N_B = 1.542$. Sie wird im Schwingversuch mit einer maximalen Nennspannung von $\sigma_{\max} = 1063 \text{ N/mm}^2$ belastet. Unter Einbezug der Biegespannungsanteile aus Winkelverzug β entspricht das einer oberen Nennspannung von $\sigma_{\max, \text{korrr}} = 1350 \text{ N/mm}^2$. Diese ist größer als die laut Prüfzeugnis vorhandene 0,2 %-Dehngrenze von $R_{p0,2} = 1042 \text{ N/mm}^2$ (Tabelle 3).

Bei der in grün dargestellten Erstbelastungskurve, rechts in Abbildung 36, tritt im ersten halben Zyklus eine große plastische Verformung auf. Diese folgt der charakteristischen Spannungs-Dehnung-Kurve der Probe. Aufgrund des Masing-Verhaltens beinhaltet die nachfolgende Ent- und Belastung sehr viel kleinere plastische Dehnungsschwingbreiten $\Delta \epsilon_{p1}$ [Mas 26]. Die Gesamtdehnungsschwingbreite $\Delta \epsilon_t$ nimmt zu Versuchsbeginn ab. Dadurch ist die zyklische Entfestigung charakterisiert. Nach den ersten Lastzyklen ist der Zustand

nahezu stabilisiert. Die linke Seite der Abbildung 36 zeigt einen Anstieg der Maximalwerte der gemessenen Dehnung, der im weiteren Versuchsverlauf wieder abnimmt. Das zyklusabhängige Mitteldehnungskriechen zeigt sich rechts im Bild durch eine Verschiebung der Hysterese nach rechts. Das Ratcheting-Verhalten tritt bei hohen Mittelspannungsamplituden, wie sie bei der Kurzzeitfestigkeit vorliegen, im kraftgeregelten Schwingversuch auf (Abschnitt 3.2.7).

4.6.4 Rissfortschritt

Für die Proben in Tabelle 21 wird während des Versuchs eine Rissfortschrittsbetrachtung durchgeführt. Anhand der versuchsbegleitenden Dehnungsmessungen wird bei einer Umlagerung der Dehnungen im Versuchsverlauf zusammen mit einer visuellen Erkennung der technische Anriss ermittelt. Zusätzlich wird der Rissfortschritt über zwei Kameras des Typs Intellinet NFC30-WG, die jeweils die Probenunter- bzw. Probenoberseite aufzeichnen, visuell überwacht. Das Rissfortschrittsverhalten ist für die einzelnen Proben in Anhang B.5 dokumentiert.

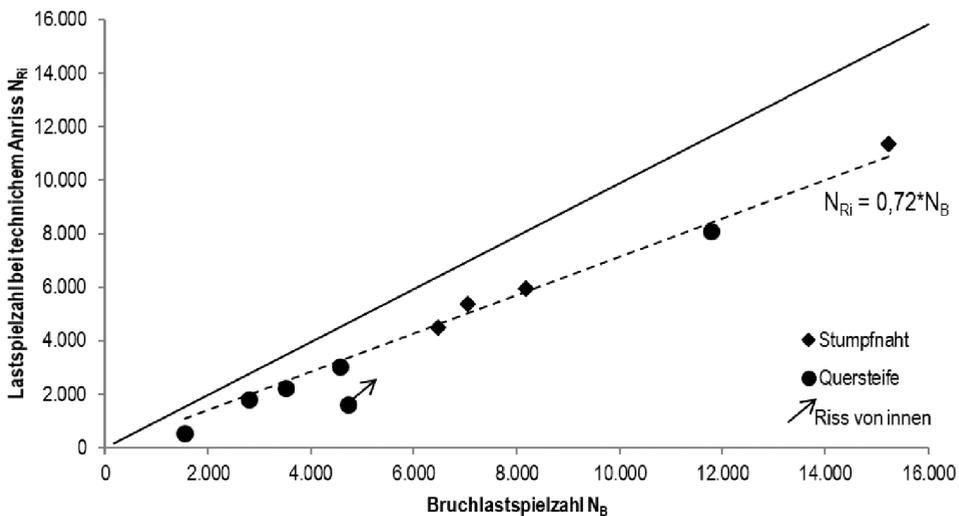


Abbildung 37: Lastspielzahl beim technischen Anriss N_{Ri} im Verhältnis zur Bruchlastspielzahl N_B

Die graphische Darstellung der Anrisspielzahl N_{Ri} gegenüber der Bruchspielzahl N_B in Abbildung 37 zeigt die Sicherheit gegenüber schlagartigem Versagen. Bei einem Rissausgang von der Schweißnahtwurzel erfolgt der technische Anriss nach ca. 72 % der Gesamtlebensdauer der Probe. Weitere Sicherheiten ergeben sich innerhalb eines Tragwerkes durch

die Spannungsumlagerung im Bauteil. Trotz der hohen Beanspruchungsamplituden zeichnet sich das Versagensverhalten der Proben durch einen ausgeprägten Rissfortschritt aus.

In Tabelle 24 sind die Lastspielzahlen bei Feststellung des technischen Anriss N_{Ri} den Bruchlastspielzahlen bei komplettem Durchriss der Probe N_B gegenübergestellt. Der Verhältniswert in der letzten Spalte gibt an, welcher Anteil der Gesamtlebensdauer unter Rissfortschritt erfolgt.

Tabelle 24: Rissfortschrittsanalyse

Probe	Rissausgang	$\Delta\sigma_{\text{kor}} [\text{N/mm}^2]$	Lastspielzahl		Rissfortschritt	
			Anriss N_{Ri}	Bruch N_B	$N_B - N_{Ri}$	N_{Ri}/N_B [%]
50d-8-96Q-Auto-10	SNW	787	5 380	7 046	1 666	76
50d-8-96Q-Hand-12	SNW	490	115 000	136 565	21 565	84
50d-8-96M-RR-10	SNW	639	5 940	8 185	2 245	73
50d-8-96M-VG-08	SNW	584	11 360	15 228	3 868	75
50d-8-11Q-18	SNW	786	4 500	6 466	1 966	70
40-8-96Q-30	innen	921	1 500	4 722	3 122	32
40-8-96Q-36	SNF ¹⁾	1220	540	1 542	1 002	35
40-8-96M-RR-24	SNF	812	3 020	4 557	1 537	66
40-8-96M-VG-06	SNF	560	8 080	11 766	3 686	69
40-8-11Q-24	SNF ²⁾	826	2 250	3 505	1 255	64
40-8-11Q-26	SNF	900	1 820	2 795	975	65

SNW = Schweißnahtwurzel

SNF = Schweißnahtfuß

¹⁾ Rissausgang von Probenkante

²⁾ Rissausgang von Fehler

Für die Probe *40-8-96Q-30* kann trotz Indikation über die DMS-Messung bei der visuellen Überwachung kein Anfangsriss beobachtet werden. Es wird davon ausgegangen, dass der Riss hier im Inneren der Probe verläuft. Das wird später durch die Analyse der Bruchflächen bestätigt (Anhang B.6). Der Rissausgang bei der Probe *40-8-96Q-36* mit Quersteife geht von der Probenkante am Schweißnahtfuß aus. Bei der Probe *40-8-11Q-24* kann innerhalb der Bruchflächenanalyse ein Bindefehler ursächlich für den Rissausgang ausgemacht werden (Anhang B.6).

In Abbildung 38 ist das Beanspruchungsniveau, dargestellt als Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ im Versuch, dividiert durch die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ des Grundwerkstoffs, dem Rissfortschrittsverhältnis gegenübergestellt. Das Diagramm zeigt, dass mit zunehmender Beanspruchung der Anteil des Rissfortschritts an der Gesamtlebensdauer ebenfalls zunimmt.

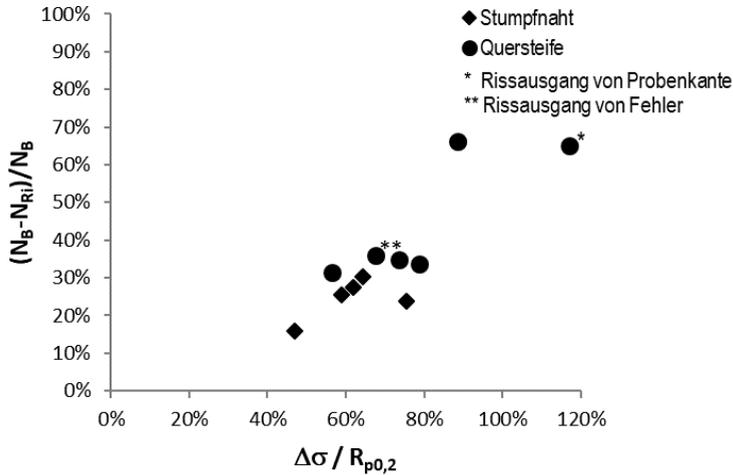


Abbildung 38: Beanspruchungsniveau im Vergleich zum Rissfortschrittsverhältnis

Im Versuch mit geringer Lastamplitude und Oberspannung von $\sigma_{\max} = 222 \text{ N/mm}^2$ der Stumpfnahprobe *50d-8-96Q-Hand-12* tritt der technische Anriss nach 84 % der Gesamtlebensdauer auf. Im Vergleich dazu ist ein erster Anriss bei der Quersteifenprobe *40-8-96Q-30* mit Oberspannung von $\sigma_{\max} = 1063 \text{ N/mm}^2$ bereits nach 35 % der Gesamtlebensdauer auszumachen.

4.6.5 Eigenspannungen

Das Institut für Füge- und Schweißtechnik der TU Braunschweig führt röntgenographische Eigenspannungsmessungen mittels eines Ω -Diffraktometers durch. Unter Verwendung der Cr-K α -Strahlung werden Interferenzlinien der {211}-Ebene des Ferrits unter 8 verschiedenen Ψ -Winkeln (0° , 13° , 18° , 27° , 33° , 39° , 42° und 45°) und bei einem 2θ -Winkelbereich von $149^\circ - 163^\circ$ gemessen. Der Durchmesser des beleuchteten Messfleckes beträgt ca. 1,5 mm. Für die Auswertung der gemessenen Interferenzlinien wurde die Schwerelinienmethode angewandt. Die Eigenspannungen werden mit Hilfe des $\sin^2\Psi$ -

Verfahrens und der röntgenographischen Elastizitätskonstanten $\frac{1}{2} S_2 = -6,08 \cdot 10^{-6} \text{ mm}^2/\text{N}$ ($E = 206.000 \text{ N/mm}^2$ und $\nu = 0,28$) ermittelt.

Die Eigenspannungsmessungen erfolgen an den Stumpfnahthproben *50d-8-96Q-Hand-01* und *50d-8-96Q-Auto-16*. An jeder Probe werden die Eigenspannungen jeweils in Längs- und Querrichtung zur Schweißnaht an ca. 15 Messpunkten auf der Probenober- und -unterseite bestimmt. Die Nullposition der Eigenspannungsmessung liegt in Proben- und Schweißnahtmitte.

Abbildung 39 zeigt die gemessenen Eigenspannungsverläufe. Die maximal gemessene Zugeigenspannung tritt in Längsrichtung an der Oberseite der automatisiert geschweißten Probe *50d-8-96Q-Auto-16* mit 48 N/mm^2 auf. Das entspricht $4,6 \%$ der $0,2 \%$ -Dehngrenze von $R_{p0,2} = 1042 \text{ N/mm}^2$ des verwendeten Werkstoffs S960QL. Der Maximalwert der Druckeigenspannungen tritt an der Unterseite der handgeschweißten Stumpfnahthprobe *50d-8-96Q-Hand-01* in Querrichtung mit -579 N/mm^2 auf.

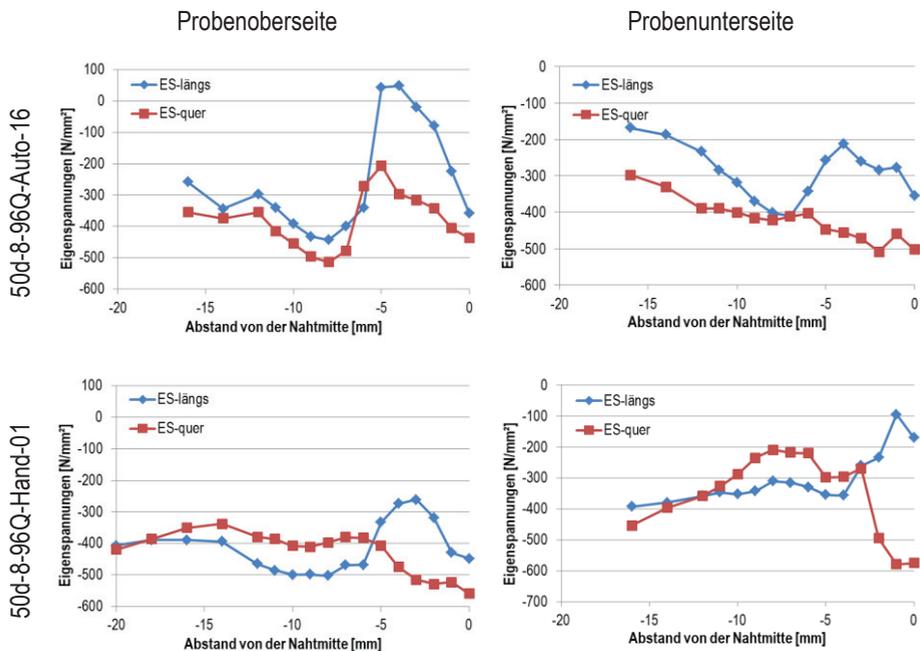


Abbildung 39: Eigenspannungen der automatisiert geschweißten Stumpfnahthprobe 50d-8-96Q-GFT16 und hangeschweißten Stumpfnahthprobe 50d-8-96Q-SB01 aus S960QL [Mel 15]

Anzumerken ist hier, dass die Eigenspannungsmessungen an frei gelagerten Proben vorgenommen werden. Die durch das Schweißen entstandenen Zwängungen werden in den

Verzug der Probe umgewandelt. In einem geschlossenen Bauteil würden aus dem Wärmeeintrag des Schweißprozesses deutlich höhere Eigenspannungen entstehen. Im Versuch werden diese Zwängungen durch das Einspannen der Probe in die Spannbacken der Prüfmaschine erzeugt. Bei Proben mit Dehnungsmessungen werden diese Einbaudehnungen gemessen und dokumentiert (Anhang B.4). So ergibt sich für die Probe Nr.12 der Serie *50d-8-96Q-Hand* eine Zugspannung von 147 N/mm² und für die Probe Nr. 10 der Serie *50d-8-96Q-Auto* eine Zugspannung von 22 N/mm² im eingespannten Zustand (Anhang B.4).

Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Schwingfestigkeit ist bekannt [Haa 09]. Allerdings wird im LCF-Bereich davon ausgegangen, dass sie durch die plastischen Dehnungsanteile bereits bei niedrigen Schwingspielzahlen schnell abgebaut werden. Daher wird den Eigenspannungen hier keine große Bedeutung zugewiesen.

In einer aktuellen Studie von Hensel wird der Eigenspannungsabbau nach 10.000 Lastspielen $\sigma_{RS,N=10.000}$ in Abhängigkeit der Streckgrenze R_e , der anfänglich vorhandenen Eigenspannungen $\sigma_{RS,N=0}$ und der vorhandenen Belastungsspannung σ_{LS} ausgedrückt durch [Hen 16]:

$$\frac{\sigma_{RS,N=10.000}}{R_e} = - \frac{\sigma_{RS,N=0}}{R_e} \cdot \left| \frac{\sigma_{LS}}{R_e} \right| + \frac{\sigma_{RS,N=0}}{R_e} \quad (4.2)$$

Hierbei ist für die Beurteilung des Zugeigenspannungsabbaus auch die Zugspannung aus äußerer Belastung σ_{LS} entgegenzusetzen. Sie sind dann in Gleichung (4.2) für den Abbau von Druckeigenspannungen einzusetzen.

In Abbildung 40 sind, ausgehend von einer 0,2 %-Dehngrenze von $R_{p0,2} = 1042$ N/mm² und Anfangseigenspannungen von $\sigma_{RS,N=0} = 48$ N/mm² bzw. $\sigma_{RS,N=0} = 156$ N/mm², die Eigenspannungen nach 10.000 Lastspielen $\sigma_{RS,N=10.000}$ in Abhängigkeit der Belastungsspannung σ_{LS} aufgetragen. Dies entspricht in etwa den gemessenen Einbauspannungen für die untersuchten Probenreihen mit maximalem (*50d-8-96Q-Hand*) und minimalem (*50d-8-96Q-Hand*) Winkelverzug β . Die graphische Darstellung der Gleichung (4.2) für den vorhandenen Werkstoff S960QL zeigt, dass die Eigenspannungen mit zunehmender Belastungshöhe schneller abgebaut werden. Bei einer Belastungsspannung im Bereich der Streckgrenze sind demnach nach 10.000 Lastspielen die Eigenspannungen komplett abgebaut.

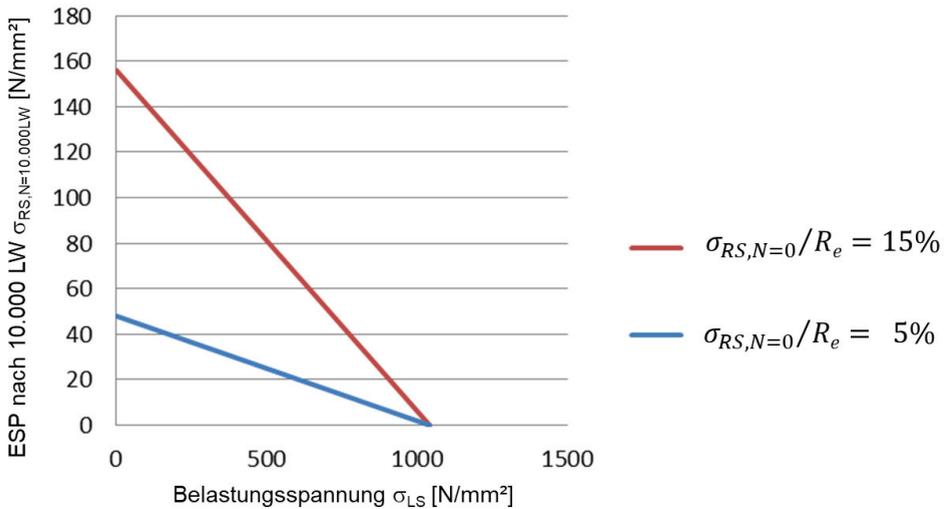


Abbildung 40: Eigenspannungsabbau $\sigma_{RS,N=10.000}$ nach [Hen 16] für S960QL mit Anfangseigenspannungen von 5 % (blau) bzw. 15 % (rot) der Streckgrenze R_e

Heeschen stellte in seiner Dissertation über das „Dauerschwingverhalten von Schweißverbindungen aus hochfesten Baustählen unter besonderer Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes und der Nahtgeometrie“ fest, dass der Einfluss von Schweißeigenspannungen auf die Wechselfestigkeit der untersuchten Stumpfnähte nicht nachgewiesen werden kann [Hee 86]. Das wird darauf zurückgeführt, dass es sich hierbei maßgeblich um Druckeigenspannungen handelt. Druckeigenspannungen wirken sich günstig auf die Ermüdungsfestigkeit aus. Zudem ist deren Einfluss gegenüber der geometrischen oder strukturellen Kerbwirkung vernachlässigbar gering [Hee 86].

Weitere Hinweise zur Beurteilung des Eigenspannungsabbaus sind im Ausblick auf die zyklische Simulation im achten Kapitel gegeben.

4.6.6 Bruchflächenanalyse

Nach Abschluss der Dauerschwingversuche werden die Bruchflächen jeder Probe analysiert und dokumentiert (Anhang B.6). Dabei werden der Rissausgang und die Dauerbruchfläche bestimmt.

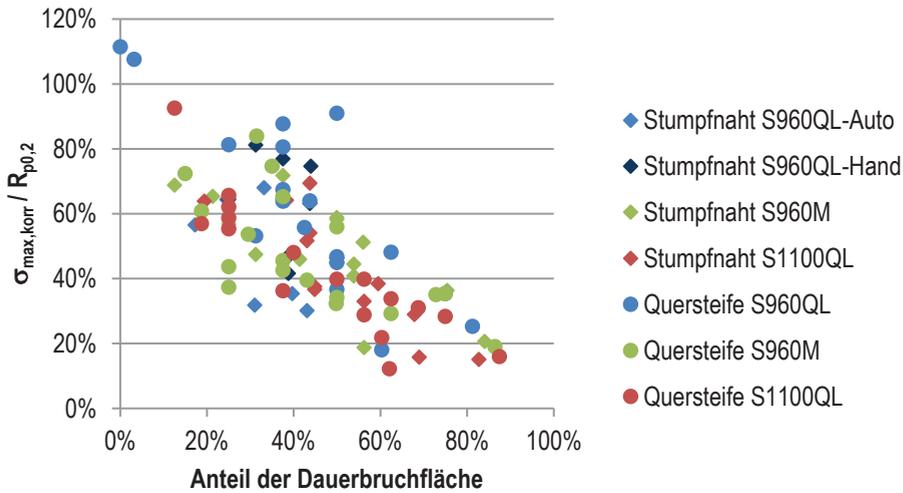


Abbildung 41: Anteil der Dauerbruchfläche in Abhängigkeit der Querschnittsausnutzung

In Abbildung 41 werden die Anteile der Dauerbruchflächen der jeweiligen Querschnittsausnutzung im Versuch gegenübergestellt. Die Dauerbruchfläche wird in der Bruchflächenanalyse als Querschnittsanteil des Schwingbruchs im Verhältnis zum gesamten Probenquerschnitt bezeichnet. Der restliche Querschnitt versagt im Gewaltbruch. Dem gegenübergestellt wird als Größe für das Spannungsniveau die korrigierte Oberspannung $\sigma_{\max, \text{korr}}$ im Verhältnis zur jeweiligen 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ aus den Materialzeugnissen (Tabelle 3).

Es ist eine lineare Abhängigkeit zu erkennen. Bei 100 %-iger Querschnittsausnutzung im Versuch beträgt der Anteil des Schwingbruchs 0 % und das Querschnittsversagen erfolgt als reiner Gewaltbruch. Im Gegensatz dazu wird bei ca. 10 %-iger Querschnittsausnutzung im Versuch etwa 90 % des Querschnitts im Schwingbruch versagen. Die Streuung der Versuchswerte resultiert aus vorhandenen Fehlern in den Schweißnähten, Ungenauigkeiten bei der Abschätzung der Größe der Bruchflächen, aus Imperfektionen der Proben und nicht zuletzt aus dem Unterschied zwischen der tatsächlich vorhandenen und im Materialprüfzeugnis ausgewiesenen 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$, wodurch das vorhandene Spannungsniveau nur näherungsweise bestimmt werden kann.

In Abbildung 42 ist die Bruchfläche der Stumpfnahprobe *50d-8-11Q-34* zu sehen. Man erkennt die ausgeprägte kreisförmige Schwingbruchfläche mit Rissausgang an der Unterkante in Probenmitte, im unteren Bildabschnitt in blau markiert. Unter sichtbarer plastischer Verformung versagt der Restquerschnitt im Gewaltbruch, im unteren Bildabschnitt in rot kenntlich gemacht. Die korrigierte Spannungsschwingbreite im Ermüdungsversuch beträgt

hier $\Delta\sigma_{\text{kor}} = 185 \text{ N/mm}^2$. Bei einer 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2} = 1224 \text{ N/mm}^2$ entspricht das einer Querschnittsausnutzung von 15 %.

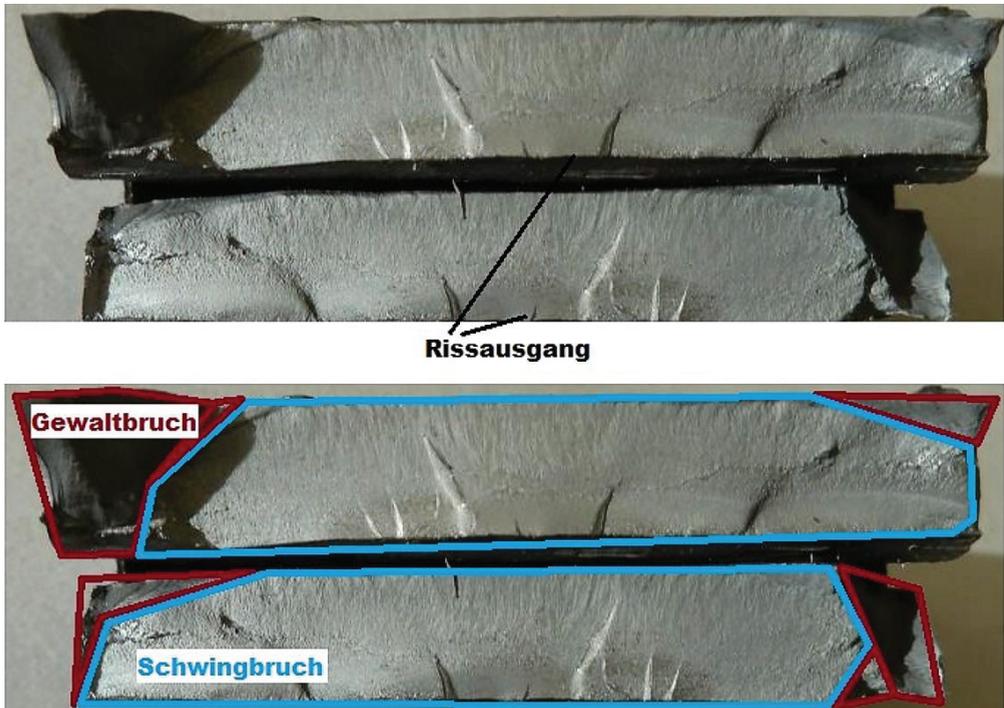


Abbildung 42: Bruchfläche der Stumpfnahtprobe 50d-11Q-34



Abbildung 43: Bruchfläche der Probe mit Quersteife 40-8-96Q-40 mit Versagen im Grundmaterial

Der Dauerschwingversuch an der Probe mit aufgeschweißter Quersteife 40-8-96Q-40 in Abbildung 43 erfolgt bei der korrigierten Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma_{\text{korrt}} = 1045 \text{ N/mm}^2$. Mit 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2} = 1042 \text{ N/mm}^2$ für den Werkstoff S960QL ergibt das eine Querschnittsausnutzung von 100 %. Entsprechend erfolgt das Versagen als reiner Gewaltbruch bei einer erreichten Bruchlastspielzahl $N_B = 35$. Der Riss verläuft wie bei einem statischen Zugversuch durch das Grundmaterial unter einem Winkel von 45° mit sichtbarer Einschnürung der Probe.

4.7 Ergebnis der experimentellen Untersuchungen

Die FAT 80 wird durch die experimentellen Untersuchungen für Stumpfnahthproben mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel aus den höchstfesten Stählen S960QL, S960M und S1100QL bestätigt. Die Ergebnisse zeigten sich weitestgehend unabhängig von der vorhandenen Nahtüberhöhung h , die in DIN EN 1993-1-9 als maßgeblicher Einflussfaktor für eine Höhergruppierung angegeben wird. Als dominierender Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit wird der Winkelverzug β identifiziert. Daher wird eine Neubewertung der Versuchsergebnisse unter Berücksichtigung der Biegespannungsanteile aus Winkelverzug β nach IIW [Hob 16] vorgenommen. Für Stumpfnahthproben mit Schweißnahtverzug $\beta \leq 0,5^\circ$ ist eine Eingruppierung in die Kerbfallgruppe bzw. FAT 90 gegeben. Im Vergleich zwischen den unterschiedlichen Serien erzielen automatisiert geschweißte Stumpfnähte die höchsten Ermüdungsfestigkeiten. Diese weisen insgesamt auch den kleinsten Schweißnahtverzug β und die gleichmäßigsten Schweißnähte auf.

Die Proben mit aufgeschweißten Quersteifen aus S960QL, S960M und S1100QL erfüllen nach der statistischen Auswertung ebenfalls die FAT 80. Die linear-elastische Bemessung und die Anwendung des Nennspannungskonzeptes zeigen sich auch im untersuchten Kurzzeitfestigkeitsbereich ab 1.000 Lastspielen als gültig und anwendbar.

Die Auswertung der zyklischen Dehnungsmessungen zeigt, dass die verzogene Probe in den ersten Belastungszyklen unter großen Dehnungen plastisch verformt wird. Nach den anfänglichen Verformungen tritt ein stabilisierter Zustand auf. Auch bei hohen Beanspruchungsamplituden ist ein ausgeprägtes Rissfortschrittsverhalten zu erkennen.

Die lokalen Beanspruchungen liegen innerhalb der Versuche meist oberhalb der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$. Die Proben weisen nach anfänglichen Plastizierungen ausreichende Widerstände gegen zyklische Belastungen auf.

5 Numerische Untersuchungen

5.1 Allgemeines

Die numerischen Untersuchungen innerhalb dieser Arbeit konzentrieren sich auf den Nachweis nach dem Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept. Für die Anwendung lokaler Nachweiskonzepte existieren vielerlei Möglichkeiten für die Art und Ausführung geeigneter Modelle. Es gibt keine allgemeingültige Vorgehensweise, die verschiedene Anwendungsbereiche abdeckt. Im Allgemeinen werden für Stahl mit Wanddicken $t \geq 5$ mm die Regeln der IIW [Hob 16] befolgt.

5.2 Diskretisierung

Für die Finite-Elemente-Berechnungen kommt das Programmpaket Abaqus 6.11 als Pre-Processor, Solver und Post-Processor zum Einsatz [ABA 6.11].

Für die Berechnung von Strukturspannungen muss die Vernetzung den erforderlichen Extrapolationsbereichen angepasst werden. Die erforderliche Anzahl an Zwischenknoten im Extrapolationsbereich wird über eine Konvergenzanalyse der Elementgröße ermittelt.

Bei der Anwendung des Kerbspannungskonzeptes müssen lokale Spannungen in der Kerbe bestimmt werden. Für die Finite-Elemente-Berechnung bedeutet dies, je größer die Spannungsgradienten sind, desto feiner muss die Elementlänge gewählt werden [Fri 08]. Die oberflächennahen Elementeneigenschaften sind dabei besonders wichtig. Hier haben der Elementtyp und die Ansatzfunktion einen maßgeblichen Einfluss auf die Genauigkeit der Berechnung [Nus 16], [Son 08].

Für die Bestimmung von Kerbspannungen sollten im Radius vier- oder sechsseitige Elemente gewählt werden. Diese ermöglichen die beste Kontrolle der Elementform. Das so generierte Netz wird dann als mapped, strukturiert oder isometrisch bezeichnet. Die Verwendung von dreieckförmigen Elementen wird allgemein ausgeschlossen [Rad 09], [Son 05].

Die Reduzierung auf ein ebenes Modell mit zwei betrachteten Dimensionen, in Wanddickenrichtung und Probenlängsrichtung unter Vernachlässigung der Probenbreite (Abbildung 45 und Abbildung 46), ist nach IIW [Hob 16] möglich. Dafür muss sichergestellt sein, dass die Belastung rechtwinklig zur Schweißnaht erfolgt, und die Spannungen in Längsrichtung der

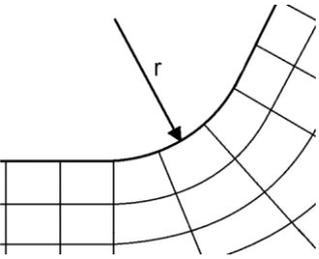
Schweißnaht vernachlässigbar sind. Bei der vorliegenden Probengeometrie der Stumpfnah, bzw. der aufgeschweißten Quersteife unter axialer Belastung, treten die maßgebenden Spannungen in Probenlängs- bzw. Dickenrichtung auf. In Querrichtung (längs zur Schweißnaht) ändern sich die Spannungen nicht. Beim zweidimensionalen Modell werden “plane strain“-Elemente verwendet. Diese setzen voraus, dass keine Verschiebung in Querrichtung auftritt. Im Gegensatz zu dreidimensionalen Modellen mit Schalenelementen, bei denen den Elementen eine Dicke zugewiesen wird, wird diese Dimension im zweidimensionalen Modell nicht berücksichtigt.

Für die Umsetzung werden die folgenden Ansätze in Erwägung gezogen und die Ergebnisse verglichen:

- Zwei-dimensionale (2D) oder drei-dimensionale (3D) Abbildung der Probe mit realen Abmessungen
- Verwendung maximaler Hauptspannungen oder Spannungen in Probenlängsrichtung (rechtwinklig zur Schweißnaht)
- Lineare oder quadratische Ansatzfunktion
- Elementgröße nach IIW [Hob 16] oder Baumgartner [Bau 13]

Tabelle 25: Empfohlene Vernetzung und Elementgröße an der Oberfläche für eine strukturiert vernetzte Kerbe nach IIW [Hob 16]

Elementtyp	Relative Größe	Absolute Größe [mm]	Elementanzahl über	
			45°	360°
Quadratisch mit Knoten in Elementmitte	$\leq r/4$	$\leq 0,25$	≥ 3	≥ 24
Linear	$\leq r/6$	$\leq 0,15$	≥ 5	≥ 40



Die üblichste Vorgehensweise bei der strukturierten Vernetzung der Kerbe erfolgt nach IIW [Hob 16]. Hier werden gleichseitige 4-Knoten- (2D: CPE4R: 4-node bilinear plane strain quadrilateral, reduced integration, hourglass control) bzw. 8-Knoten-Elemente (3D: C3D8R: 8-node linear brick, reduced integration, hourglass control) verwendet. Die Kantenlänge beträgt bei linearer Ansatzfunktion 0,15 mm bei einem Kerbradius von $r = 1,0$ mm. Bei quadratischer Ansatzfunktion kommen entsprechend 8-Knoten-Elemente (2D: CPE8R: 8-node biquadratic plane strain quadrilateral, reduced integration) bzw. 20-Knoten-Elemente (3D: C3D20R: 20-node quadratic brick, reduced integration) mit 0,25 mm Kantenlänge zum Einsatz (Tabelle 25).

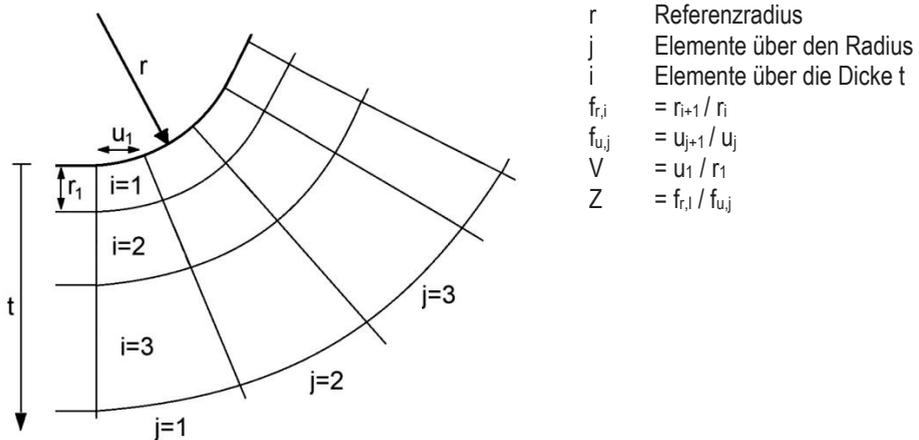


Abbildung 44: Parameterdefinition für eine strukturiert vernetzte Kerbe nach Baumgartner [Bau 13]

Nach den Empfehlungen von Baumgartner [Bau 13] erfolgt die Vernetzung bei quadratischer Ansatzfunktion an der Oberfläche wie nach IIW [Hob 16]. In Dickenrichtung kann die Elementzahl durch den Vergrößerungsfaktor Z reduziert werden (Abbildung 44). Bei Verwendung der quadratischen Ansatzfunktion mit einem Elementseiten-Verhältnis von $V=2$ an der Oberfläche der Kerbe, einem Vergrößerungsfaktor von $Z=2$ zur Reduzierung der Elementanzahl und $j=24$ Elementen über 360° , erreicht man einen Fehler von $< 2\%$. Wählt man die lineare Elementansatzfunktion, so wird ein Elementseiten-Verhältnis von $V=3$ und ein Vergrößerungsfaktor von $Z=3$ mit ebenfalls $j=24$ Elementen über 360° für das Erzielen einer Fehlergenauigkeit von $< 2\%$ empfohlen [Bau13].

Stellvertretend für die Stumpfnah werden die nachfolgenden Untersuchungen am Modell der Probe *50d-8-96Q-Auto-10* durchgeführt. Als repräsentatives Modell für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen wird die Probe *40-8-96Q-36* gewählt.

In Tabelle 26 sind die Spannungen in der Kerbe σ_k für die unterschiedlichen Modellierungs- und Berechnungsmethoden gegenübergestellt. Sowohl für die Stumpfnah als auch für die Kehlannah liefert die Berechnung eines 3D-Modells nach IIW [Hob 16] unter Verwendung des linearen Ansatzes und die Auswertung der Spannungen in Probenlängsrichtung rechtwinklig zur Schweißnaht die geringsten Kerbspannungen σ_k . Die größten Werte erhält man für die Berechnung des 2D-Modells nach Baumgartner [Bau 13] mit quadratischem Ansatz unter Verwendung maximaler Hauptspannungen.

Tabelle 26: Kerbspannungen σ_k bei 100 kN Zugbelastung für unterschiedliche FE-Modelle

FE-Modell			Max. Hauptspannung		Spannung in Probenlängsrichtung	
Bauteil	Ansatz	Netz	Kerbspannung σ_k [N/mm ²]	Kerbformzahl K_t	Kerbspannung σ_k [N/mm ²]	Kerbformzahl K_t
Stumpfnah	Linear	3D [Hob 16]	310,7	1,49	302,1	1,45
		3D [Bau 13]	369,4	1,77	351,8	1,69
		2D [Hob 16]	364,4	1,75	350,1	1,68
		2D [Bau 13]	379,1	1,82	358,5	1,72
	Quadr.	3D [Hob 16]	387,5	1,86	372,9	1,79
		3D [Bau 13]	421,2	2,02	405,0	1,94
		2D [Hob 16]	419,5	2,01	401,8	1,93
		2D [Bau 13]	430,9	2,07	411,5	1,98
Quersteife	Linear	3D [Hob 16]	396,4	1,90	368,6	1,77
		3D [Bau 13]	398,1	1,91	366,6	1,76
		2D [Hob 16]	410,5	1,97	380,8	1,83
		2D [Bau 13]	421,5	2,02	387,4	1,86
	Quadr.	3D [Hob 16]	457,7	2,20	427,5	2,05
		3D [Bau 13]	474,3	2,28	443,7	2,13
		2D [Hob 16]	471,2	2,26	440,3	2,11
		2D [Bau 13]	485,8	2,33	454,5	2,18

Beachtenswert sind die enormen Unterschiede der berechneten Kerbformzahlen K_t in Tabelle 26, die im Folgenden erläutert werden. Diese liegen weit über der von Nussbaumer [Nus 16] beobachteten 10 %-igen Abweichung für unterschiedliche Software und Berechnungsmethoden. Daher bedarf die Wahl der geeigneten Modellierungs- und Analyseoptionen erhöhter Aufmerksamkeit [Knö 17].

Für die aufgeschweißte Quersteife wird zunächst eine Modellierung des Spaltes zwischen Steife und Grundblech in Erwägung gezogen. Ein Modell mit einer Spaltgröße von 1 mm erzeugt dabei 1,1 % kleinere Kerbspannungen σ_k als das identische Modell ohne Spalt. Der Spalt wird daher in den weiteren Untersuchungen nicht modelliert. Ähnliche Ergebnisse liefert eine Betrachtung der Netzfeinheit: Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion und

0,15 mm Kantenlänge haben im Vergleich zu 0,25 mm Kantenlänge eine Zunahme der Kerbspannung σ_k von 0,4 % zur Folge. Die Ergebnisse der numerischen Vorberechnungen zur Diskretisierung lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Elemente mit quadratischer Ansatzfunktion liefern größere Kerbspannungen als lineare Elemente
- Bei Verwendung von Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion liefern 2D-Modelle um 2 - 8 % größere Kerbspannungen als 3D-Modelle. Bei linearen Elementen ist dieser Unterschied bis zu 17 % groß.
- Die Vernetzung nach Baumgartner [Bau 13] liefert bei Elementen mit quadratischer Ansatzfunktion um 3 - 9 % größere Kerbspannungen als die Vernetzung nach IIW [Hob 16]. Bei linearen Elementen ist dieser Unterschied bis zu 18 % groß.
- Eine Modellierung der Quersteife mit einem Spalt von 1 mm zwischen Steife und Grundblech liefert 1,1 % kleinere Kerbspannungen als das Modell ohne Spalt
- Eine größere Netzfeinheit mit Elementkantenlänge kleiner als 0,25 mm liefert bei quadratischer Ansatzfunktion keine genaueren Ergebnisse.

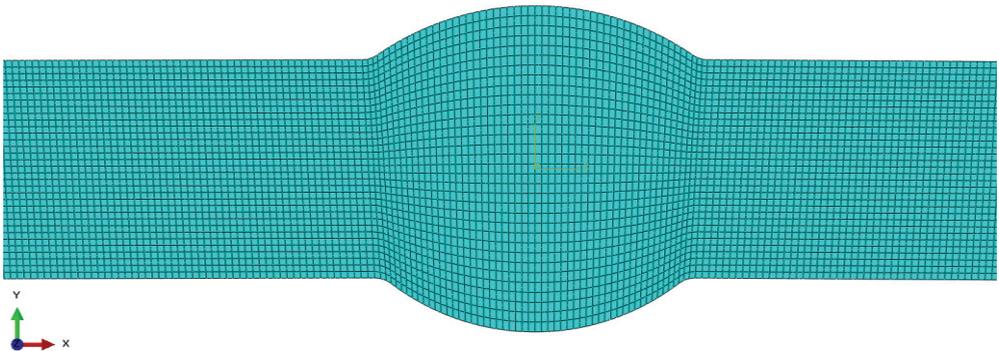


Abbildung 45: Strukturierte Vernetzung der Stumpfnah mit 0,25 mm Elementgröße für die quadratische Ansatzfunktion nach IIW [Hob 16]

Für die weiteren Untersuchungen wird das 2D-Modell mit quadratischer Ansatzfunktion und einer Elementgröße von 0,25 mm nach IIW [Hob 16] verwendet (Abbildung 45 und Abbildung 46). Dieses Modell entspricht auf der sicheren Seite liegend dem allgemeinen, viel verwendeten Stand der Technik und liefert vergleichbare Ergebnisse. Durch die Reduzierung auf ein zweidimensionales Modell können die Rechenzeiten erheblich verkürzt werden. Die weitere Reduzierung der Elementanzahl durch eine Vernetzung nach Baumgartner [Bau 13] bringt keine Verkürzung der Rechenzeiten, birgt aber einen größeren Modellierungsaufwand.

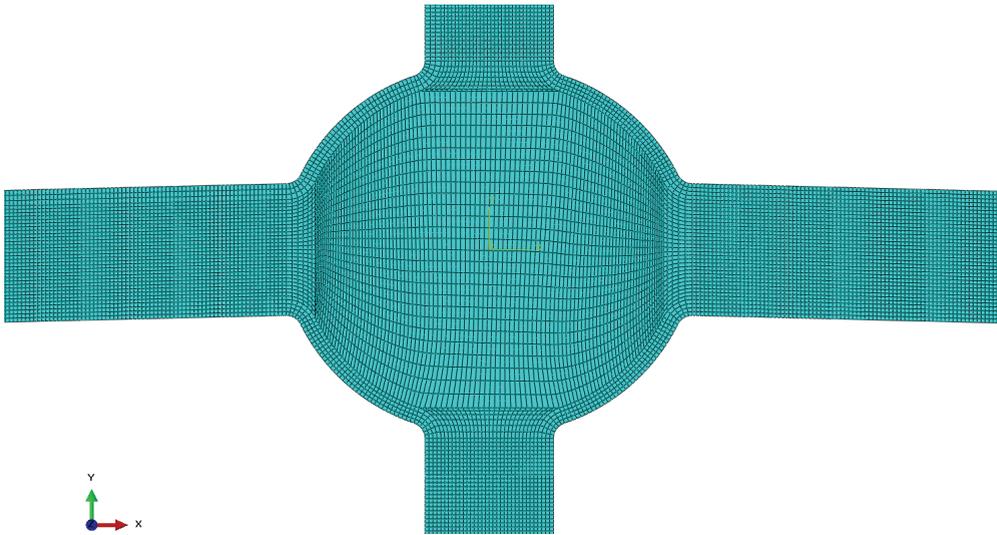


Abbildung 46: Strukturierte Vernetzung der Quersteife mit 0,25 mm Elementgröße für die quadratische Ansatzfunktion nach IIW [Hob 16]

5.3 Materialgesetz

Für die Anwendung des Strukturspannungsgesetzes und des Kerbspannungskonzeptes wird ein linear-elastisches Materialgesetz mit einem Elastizitätsmodul von $E = 205.000 \text{ N/mm}^2$ und einer Querkontraktionszahl von $\nu = 0,3$ verwendet. Der E-Modul von 205.000 N/mm^2 deckt sich mit den Werten aus den Erstbelastungskurven zur Bestimmung zyklischer Materialkennwerte aus dem Forschungsvorhaben P900 [Mel 15].

5.4 Validierung

Für die Validierung des Finite-Elemente Modells werden die vorhandenen Probengeometrien mit ihrem Schweißnahtverzug β abgebildet. Die Nahtüberhöhung h und die Nahtbreite s werden ebenfalls entsprechend den Vermessungsprotokollen modelliert. Der Einfluss des Nahtanstiegswinkels α und des Nahtradius r wird in vorangegangenen Untersuchungen zur Strukturspannungsmethode als gering eingeschätzt [Mau 14], [Mel 15]. Daher wird der Kerbradius für alle Nahtübergänge entsprechend den IIW-Empfehlungen für die Kerbspannungsmethode auf $r = 1 \text{ mm}$ festgelegt [Hob 16]. Der Kantenversatz e der Bleche bei den Stumpfnahhtverbindungen wird nicht abgebildet, da sich dieser innerhalb der vorgeschriebenen Toleranzen bewegt. Die Modelle der aufgeschweißten Quersteifen sind

symmetrisch aufgebaut. Der Versatz e der Steifen ist ein Parameter technischer Natur (Abschnitt 4.5.4.5). Daher wird dieser Parameter nicht weiter berücksichtigt.

Für den genauen Vergleich mit den Versuchsdaten ist das Abbilden des Einspannvorgangs notwendig. Dabei wird in einem ersten Lastschritt durch eine Zwangsverschiebung der Einspannbereiche in die horizontale Ebene das Einspannen der Probe simuliert. In einem zweiten Lastschritt wird dann die eigentliche Zugkraft auf die Probe aufgebracht (Abbildung 47).

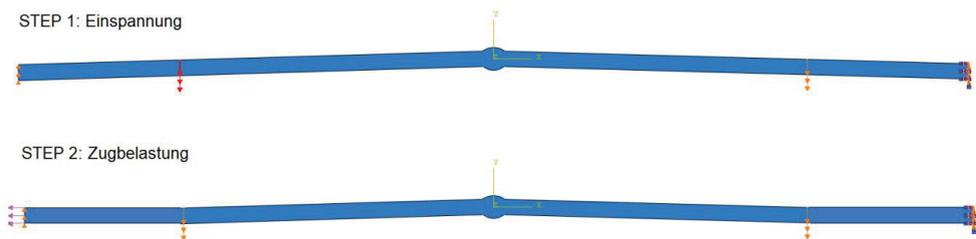


Abbildung 47: Lastschritte in der Simulation

Am numerischen Modell werden an Integrationspunkten rechts und links der Steife bzw. Stumpfnahat auf Probenunter- und Probenoberseite, entsprechend der DMS-Positionen, Dehnungen ausgelesen. Für den Vergleich mit den DMS-Messungen aus Tabelle 22 bzw. Anhang B.4 werden Dehnungen in Probenlängsrichtung verwendet.

Die Gegenüberstellung der Daten ist in Tabelle 27 für die einzelnen DMS-Positionen für jeden Probekörper aufgelistet. Die Werte in den letzten vier Spalten geben die Abweichung zwischen den Dehnmesswerten aus den Versuchen ϵ_{DMS} und den FE-Berechnungen ϵ_{FE} an.

Abweichungen unter 5 % werden unter den gegebenen Vereinfachungen als ausreichend genau angesehen. Abweichungen größer als 5 % ergeben sich zum einen für DMS 4 der Stumpfnahatprobe *50d-8-96Q-Hand-12*, sowie für die Quersteifenproben *40-8-96Q-36* (DMS 1), *40-8-11Q-24* (DMS 1 und 4) und *40-8-11Q-26* (DMS 4). Diese Proben weisen einen großen Winkelverzug β auf. Die größere Abweichung wird auf die Abfolge der Einspannung zurückgeführt: Im Versuch wird zuerst eine Seite der Probe und danach die andere Seite der Probe eingespannt. Das führt zu einer ungleichmäßigen Verformung der Probe, die für größeren Winkelverzug β zunimmt. Die schrittweise Einspannung ist nicht nach Position getrennt dokumentiert und wird in der FE-Berechnung nicht abgebildet. Der Einspannvorgang wird vielmehr symmetrisch und zeitgleich simuliert.

Tabelle 27: Validierung des FE-Modells durch Dehnungsmessungen bei 100 kN Zugbelastung

Probe	Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{mm}$]								Abweichung [%]			
	ϵ_{DMS} aus Versuch				ϵ_{FE} aus Numerik				$(\epsilon_{\text{DMS}} / \epsilon_{\text{FE}}) - 1$			
Position	1	2	3	4	1	2	3	4	1	2	3	4
50d-8-96Q-Auto-10	813	1189	889	1095	823	1155	862	1130	-1,2	2,9	3,1	-3,1
50d-8-96Q-Hand-12	2461	2373	-332	-254	2412	2369	-334	-271	2,0	0,2	-0,6	-6,3
50d-8-96M-RR-10	761	1258	672	1346	728	1282	672	1304	4,5	-1,9	0,0	3,2
50d-8-96M-VG-08	1073	960	1055	954	1066	947	1059	938	0,7	1,4	-0,4	1,7
50d-8-11Q-18	1534	577	1567	508	1496	583	1510	534	2,5	-1,0	3,8	-4,9
40-8-96Q-30	679	678	1220	1182	676	701	1225	1190	0,4	-3,3	-0,4	-0,7
40-8-96Q-36	421	520	1462	1350	446	522	1436	1370	-5,6	-0,4	1,8	-1,5
40-8-96M-RR-24	737	716	1189	1208	724	711	1160	1179	1,8	0,7	2,5	2,5
40-8-96M-VG-06	732	843	1127	1046	769	816	1113	1087	-4,8	3,3	1,3	-3,8
40-8-11Q-24	584	495	1404	1486	553	507	1373	1408	5,6	-2,4	2,3	5,5
40-8-11Q-26	593	525	1415	1482	577	544	1381	1409	2,8	-3,5	2,5	5,2

Zudem weisen die Proben nicht nur in Längsrichtung einen Verzug auf. Für die Herstellung der Versuchskörper werden die Proben aus einem 1600 mm breiten Blech herausgearbeitet. Da der Probenverzug in Längsrichtung, der Nummerierung nach, in den mittleren Proben am größten ist, kann man auf eine Wölbung der Probenbleche in Querrichtung schließen. Diese Imperfektion wird ebenfalls im numerischen Modell nicht abgebildet. Unter den genannten Vereinfachungen wird das gewählte numerische Modell als ausreichend genau betrachtet.

5.5 Auswertung nach Strukturspannungsmethode

Zur Anwendung der Strukturspannungsmethode wird jeder Versuchskörper, wie in Abschnitt 5.4 beschrieben, mit vorhandener Nahtüberhöhung h und Nahtbreite s abgebildet. Ein kleiner Nahtübergangsradius r und größere Nahtanstiegswinkel α wirken sich nachteilig auf die Ermüdungsfestigkeit aus [Hee 86]. In eigenen Berechnungen und vergleichenden Untersuchungen zeigt sich, dass der Einfluss des lokalen Nahtübergangs im Abstand von 0,4-mal der Blechdicke t abgeklungen ist [Mau 14], [Mel 15], [Tar 17]. Der Einfachheit halber wird daher auf eine genaue Abbildung des Nahtradius r am Schweißnahtfuß verzichtet und für alle Proben $r = 1$ mm angesetzt. Dadurch können dieselben FE-Modelle verwendet werden, die auch für die Berechnung nach der Kerbspannungsmethode erforderlich sind.

Zur Beurteilung des Schweißnahtübergangs auf der Blechoberfläche mit feiner Vernetzung und einer Elementgröße kleiner als 0,4-mal der Blechdicke t ist nach IIW [Hob 16] eine lineare Extrapolation der Spannungen an den Elementknotenpunkten $\sigma_{0,4t}$ im Abstand von $0,4t$ und $\sigma_{1,0t}$ im Abstand von $1,0t$ vom Schweißnahtfuß durchzuführen (Abbildung 12). Die Strukturspannung σ_{hS} wird dazu mit der Formel (5.1) nach IIW [Hob 16] berechnet.

$$\sigma_{hS} = 1,67 \cdot \sigma_{0,4t} - 0,67 \cdot \sigma_{1,0t} \quad (5.1)$$

Eine Tabelle mit den berechneten Werten für die Strukturspannung σ_{hS} ist in Anhang C.1 zu finden. Daraus werden Spannungskonzentrationsfaktoren (SCF) unter Verwendung der Nennspannung σ_n nach Gleichung (3.16) ermittelt. Diese weisen eine starke Abhängigkeit vom vorhandenen Winkelverzug β auf (Abbildung 48). Die Stumpfnahprobe *50d-8-96Q-Auto-06* mit Winkelverzug $\beta = 0,2^\circ$ hat den kleinsten SCF = 1,08. Die handgeschweißte Probe *50d-96Q-Hand-12* mit Winkelverzug $\beta = 4,8^\circ$ erreicht den größten SCF = 2,95.

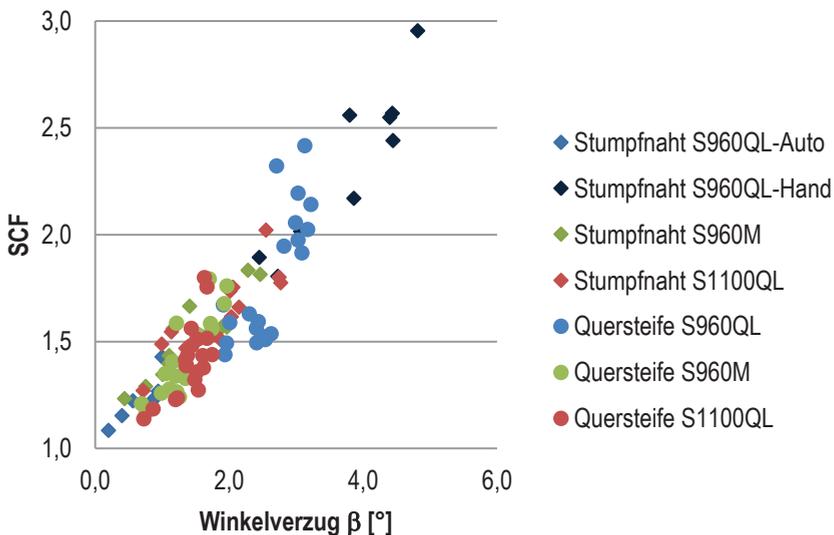


Abbildung 48: Spannungskonzentrationsfaktoren SCF in Abhängigkeit des Winkelverzugs β

In Abbildung 49 wird eine Auswertung mit korrigierter Spannung σ_{korr} nach Gleichung (5.2) und dem Korrekturfaktor zur Berücksichtigung der Biegespannungsanteile aus Winkelverzug k_m nach IIW [Hob 16] dargestellt.

$$SCF_{korr} = \frac{\sigma_{hS}}{\sigma_{korr}} = \frac{\sigma_{hS}}{k_m \cdot \sigma_n} \quad (5.2)$$

Die Nennspannungen σ_n aller Proben werden dabei mit den entsprechenden Erhöhungsfaktoren k_m aus Abbildung 22 beaufschlagt.

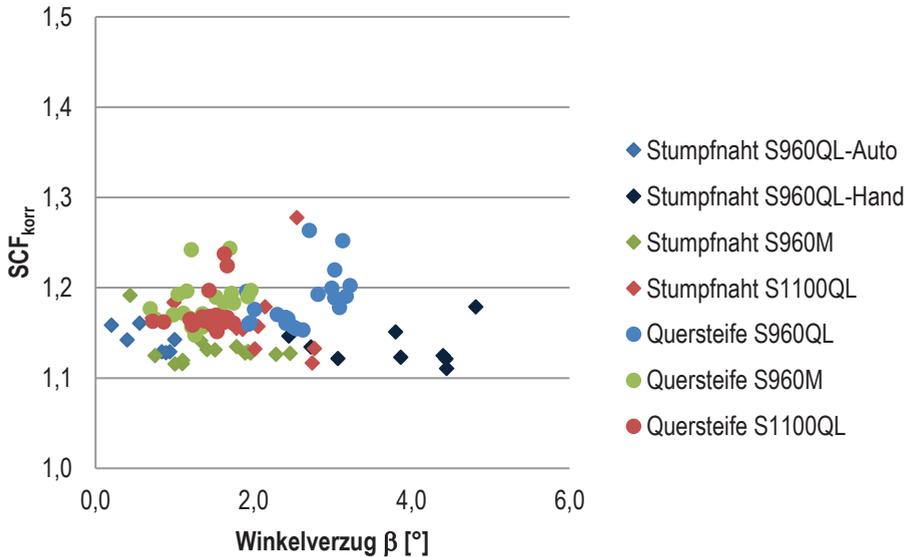
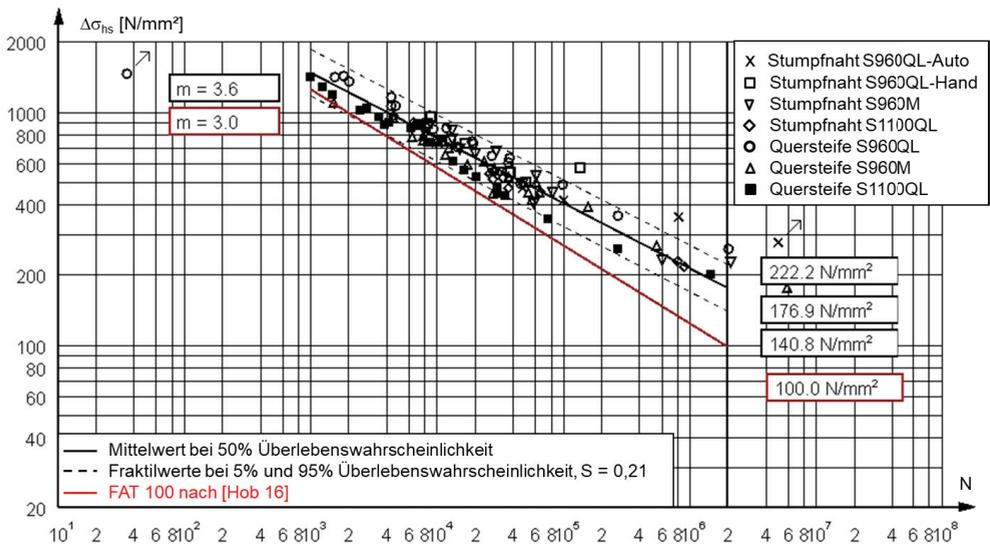


Abbildung 49: Spannungskonzentrationsfaktoren SCF_{korr} mit korrigierter Spannung nach IIW [Hob 16] in Abhängigkeit des Winkelverzugs β

Dadurch wird der Einfluss des Winkelverzugs β eliminiert. So ergeben sich Werte zwischen $SCF_{\text{korr}} = 1,11$ für die Probe *50d-8-96Q-Hand-08* und $SCF_{\text{korr}} = 1,32$ für die Probe *50d-8-11Q-06*. Ein Unterschied zwischen den vermeintlich kerbärmeren Stumpfnähten und kerbschärferen Kehlnähten der aufgeschweißten Quersteife ist erst in der zweiten Nachkommastelle der SCFs zu erkennen. Dies ist darauf zurückzuführen, dass der Einfluss des lokalen Schweißnahtanstiegs im Abstand des Extrapolationsbereiches größtenteils abgeklungen ist [Mau 14], [Mel 15], [Tar 17].

Das IIW gibt FAT-Klassen auch für Strukturspannungen σ_{hs} an. Die Eingruppierung der Stumpfnah und der unbelasteten Kehlnah erfolgt in FAT 100 [Hob 16]. Durch die Eingruppierung in dieselbe Kerbfallklasse spiegelt sich wider, dass die Spannungskonzentration am Schweißnahtfuß dieser Details sehr lokal auftritt. Im Extrapolationsbereich hat die lokale Nahtgeometrie keinen Einfluss mehr. Die FAT 100 deckt einen geringen Versatz e oder Verzug β im Bauteil durch den bereits berücksichtigten Korrekturfaktor $k_{m,bb} = 1,05$ ab (Tabelle 9). Durch die Abbildung des Winkelverzugs β im FE-Modell wird der Einfluss bei der Berechnung der Strukturspannung σ_{hs} direkt berücksichtigt.

Da für Stumpfnahtrproben und Proben mit aufgeschweißten Quersteifen dieselbe FAT-Klasse gilt, werden die Versuchsdaten in der Wöhlerkurve in Abbildung 50 gemeinsam aufgetragen. Die Standardabweichung von $S = 0,21$ für alle Ergebnisse verifiziert dieses Vorgehen. Die frei berechnete Neigung der Kurve ist mit $m = 3,6$ etwas flacher als die vorgegebene Neigung $m = 3,0$. Dies führt zu einer größeren Sicherheit im Zeitfestigkeitsbereich und zu einer Überschneidung der 95 %-Fraktilkurve in rot für FAT 100 bei ca. 3.000 Lastspielen. Dennoch liegen im untersuchten Bereich zwischen 1.000 und 2 Millionen Lastspielen alle Ergebnisse oberhalb der FAT 100. Damit wird die durch IIW [Hob 16] empfohlene FAT 100 für den Strukturspannungsnachweis erfüllt.

Abbildung 50: Auswertung der Strukturspannungen σ_{hs}

Interessant ist eine Betrachtung des Versuchspunkts der Probe mit Quersteife *40-8-96Q-40* links im Diagramm. Diese erreicht eine Bruchlastspielzahl $N_B = 35$. Der Pfeil kennzeichnet den Versuchspunkt als nicht für die Auswertung berücksichtigt. Diese Probe versagt bei einer Strukturspannung $\sigma_{hs,max} = 1620 \text{ N/mm}^2$ im Grundmaterial (Abbildung 43). Die Probe *40-8-96Q-42* erreichte bei einer Strukturspannung $\sigma_{hs,max} = 1585 \text{ N/mm}^2$ noch $N_B = 1.824$ Lastspiele bis zum Bruch. Dieses Verhalten deutet auf ein Abflachen der Kurve in diesem Bereich hin, wie es im realen Verlauf der S-N-Kurve in Abbildung 10 dargestellt wird.

Nach IIW [Hob 16] sind Strukturspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{hs}$ bis zur doppelten Streckgrenze R_e zulässig. Nach Tabelle 3 für die verwendeten Werkstoffe wären damit für den höchstfesten Stahl S960QL Strukturspannungen $\sigma_{hs,max} > 2.000 \text{ N/mm}^2$ zulässig. Für die

gezeigten Untersuchungen konnten Strukturspannungen in dieser Höhe nicht erreicht werden. Möglicherweise beziehen sich die Angaben nach IIW [Hob 16] hierbei auf eine Wechselbeanspruchung mit einem Schwingbreitenverhältnis von $R = 1$, und nicht wie hier untersucht von $R = +0,1$.

5.6 Auswertung nach Kerbspannungsmethode

Im Gegensatz zum Strukturspannungsnachweis findet die lokale Schweißnahtausbildung im Kerbspannungsnachweis Berücksichtigung. Daher muss jede Probe mit vorhandener lokaler Schweißnahtgeometrie abgebildet werden. Am Schweißnahtfuß wird für die Kerbe ein Referenzradius $r = 1,0$ mm modelliert. Die Vernetzung der Kerbe erfolgt für die quadratische Ansatzfunktion mit Elementen mit 0,25 mm Kantenlänge (Abschnitt 5.4). Auch bei der Kerbspannungsmethode liegt der FE-Berechnung ein linear-elastisches Materialgesetz zugrunde. Die in der Kerbe auftretende maximale Spannung σ_k ist die für die Bemessung maßgebende Größe und kann direkt aus der FE-Berechnung ausgelesen werden.

Die ermittelten Kerbspannungen σ_k und die nach Gleichung (3.17) berechneten Kerbformzahlen K_t sind in Anhang C.2 für alle Proben tabellarisch zusammengestellt.

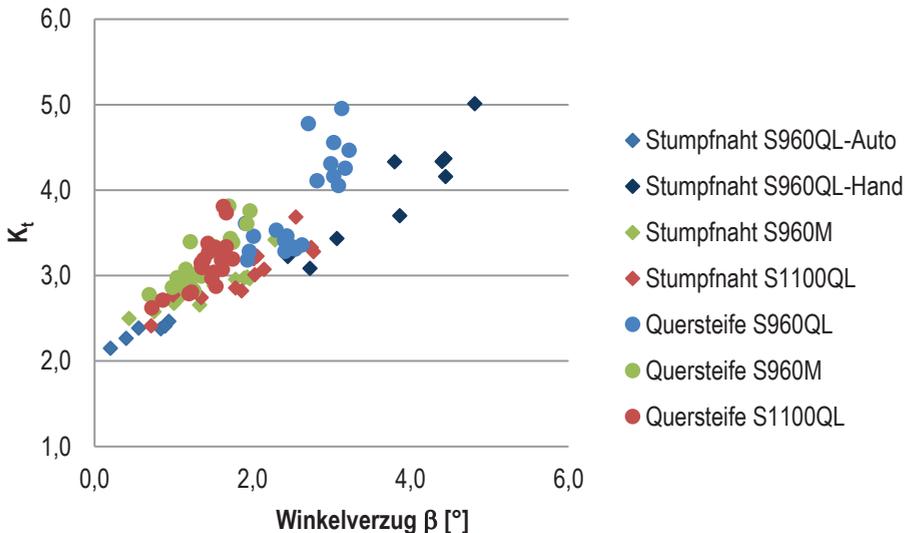


Abbildung 51: Kerbformzahlen K_t in Abhängigkeit des Winkelverzugs β

In Abbildung 51 sind die nach Gleichung (3.17) ermittelten Kerbformzahlen K_t in Abhängigkeit des Winkelverzugs β graphisch dargestellt. Auch hier liegt eine starke Abhängigkeit vom vorhandenen Winkelverzug β vor. Die Probe *50d-8-96Q-Auto-06* mit Winkelverzug $\beta = 0,2^\circ$ weist die kleinste Kerbformzahl $K_t = 2,15$ auf. Die Probe *50d-8-96Q-Hand-12* mit Winkelverzug $\beta = 4,8^\circ$ besitzt die größte Kerbformzahl $K_t = 5,01$.

Es folgt eine Berechnung der Kerbformzahlen mit korrigierter Spannung $K_{t,korr}$ nach Gleichung (5.3) unter Berücksichtigung von k_m nach IIW [Hob16]. Dadurch werden die erhöhten Spannungen durch den Winkelverzugs β der Proben berücksichtigt.

$$K_{t,korr} = \frac{\sigma_K}{\sigma_{korr}} = \frac{\sigma_K}{k_m \cdot \sigma_n} \quad (5.3)$$

Der Einfluss des Winkelverzugs β ist dadurch nicht vollständig eliminiert. Die korrigierten Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ nehmen nach Abbildung 52 mit zunehmendem Winkelverzug β immer noch leicht ab. Das wird auf die Berücksichtigung der zunehmenden plastischen Verformung der Probe mit zunehmender Anzahl an Schwingspielen durch die Tangens-Funktion in der IIW-Formel für k_m zurückgeführt (Abbildung 34). Da die Kerbformzahlen mittels linear-elastischen Materialgesetz bestimmt werden, ist dieser Einfluss hierin nicht berücksichtigt. Da die plastischen Verformungen und der Einfluss der Tangens-Funktion für größere Winkelverzugs β zunimmt, nimmt auch die Überkorrektur durch k_m mit größer werdendem Winkelverzug β zu (Abschnitt 4.6.1 und Tabelle 23).

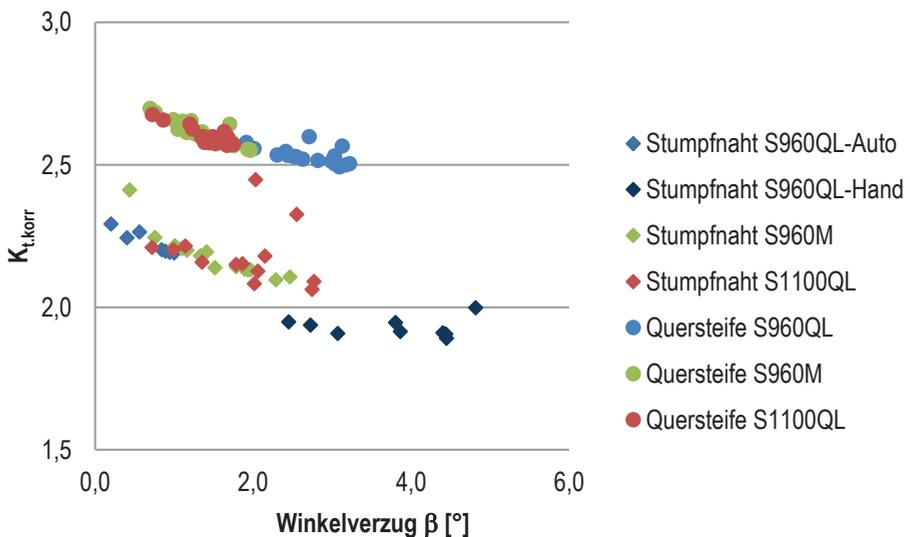


Abbildung 52: Kerbformzahlen mit korrigierter Spannung $K_{t,korr}$ nach IIW [Hob 16] in Abhängigkeit des Winkelverzugs β

Die größte korrigierte Kerbformzahl ergibt sich mit $K_{t,korr} = 2,70$ für die Probe mit aufgeschweißter Quersteife *40-8-96M-VG-14*. Die kleinste korrigierte Kerbformzahl weist die handgeschweißte Stumpfnahthe Probe *50d-8-96Q-Hand-08* mit $K_{t,korr} = 1,89$ auf. Anders als bei der Auswertung der Strukturspannungen σ_{hs} , sind die korrigierten Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen größer als für die Stumpfnahthe. Für Proben mit Quersteifen liegen die Werte zwischen $K_{t,korr} = 2,49 - 2,70$. Für Stumpfnahthe liegen sie zwischen $K_{t,korr} = 1,89 - 2,33$. Im Kerbspannungskonzept kommt also der lokale Einfluss der Schweißnahtgeometrie zum Tragen.

Innerhalb der Stumpfnahthe-Schweißungen setzen sich die Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ für die Serie mit handgeschweißten Stumpfnahthe aus S960QL (dunkelblau) ab. Daher wird in Abbildung 53 eine Auswertung der Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ in Abhängigkeit der Schweißnahtüberhöhung h_{ges} vorgenommen. Dafür werden die gemessenen Schweißnahtüberhöhungen an Ober- und Unterseite h_o und h_u addiert und zur Grundblechdicke t ins Verhältnis gesetzt. Dies entspricht dem Kriterium für die Kerbfallklassifizierung für Stumpfnahthe nach IIW [Hob 16]. Eine Eingruppierung in die FAT 90 kann erfolgen, wenn dieses Verhältnis kleiner als 0,1 ist. Für alle untersuchten Stumpfnahthe-Proben liegen diese Werte über 0,2, wonach im Nennspannungskonzept die FAT 80 gilt. Mit zunehmendem Überhöhungsverhältnis h_{ges}/t nehmen auch die Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ zu (Abbildung 53).

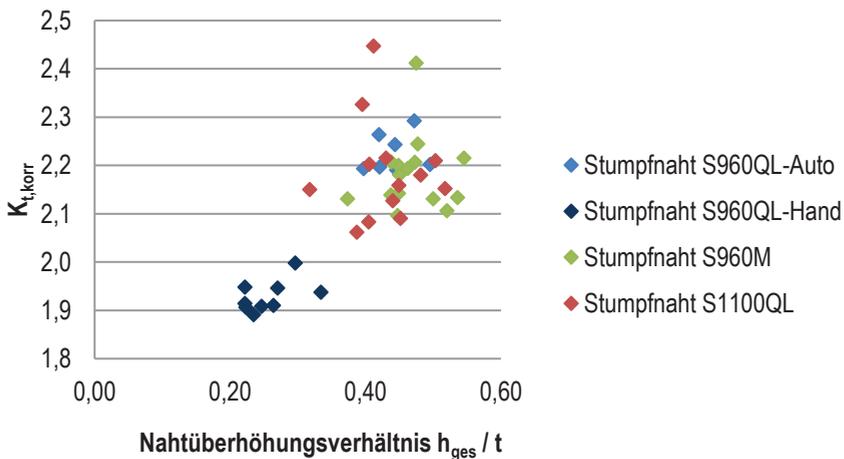


Abbildung 53: Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ in Abhängigkeit des Verhältnisses der Schweißnahtüberhöhung h_{ges} zur Blechdicke t

Die kleinsten Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ weisen handgeschweißte Stumpfnahthe-Proben aus S960QL auf. Bei diesen wird die Gegenlage zuerst geschweißt und von der Gegenseite ausgeschliffen, bevor dann die Füll- und Decklagen ausgeführt werden (Abschnitt 4.4.3).

Proben dieser Serie besitzen eine geringe Schweißnahtüberhöhung h und eine schmale Gegenlage, was sich günstig auf die Kerbformzahl $K_{t,korr}$ auswirkt.

Die automatisiert geschweißten (hellblau) und handgeschweißten (dunkelblau) Stumpfnahthproben aus S960QL weisen eine geringe Streuung der korrigierten Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ auf. Dies ist auf eine über den Probenquerschnitt gleichförmige Schweißnahtgeometrie zurückzuführen. Die breite Streuung der Werte für die Nahtanstiegswinkel α und die Nahtüberhöhungen h der Stupfnahthproben aus S960M und S1100QL resultiert auch in einer breiteren Streuung der korrigierten Kerbformzahlen $K_{t,korr}$ (Abbildung 53).

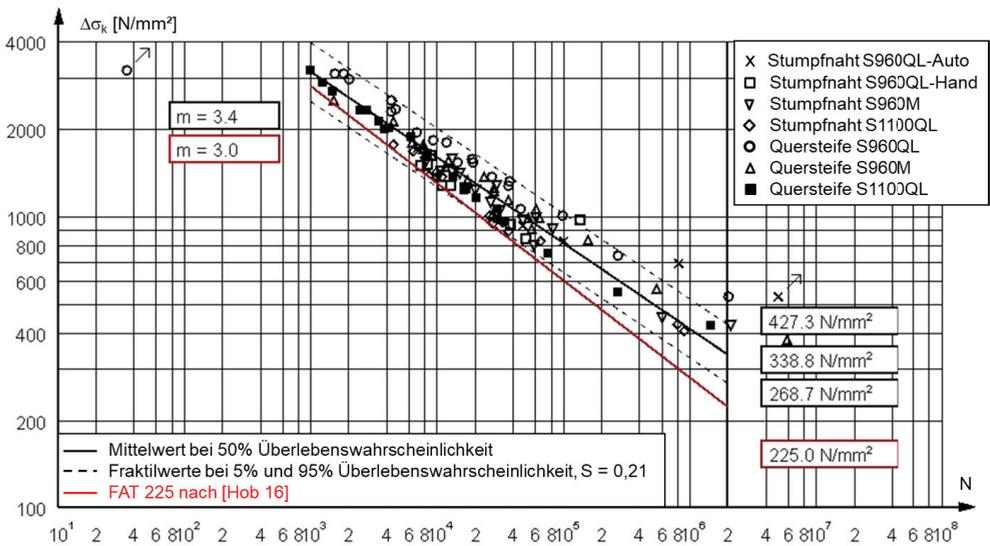


Abbildung 54: Auswertung der Kerbspannungen

In Abschnitt 4.4.5 wird bei der Auswertung nach der Nennspannungsmethode eine geringere Ermüdungsfestigkeit für Stumpfnahthproben aus S1100QL festgestellt. Da dies durch die Kerbformzahlen K_t bzw. $K_{t,korr}$ nicht bestätigt werden kann, liegt die Ursache nicht in der Schweißnahtgeometrie, sondern in der Metallurgie. Das Schweißen mit einem niederfesteren Schweißgut kann aufgrund des Undermatchings zu geringeren Ermüdungsfestigkeiten führen, trotz eines höherfesten Materials.

Für die Auswertung nach dem Kerbspannungskonzept für Bauteile mit Blechdicken $t \geq 5$ mm gilt nach IIW die FAT 225 [Hob 16]. In Abbildung 54 werden die berechneten Kerbspannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_k$ zusammen mit der FAT 225 dargestellt. Die frei berechnete Neigung von $m = 3,4$ der Versuchswerte ist etwas flacher als die nach IIW [Hob 16] vorgegebene Neigung $m = 3,0$. Die Werte im Zeitfestigkeitsbereich liegen auf der sicheren

Seite. Im Bereich der Kurzzeitfestigkeit unterschreitet die 95 %-Fraktile die rote Kurve der FAT 225. Dennoch liegen alle Versuchswerte oberhalb der FAT 225. Das Kerbspannungskonzept kann damit für die gezeigten Proben im untersuchten Bereich angewendet werden.

5.7 Ergebnis der numerischen Untersuchungen

Für die numerischen Untersuchungen wird ein zweidimensionales Finite-Elemente Modell mit quadratischem Ansatz nach IIW [Hob 16] gewählt. Dieses Modell entspricht auf der sicheren Seite liegend dem Stand der Technik. Eine Validierung des Modells erfolgt anhand der in Kapitel 4.6.1 beschriebenen Dehnungsmessungen unter Berücksichtigung des Einspannvorgangs und des Winkelverzugs β der Proben.

Eine Auswertung der durchgeführten Versuche nach dem Strukturspannungskonzept liefert eine gute Übereinstimmung mit der nach IIW [Hob 16] gültigen FAT 100 im Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspielen. Die nach IIW [Hob 16] zulässige maximale Strukturspannung $\sigma_{hs,max}$ in Höhe der zweifachen Streckgrenze R_e würde zu einer unsicheren Bemessung führen und kann für die gezeigten Untersuchungen im Zugschwellbereich nicht empfohlen werden.

Die Auswertung nach dem Kerbspannungskonzept unter Abbildung der lokalen Schweißnahtgeometrie und Verwendung eines Referenzradius $r = 1$ mm erfüllt die FAT 225 im Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspielen für alle untersuchten Werkstoffe.

Bei der Berechnung von Spannungskonzentrationsfaktoren SCF und Kerbformzahlen K_t zeigt sich eine starke Abhängigkeit vom Winkelverzug β . Dieser Einfluss dominiert andere Kerbfaktoren. Erfolgt die Berechnung mit korrigierten Spannungswerten σ_{korr} , so ergeben sich für aufgeschweißte Quersteifen und Stumpfnähte Spannungskonzentrationsfaktoren von $SCF_{korr} = 1,2$. Bei der Berechnung der Kerbformzahlen mit korrigierten Spannungen $K_{t,korr}$ zeigt sich der Unterschied zwischen den Schweißnahtformen. Proben mit aufgeschweißten Quersteifen weisen Kerbformzahlen von $K_{t,korr} = 2,6$ auf. Stumpfnahthproben besitzen mittlere Kerbformzahlen $K_{t,korr} = 2,2$. Die Probenserie aus handgeschweißten Stumpfnähten erzielt dabei die kleinsten Kerbformzahlen bei einem Mittelwert $K_{t,korr} = 1,93$. Das ist auf die geringe Nahtüberhöhung h dieser Proben zurückzuführen.

Bei der Versuchsauswertung nach der Nennspannungsmethode wird für Stumpfnahthproben aus S1100QL eine geringe Ermüdungsfestigkeit als für Proben aus S960QL und S960M festgestellt. Ein geometrischer Einfluss der Schweißnaht kann in den numerischen Untersuchungen nicht als Ursache gefunden werden. Der Grund hierfür liegt vielmehr in der Metallurgie der Schweißnaht durch das Undermatching des verwendeten Schweißguts.

6 Bemessungsempfehlung

6.1 Allgemeines

Die Erstbelastungskurve in Abbildung 33 und Bruchdehnungen von etwa 12 % bezeugen den untersuchten höchstfesten Baustählen S960QL, S960M und S1100QL ein ausgeprägtes duktileres Verhalten. Bei sorgfältiger Verarbeitung nach den Empfehlungen in Abschnitt 3.1.6 können sie wie normalfeste Baustähle eingesetzt und bemessen werden.

Für Stumpfnähte aus S1100QL wird im direkten Vergleich der Ermüdungsfestigkeiten nach der Nennspannungsmethode ein geringfügiger Nachteil beobachtet. Dieser wird auf das verwendete niederfestere Schweißgut X90 mit einer Festigkeit von 900 N/mm² zurückgeführt. Daher sollte beim Schweißen auf möglichst gleiche Festigkeitswerte von Grundmaterial und Schweißgut geachtet werden. Bei gemeinsamer Auswertung der verwendeten Stähle zeigt sich, dass alle Versuche im statistischen Streuband liegen. Sie können wie normalfeste Stähle in die Kerbfallklassifizierung nach DIN EN 1993-1-9 und IIW [Hob 16] eingruppiert werden.

Das Strukturspannungs- und das Kerbspannungskonzept können ebenso für die Bemessung von Stumpfnahthverbindungen und aufgeschweißten Steifen aus höchst- und ultrahochfesten Stählen verwendet werden. Da das Strukturspannungskonzept die lokale Nahtgeometrie nicht erfasst, ist das Kerbspannungskonzept für die Bemessung von Stumpfnahthverbindungen zu bevorzugen.

6.2 Nennspannungsmethode

Nachweise der Ermüdungsfestigkeit nach DIN EN 1993-1-9 und IIW [Hob 16] erfolgen ohne den Eingang der Materialfestigkeit. Dennoch kann die Ermüdungsbemessung nicht ohne Beachtung des verwendeten Stahls erfolgen, da die Höhe des Spannungsniveaus bzw. die vom Bauteil maximal mögliche ertragbare Spannung von der Festigkeit abhängt (Abbildung 55).

Als Maß für die maximal mögliche Spannung kann die Zugfestigkeit R_m herangezogen werden. Um vorwiegend elastisches Materialverhalten vorauszusetzen, wird die Streckgrenze R_e maßgebend, was lokales Plastizieren an Kerben aber nicht ausschließt.

Die Ermüdungsbemessung wird auf Basis von Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ geführt, der Differenz zwischen Maximalspannung σ_{\max} und Minimalspannung σ_{\min} . Für die Definition der Grenze zwischen der Kurzzeitfestigkeit und Zeitfestigkeit, mit vorwiegend elastischen Materialverhalten, wird daher das sogenannte Deformationskriterium [Gud 00] gewählt. Darin wird das Spannungsschwingbreitenverhältnis R berücksichtigt.

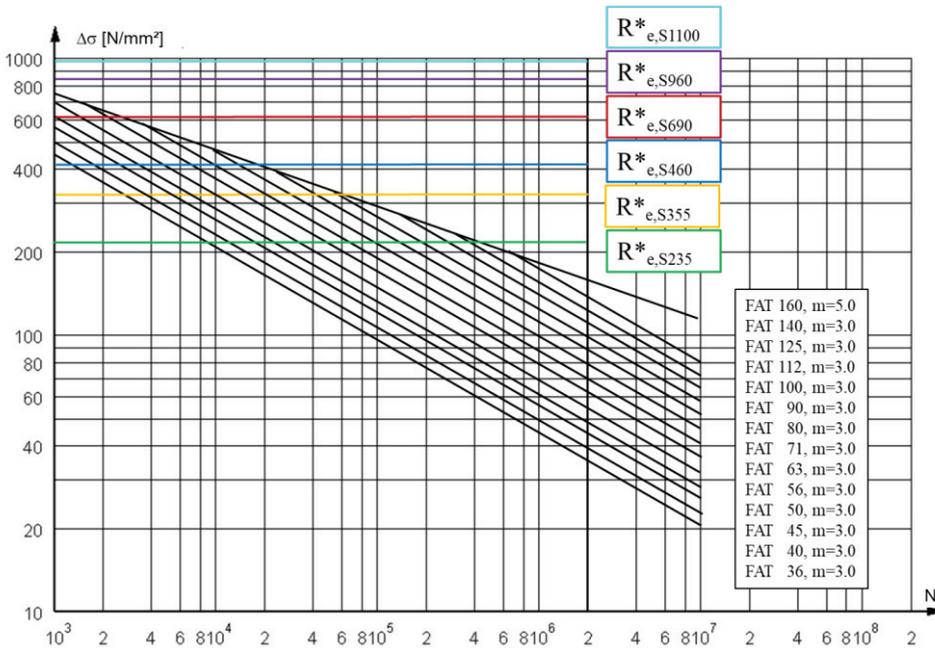


Abbildung 55: Abgrenzung zur Kurzzeitfestigkeit in Abhängigkeit der Verformungsgrenze R_e^* für das Spannungsschwingbreitenverhältnis $R = +0,1$

Die so genannte Verformungsgrenze R_e^* beschreibt einen Spannungswert und wird nach Gleichung (6.1) bestimmt.

$$R_e^* = R_e \cdot (1 - R) \quad (6.1)$$

Die Streckgrenze R_e kann dabei durch die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ ersetzt werden. Das Spannungsschwingbreitenverhältnis R wird allgemein nach Gleichung (6.2) bestimmt.

$$R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = \text{konstant} \quad (6.2)$$

Bei axialer Belastung ist die höchst mögliche Spannung R_m^* über die die Zugfestigkeit R_m und das Spannungsschwingbreitenverhältnis R nach Gleichung (6.3) definiert.

$$R_m^* = R_m \cdot (1 - R) \quad (6.3)$$

Unter Biegebeanspruchung können auch höhere Spannungen für R_m^* in Abhängigkeit des Materials und der Bauteilgröße auftreten. Die Abschätzung für Axiallast liegt aber auf der sicheren Seite [Gud 00].

Die genaue Abgrenzung für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf Basis von Nennspannungen bzw. elastischer Bemessung kann anhand der Lastspielzahl N_{LCF} in Abhängigkeit der Verformungsgrenze R_e^* mit Formel (6.4) ermittelt werden.

$$N_{LCF} = (\Delta\sigma_C/R_e^*)^m * 2.000.000 \quad (6.4)$$

Abbildung 55 zeigt die Abgrenzung anhand der Verformungsgrenze R_e^* bei einem Spannungsschwingbreitenverhältnis von $R = +0,1$ für gängige Stahlsorten. Berechnete Werte der Grenzlastspielzahlen N_{LCF} für die elastische Nachweisführung sind tabellarisch in Tabelle 33 in Abschnitt 6.7 aufgeführt.

Tabelle 28: Verformungsgrenze R_e^* und maximal mögliche Spannungsschwingbreite R_m^* für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$

Stahl		$R_e (R_{p0,2})$ [N/mm ²]	R_m [N/mm ²]	R_e^* [N/mm ²]	R_m^* [N/mm ²]	Materialkennwerte nach
S355J	R_e	355	500	320	450	DIN EN 10025-2
S460N		460	630	410	570	DIN EN 10025-3
S690QL		690	850	620	760	DIN EN 10025-6
S960QL		960	1.060	860	950	DIN EN 10025-6
S960QL	$R_{p0,2}$	1.042	1.069	938	962	Abnahmeprüfzeugnis 3.1
S960M-RR		1.032	1.121	929	1.009	Abnahmeprüfzeugnis 3.1
S960M-VG		993	1.041	894	937	Abnahmeprüfzeugnis 3.1
S1100QL*		1.224	1.418	1.101 ¹⁾	1.276 ¹⁾	Abnahmeprüfzeugnis 3.1

¹⁾hier wird die Festigkeit des Schweißguts maßgebend

Für gängige Baustähle können nominelle Werte für die Streckgrenze R_e sowie die Zugfestigkeit R_m den gültigen Normen entnommen werden, wie z. B. den entsprechenden Teilen der

DIN EN 10025. Für nicht genormte ultrahochfeste Stähle greift man auf gemessene Werte für die 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ im Abnahmeprüfzeugnis 3.1 nach DIN EN 10204 zurück.

Schweißzusätze sind mit einer Streckgrenze von maximal $R_e = 960 \text{ N/mm}^2$ verfügbar. Beim Schweißen der ultrahochfesten Stähle wird das Grundmaterial durch das Schweißgut aufgelegt. Dadurch ist die Festigkeit der Schweißnaht niedriger als die des Grundmaterials. Daher wird für Stähle mit Streckgrenzen über 960 N/mm^2 empfohlen, die Festigkeit des Schweißguts zur Bestimmung der Verformungsgrenze R_e^* zu verwenden.

Innerhalb der experimentellen Untersuchungen werden verwertbare Ergebnisse im Bereich von 1.000 bis über 2 Millionen Bruchlastspielen N_B erzielt. Vorhergehende Auswertungen zeigen einen linearen Verlauf der Wöhlerkurve im untersuchten Bereich. Hier gilt die elastische Bemessung. Die in Abbildung 43 gezeigte Probe mit aufgeschweißter Quersteife und Bruch im Grundmaterial bei 35 Lastspielen wird für die Auswertung nicht berücksichtigt und ist daher mit einem Pfeil gekennzeichnet. Es ist davon auszugehen, dass unterhalb von 1.000 Lastspielen ein Abknicken der Wöhlerkurve erfolgt (Abbildung 56).

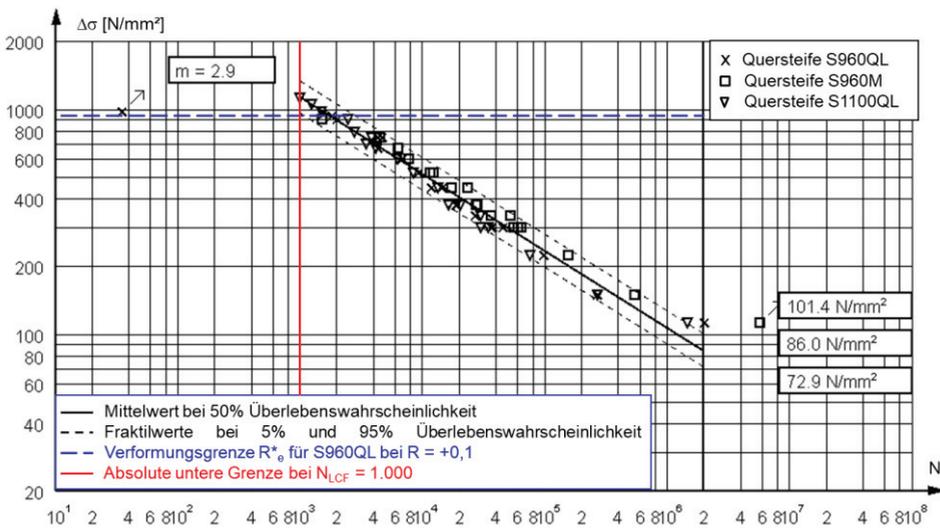


Abbildung 56: Abgrenzung der Gültigkeit anhand der Versuchsdaten für Proben mit aufgeschweißten Quersteifen

Auch die Dehnungswöhlerkurven in Abbildung 32 zeigen für die durchgängigen Kurven der Grundmaterialproben einen nahezu linearen Kurvenverlauf bis ca. 10^3 Lastspiele. Unterhalb der etwa 1.000 Lastspiele nehmen die plastischen Dehnungsanteile exponentiell zu und das plastische Materialverhalten kann nicht mehr vernachlässigt werden. Für die gestrichelten

Kurven der stumpfgeschweißten Proben trifft das ab ca. 10^2 Lastspielen zu. Bei größeren Lastspielzahlen überwiegt elastisches Materialverhalten.

Um dies zu berücksichtigen, wird daher zusätzlich eine absolute untere Grenze von $N_{LCF} \geq 1.000$ eingeführt.

Für die Gültigkeit der elastischen Bemessung in Abhängigkeit der Verformungsgrenze R_e^* anhand der Grenzlastspielzahl N_{LCF} gilt dann Gleichung (6.5).

$$N_{LCF} = \text{Maximum} \left\{ \begin{array}{l} (\Delta\sigma_C/R_e^*)^m \cdot 2.000.000 \\ 1.000 \end{array} \right. \quad (6.5)$$

Stumpfnahtrproben mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel aus den höchstfesten Stählen S960QL, S960M und S1100QL, die der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 genügen und einen Schweißverzug $< 2^\circ$ aufweisen, erfüllen die Kerbfallklasse 80. Für Proben mit Schweißnahtverzug kleiner oder gleich $0,5^\circ$ ist eine Eingruppierung in die Kerbfall- bzw. FAT-Klasse 90 gegeben.

Die Proben mit aufgeschweißten Quersteifen aus S960QL, S960M und S1100QL genügen nach der statistischen Auswertung ebenfalls der Kerbfallklasse 80. Das entspricht der Klassifizierung nach DIN EN 1993-1-9 für Stähle mit Streckgrenzen bis 700 N/mm^2 .

6.3 Strukturspannungsmethode

Bei der Ermüdungsbemessung mit Strukturspannungen empfiehlt sich die Anwendung der IIW-Richtlinie [Hob 16]. Für die Finite-Elemente-Berechnung der Proben unter Axialbelastung ist ein 2D-Modell mit quadratischer Ansatzfunktion ausreichend. Die Elementgröße kann dabei nach der Empfehlung für Kerbspannungen in Tabelle 25 erfolgen. Dieses Modell entspricht auf der sicheren Seite liegend dem allgemeinen Stand der Technik.

Für Stumpfnähte im Schweißzustand und für unbelastete Kehlnähte aus Stahl gilt nach IIW [Hob 16] die FAT 100. Diese deckt einen geringen Versatz e oder Verzug β im Bauteil durch den bereits berücksichtigten Korrekturfaktor $k_{m,bb} = 1,05$ ab (Abbildung 22). Größere Imperfektion können durch die Abbildung im FE-Modell in der Berechnung der Strukturspannung σ_{hs} direkt berücksichtigt werden.

Das IIW begrenzt die Anwendung des Strukturspannungskonzeptes auf Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_{hs}$ bis zur doppelten Streckgrenze des verwendeten Werkstoffs [Hob 16]. Dieser Ansatz kann hier nicht bestätigt werden. Vielmehr muss die Abgrenzung anhand der Verformungsgrenze R_e^* erfolgen. Um auf die Grenzlastspielzahl für die Strukturspannungsmethode $N_{LCF,hs}$ zu kommen, wird die Verformungsgrenze R_e^* um den SCF erhöht.

Hierfür setzt man in Gleichung (6.5) für $\Delta\sigma_C$ die entsprechende FAT nach der Strukturspannungsmethode ein und multipliziert die Verformungsgrenze R_e^* mit dem SCF nach Gleichung (6.6).

$$N_{LCF,hs} = \text{Maximum} \left\{ \begin{array}{l} (FAT_{hs}/(SCF \cdot R_e^*))^m \cdot 2.000.000 \\ 1.000 \end{array} \right. \quad (6.6)$$

Unter dem dominierenden Einfluss des Winkelverzugs β steigt der SCF linear mit zunehmendem Winkelverzug an β (Abbildung 48). Rechnet man den Einfluss des Winkelverzugs über den Korrekturfaktor k_m heraus, so ergibt sich sowohl für Stumpfnahproben als auch für Proben mit aufgeschweißter Quersteife ein mittlerer SCF = 1,2.

In Tabelle 29 sind Grenzlasterpielzahlen nach der Strukturspannungsmethode $N_{LCF,hs}$ mit Gleichung (6.6) für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$ berechnet. Darin wird der ermittelte SCF = 1,2 und die FAT 100 für Stumpfnähte und aufgeschweißte Quersteifen angesetzt. Auch hier wird für den Stahl S1100QL empfohlen, die Streckgrenze des Schweißguts als Referenzwert für die Verformungsgrenze R_e^* zu verwenden.

Tabelle 29: Berechnung der Grenzlasterpielzahlen nach der Strukturspannungsmethode $N_{LCF,hs}$ für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$

Stahl	R_e^* [N/mm ²]	SCF	FAT _{hs}	$N_{LCF,hs}$
S355J	320	1,2	100	35.321
S460N	410	1,2	100	16.793
S690QL	620	1,2	100	4.856
S960QL	860	1,2	100	1.820
S960QL	938	1,2	100	1.402
S960M-RR	929	1,2	100	1.444
S960M-VG	894	1,2	100	1.620
S1100QL	1.101 ¹⁾	1,2	100	1.000 ¹⁾

¹⁾hier wird die Festigkeit des Schweißguts maßgebend

6.4 Kerbspannungsmethode

Beim Kerbspannungsnachweis wird der lokalen Schweißnahtausbildung Rechnung getragen. Hierfür muss jede Probe mit vorhandener lokaler Schweißnahtgeometrie numerisch abgebildet werden. Für Blechdicken $t \geq 5$ mm wird am Schweißnahtfuß ein Referenzradius $r = 1,0$ mm modelliert [Hob 16], [Rad 09]. Für die Vernetzung der Kerbe wird die Verwendung von Elementen mit 0,25 mm Kantenlänge und quadratischer Ansatzfunktion empfohlen (Abschnitt 5.4). Die in der Kerbe maximal auftretende Spannung σ_k wird im Kerbspannungsnachweis der FAT 225 gegenübergestellt [Hob 16].

Die untersuchten Stumpfnähte und Bleche mit aufgeschweißten Quersteifen erfüllen die FAT 225 im Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspielen für alle untersuchten Werkstoffe.

Setzt man die numerisch berechnete Kerbspannung σ_k ins Verhältnis zur Nennspannung σ_n , so erhält man die Kerbformzahl K_t . Wie die SCFs im Strukturspannungsnachweis kann K_t für gleiche Bauteile als Multiplikator für die Nennspannung genutzt werden (Gleichung (3.17)).

Die in Abschnitt 5.6 ermittelten Kerbformzahlen K_t sind ebenfalls stark mit dem Winkelverzug β der Proben korreliert. Rechnet man den Einfluss des Winkelverzugs β unter Berücksichtigung der zusätzlichen Biegespannungsanteile heraus, so ergeben sich mittlere Kerbformzahlen von $K_{t,\text{kor}} = 2,2$ für Stumpfnähte und $K_{t,\text{kor}} = 2,6$ für aufgeschweißte Quersteifen.

Für den Kerbspannungsnachweis erfolgt die Abgrenzung für die elastische Bemessung durch die Grenzlastspielzahl $N_{LCF,k}$. Anhand der Verformungsgrenze R_e^* , erfolgt die Bestimmung von $N_{LCF,k}$ unter Verwendung der Kerbformzahl K_t in Gleichung (6.7).

$$N_{LCF,k} = \text{Maximum} \begin{cases} (225/(K_t \cdot R_e^*))^m \cdot 2.000.000 \\ 1.000 \end{cases} \quad (6.7)$$

Die Grenzlastspielzahlen $N_{LCF,k}$ für die Anwendung des Kerbspannungskonzeptes sind in Tabelle 30 für das Spannungsschwingbreitenverhältnis $R = +0,1$ für verschiedene Stähle und die Kerbformzahlen $K_t = 2,2$ und $K_t = 2,6$ berechnet.

Tabelle 30: Berechnung der Grenzlastspielzahlen nach der Kerbspannungsmethode $N_{LCF,k}$ für verschiedene Stähle bei $R = +0,1$

Stahl	R_e^* [N/mm ²]	K_t	FAT _k	$N_{LCF,k}$
S355J	320	2,2	225	65.292
S460N	410	2,2	225	31.043
S690QL	620	2,2	225	8.977
S960QL	860	2,2	225	3.364
S960QL	938	2,2	225	2.592
S960M-RR	929	2,2	225	2.668
S960M-VG	894	2,2	225	2.994
S1100QL	1.101 ¹⁾	2,2	225	1.603 ¹⁾
S355J	320	2,6	225	39.556
S460N	410	2,6	225	18.806
S690QL	620	2,6	225	5.439
S960QL	860	2,6	225	2.038
S960QL	938	2,6	225	1.571
S960M-RR	929	2,6	225	1.617
S960M-VG	894	2,6	225	1.814
S1100QL	1.101 ¹⁾	2,6	225	1.000 ¹⁾

¹⁾hier wird die Festigkeit des Schweißguts maßgebend

6.5 Kerbdehnungsmethode

Innerhalb des Forschungsvorhabens P900 [Mel 15] wird für die gezeigten Versuchsserien eine Bemessung nach dem Kerbdehnungskonzept durchgeführt. Die Anwendung dieses Bemessungsverfahrens führt zu einer breiten Streuung und teilweise unsicheren Ergebnissen. Da es zudem komplex und zeitaufwändig ist, wird die Anwendung von elastisch-plastischen Bewertungskonzepten für geschweißte Proben aus hochfesten Stahlwerkstoffen im LCF-Bereich nicht empfohlen [Mel 15].

6.6 Plastische Bemessung

6.6.1 Stützziffer n_χ und Kerbempfindlichkeit n_k

Zur Bestimmung zyklischer Werkstoffgesetze werden im Forschungsvorhaben P900 dehnungsgeregelte Ermüdungsversuche an den hier untersuchten Stumpfnahthproben und dem entsprechenden Grundmaterial durchgeführt [Mel 15]. Für den Werkstoff S960QL werden diese Untersuchungen an handgeschweißten Stumpfnahthproben der Serie *50d-8-96Q-Hand* vorgenommen. Für die Serie der automatisiert geschweißten Proben *50d-8-96Q-Auto* liegen keine Daten vor. Die Ergebnisse dehnungsgeregelter Ermüdungsversuche werden zur Bestimmung von Kerbwirkungszahlen K_f nach Gleichung (3.20) in Tabelle 31 herangezogen. Dafür werden die Versuchsergebnisse mit der in Abschnitt 3.4.2 und Anhang A beschriebenen Regression statistisch ausgewertet und die Ermüdungsfestigkeit bei 2 Millionen Lastspielen für 50 % Überlebenswahrscheinlichkeit bestimmt. Zur Berechnung der Kerbwirkungszahl K_f nach Gleichung (3.20) wird jeweils die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ des Grundwerkstoffs zur Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ der Stumpfnahth ins Verhältnis gesetzt (Tabelle 31). Die derart bestimmten Werte unterliegen einer versuchsbedingten Streuung. Je nach Definition der Ermüdungsfestigkeit und Wahl der Kurvenneigung können sich Unterschiede im Ergebnis durch die Art der Auswertung ergeben.

Tabelle 31: Bestimmung der Kerbwirkungszahl K_f für Stumpfnähte $t = 8$ mm

Serie	Grundwerkstoff			Stumpfnahth			K_f
	Anzahl Proben (DL)	$\Delta\sigma_C$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	Freie Neigung m	Anzahl Proben (DL)	$\Delta\sigma_C$ [N/mm ²] $P_{\bar{U}} = 50\%$	Freie Neigung m	
50d-8-96Q-Hand	12 (2)	708,1	11,0	12	272,5	5,7	2,86
50d-8-96M-RR	12 (1)	615,7	7,9	13	202,7	6,0	3,04
50d-8-96M-VG	10	656,8	8,6	13	236,6	5,0	2,78
50d-8-11Q	12 (1)	516,7	5,4	12	320,2	6,0	1,61

Aus den Werten für die Kerbwirkungszahlen K_f in Tabelle 31 können nun nach Gleichung (3.17) Stützziffern n_χ berechnet werden. Die Bestimmung der Kerbempfindlichkeit n_k erfolgt nach Thum in Gleichung (6.8) [Thu 61].

$$n_k = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (6.8)$$

Ein Werkstoff mit einer Kerbempfindlichkeit von $n_k = 1,0$ ist vollständig kerbempfindlich. Je weiter die Werte gegen $n_k = 0$ tendieren, desto kerbunempfindlicher ist der Werkstoff. Durch die Plastizierung des Werkstoffs in der Kerbe ist die Kerbwirkungszahl K_f kleiner als die elastisch bestimmte Kerbformzahl K_t . Da die Kerbwirkungszahl K_f aber als Mittelwert eines Streubandes bestimmt wird, kann in Einzelfällen streuungsbedingt auch $K_f > K_t$ sein.

Die Stützziffern n_χ und die Kerbempfindlichkeitswerte n_k sind für Stumpfnahverbindungen aus den vier untersuchten Stählen in Tabelle 32 aufgeführt. Der thermomechanische Stahl S960M weist eine sehr hohe Kerbempfindlichkeit mit $n_k = 1,0$ auf. Der höchstfeste, wasservergütete Feinkornbaustahl S960QL ist mit $n_k = 0,6$ weniger kerbempfindlich. Die geringste Kerbempfindlichkeit weist der ultrahochfeste Feinkornbaustahl S1100QL mit $n_k = 0,3$ auf.

Tabelle 32: Bestimmung der Stützziffer n_χ und der Kerbempfindlichkeit n_k für Stumpfnähte $t = 8$ mm

Serie	$K_{t,Mittel}$	K_f	$n_\chi = K_t / K_f$	n_k
50d-8-96Q-Hand	3,96	2,86	1,38	0,62
50d-8-96M-RR	3,02	3,04	0,99	1,00
50d-8-96M-VG	2,76	2,78	0,99	1,01
50d-8-11Q	3,02	1,61	1,88	0,30

Dies steht im Gegensatz zu der grundlegenden Annahme, dass feinkörnige und höherfestere Werkstoffe mit geringerer Duktilität kerbempfindlicher sind [Rad 07]. Der S1100QL weist mit einem Verhältniswert der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ zur Zugfestigkeit R_m von 86 % eine hohe Duktilität auf. Dieser Verhältniswert ist für die Stähle S960QL mit 97 % und S960M mit 95 % bzw. 92 % deutlich größer. Da die Kerbempfindlichkeit für die thermomechanisch hergestellten Stähle S960M am höchsten ist, stellt sich neben der Duktilität auch der Herstellungsprozess als Einflussgröße heraus. Demnach sind wasservergütete Feinkornbaustähle kerbunempfindlicher.

Die werkstoffbedingte Mikrostützwirkung hängt nicht nur vom Werkstoff, sondern auch von der Probengröße bzw. dem Kerbradius und der Beanspruchungsart ab. Außerdem beeinflusst die versuchsbedingte Streuung aus der Bestimmung der Kerbwirkungszahl K_f das Ergebnis. Durch die FE-Berechnung der Kerbformzahlen K_t kommen Einflüsse durch die Vernetzung hinzu, wie ein Vergleich der Kerbspannungen σ_k für verschiedene FE-Modelle in Tabelle 26 zeigt. D.h. für andere Probegeometrien mit z. B. größeren Wanddicken muss das Modell

und das Vorgehen erneut validiert werden. Daher sind die Zusammenhänge in der plastischen Bemessung komplex und schwer zu verallgemeinern.

6.6.2 Plastischer Korrekturfaktor k_{pl}

Der plastische Korrekturfaktor k_{pl} setzt die elastisch ermittelte Kerbspannung σ_k aus Abschnitt 5.6 zur Kerbspannung $\sigma_{k,zykl}$ nach dem zyklischen Werkstoffgesetz nach Gleichung (3.6) ins Verhältnis (Gleichung (3.14)). Damit kann auch ohne Kenntnis der zyklisch stabilisierten Werkstofffließkurve über die Kerbnäherungsbeziehung nach Neuber [Neu 61] eine Beziehung zwischen linear-elastischer und nichtlinear-elastischer Dehnung für ebene Spannungszustände hergestellt werden (Abbildung 6).

Plastische Korrekturfaktoren k_{pl} werden in Anhang D.1 für die Versuchsserien *50d-8-96Q-Hand*, *50d-8-96M-RR*, *50d-8-96M-VG* und *50d-8-11Q* ermittelt. Dazu werden die zyklischen Kennwerte für Stumpfnahthproben aus Tabelle 20 verwendet. Um Verhältniswerte von Nennspannungsschwingbreite zur 0,2 %-Dehngrenze $\Delta\sigma_n / R_{p0,2} = 1,0$ zu erreichen, werden zur Bestimmung der Kerbformzahlen K_t alle Proben der untersuchten Serien auch mit doppelter Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ numerisch berechnet.

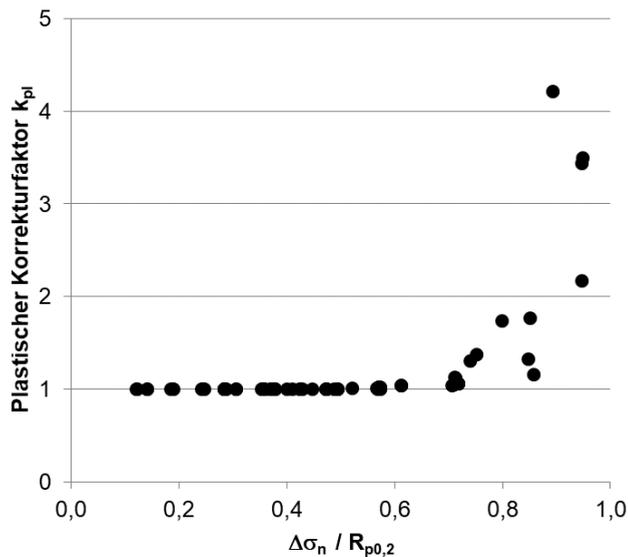


Abbildung 57: Plastischer Korrekturfaktor k_{pl} für Stumpfnähte in Abhängigkeit des Verhältnisses der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ zur 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$

In Abbildung 57 werden die plastischen Korrekturfaktoren aller betrachteter Serien in Abhängigkeit des Verhältnisses der Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma_n$ zur 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ dargestellt. Bis zu einem Verhältniswert von $\Delta\sigma_n / R_{p0,2} = 0,7$ liegt der plastische Korrekturfaktor k_{pl} konstant bei 1,0. Darüber hinaus steigen die Werte der plastischen Korrekturfaktoren k_{pl} unter einer erkennbaren Streuung exponentiell an.

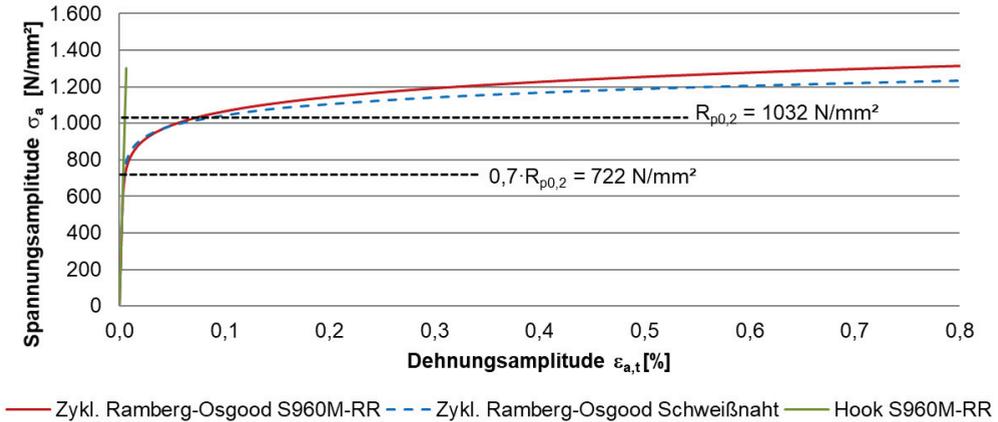


Abbildung 58: Zyklische Werkstoffkurven für Grundmaterial und Stumpfnähte aus S960M (Rautaruukki)

Dieser Anstieg lässt sich durch die Darstellung der zyklischen Werkstofffließkurven am Beispiel des Stahls S960M-RR in Abbildung 58 erklären: Bis zu etwa 70 % der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ verlaufen die zyklischen Werkstoffkurven entlang der Hook-Geraden. Dieser Grenzwert ist Anhaltspunkt für die Abgrenzung des elastischen Materialverhaltens. Die zyklischen Werkstofffließkurven für die Stähle S960QL, S960M-RR (Rautaruukki), S960M-VG (Voestalpine AG) und S1100QL sind in Anhang D.2 dargestellt.

Die plastischen Korrekturfaktoren k_{pl} hängen von den zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurven und der Geometrie der Schweißnaht ab. Sie sind damit nur für den Einzelfall bestimmbar und können aufgrund der geringen Übertragbarkeit nur als Anhaltswerte dienen. Die experimentellen Untersuchungen an Proben mit aufgeschweißten Quersteifen haben gezeigt, dass auch bei Oberspannungen σ_{max} im Bereich der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2}$ und einem Spannungsschwingbreitenverhältnis von $R = +0,1$, also bei $\Delta\sigma_n / R_{p0,2} = 0,9$ die elastische Bemessung ohne plastischen Korrekturfaktor k_{pl} bzw. mit $k_{pl} = 1,0$ zielführend ist.

6.7 Ergebnis der Bemessungsempfehlung

Elastisch-plastische Bemessungsmethoden sind für höchstfeste, geschweißte Baustähle im Bereich von 10.000 bis 40.000 Lastspielen nicht notwendig und, wie im Fall des Kerbdehnungskonzeptes, auch häufig nicht zielführend.

Lokale Bemessungskonzepte unter Berücksichtigung plastischer Kennwerte sind komplex und zeitaufwändig und meist nicht auf ein breites Anwendungsfeld übertragbar. Die berechneten Stützziffern, Kerbempfindlichkeiten und plastischen Korrekturfaktoren können daher nur als erster Anhaltspunkt gesehen werden.

Vielmehr können elastische Bemessungskonzepte auf höchstfeste Stähle erweitert werden. Die Bemessung nach Nennspannungs-, Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept ist auch bei niedrigen Lastspielzahlen möglich. Die Abgrenzung der Anwendbarkeit der genannten Bemessungsmethoden erfolgt in Abhängigkeit des Materials. Anhand der Verformungsgrenze R_e^* werden Grenzlastspielzahlen für das Nennspannungskonzept N_{LCF} in Gleichung (6.5), für das Strukturspannungskonzept $N_{LCF,hs}$ in Gleichung (6.6) und für das Kerbspannungskonzept $N_{LCF,K}$ in Gleichung (6.7) berechnet. Eine absolute untere Grenze wird bei 1.000 Lastspielen gesetzt. Berechnete Werte der Grenzlastspielzahlen N_{LCF} für die elastische Nachweisführung sind tabellarisch in Tabelle 33 aufgeführt.

Tabelle 33: Grenzlastspielzahlen zur Kurzzeitfestigkeit N_{LCF} für $R = +0,1$

R_e^* [N/mm ²]		212	248	320	414	495	621	801	864	990	1170
$\Delta\sigma_c$	m	(S235)	(S275)	(S355)	(S460)	(S550)	(S690)	(S890)	(S960)	(S1100*)	(S1300*)
36	3,0	9.793	6.118	2.848	1.315	769	390	182	145	96	58
40	3,0	13.434	8.392	3.906	1.804	1.055	534	249	198	132	80
45	3,0	19.128	11.948	5.562	2.568	1.503	761	355	283	188	114
50	3,0	26.238	16.390	7.629	3.523	2.061	1.044	486	388	258	156
56	3,0	36.863	23.027	10.719	4.950	2.896	1.467	683	545	362	219
63	3,0	52.486	32.787	15.262	7.048	4.123	2.088	973	775	515	312
71	3,0	75.127	46.930	21.845	10.088	5.902	2.989	1.393	1.110	738	447
80	3,0	107.471	67.134	31.250	14.431	8.443	4.276	1.993	1.588	1.055	639
90	3,0	153.021	95.588	44.495	20.547	12.021	6.088	2.837	2.261	1.503	910
100	3,0	209.905	131.122	61.035	28.186	16.490	8.351	3.892	3.101	2.061	1.249
112	3,0	294.901	184.217	85.750	39.599	23.167	11.733	5.467	4.357	2.896	1.754
125	3,0	409.970	256.097	119.209	55.050	32.207	16.311	7.601	6.056	4.026	2.439
140	3,0	575.979	359.798	167.480	77.342	45.248	22.916	10.679	8.509	5.656	3.427
160	5,0	489.723	223.548	62.500	17.244	7.057	2.271	636	436	221	96
*hier wird die Festigkeit des Schweißguts maßgebend											
hier wird die absolute Untergrenze von 1.000 LW maßgebend											

7 Zusammenfassung

Im Kranbau müssen die Forderungen nach höchster Beanspruchbarkeit bei möglichst geringem Konstruktionsgewicht optimal erfüllt werden. Dies kann durch den Einsatz von höchst- und ultrahochfesten Stählen erreicht werden. Bei komplexen Konstruktionsformen ist es unvermeidbar, auch in hochbeanspruchten Bereichen zu Schweißen. Für eine sichere Auslegung sind ausreichende Erfahrung und Kenntnisse bei der Verarbeitung und Bemessung höchst- und ultrahochfester Stähle erforderlich.

Durch Experimente und Finite-Elemente-Berechnungen wird in dieser Arbeit das Low-Cycle-Fatigue-Verhalten moderner höchst- und ultra-hochfester Feinkornbaustähle bis zu einer nominellen Streckgrenze von 1100 N/mm^2 im Schweißzustand beschrieben. Die Untersuchungen umfassen Lastspielzahlen von unter 1.000 bis über 2 Millionen. Das erklärte Ziel sind dabei Erkenntnisse zur Übertragbarkeit vorhandener Bemessungskonzepte auf Schweißverbindungen aus höchstfesten Stählen. Es wird eine Aussage über die Grenzen der Anwendbarkeit elastischer Bemessungsmethoden getroffen.

Die experimentellen Untersuchungen werden zunächst an Stumpfnahthproben mit Gegenlage und ausgeräumter Wurzel durchgeführt. Als zweites Kerbdetail wird ein Blech mit aufgeschweißten Quersteifen untersucht. Die 8 mm dicken Proben werden aus den höchstfesten Stählen S960QL, S960M und dem ultrahochfesten Feinkornbaustahl S1100QL gefertigt. Den maßgeblichen Einfluss auf die Ergebnisse der Ermüdungsversuche hat der Winkelverzug der Proben, der hier für handgeschweißte Stumpfnahthproben bis zu $4,8^\circ$ beträgt. Dieser Einfluss dominiert andere ermüdungsrelevante Faktoren, wie z. B. die Nahtüberhöhung.

Unter einer Begrenzung des Winkelverzugs auf maximal 2° (Bewertungsgruppe C63 nach DIN EN ISO 5817) erfüllen sowohl die Stumpfnahthproben als auch die Proben mit aufgeschweißten Quersteifen die Kerbfallklasse 80. Dies entspricht der Klassifizierung nach DIN EN 1993-1-9 für Stähle mit nominellen Streckgrenzen bis 700 N/mm^2 . Die linear-elastische Bemessung und die Anwendung des Nennspannungskonzeptes erweist sich dabei auch im untersuchten Kurzzeitfestigkeitsbereich ab 1.000 Lastspielen als gültig und anwendbar.

Beim direkten Vergleich tendieren Stumpfnahthproben aus S1100QL zu geringeren Bruchlastspielzahlen als Proben aus S960QL und S960M. Ein Einfluss der Schweißnahtgeometrie stellt sich in den numerischen Untersuchungen nicht als Ursache heraus. Der Grund wird in der Metallurgie der Schweißnaht durch das Undermatching des Schweißguts gesehen. Dennoch liegen alle Proben im Streubereich der Wöhlerkurve, und die Kerbfallklasse 80 wird auch für Stumpfnähte aus S1100QL erfüllt. Bei Schweißungen mit noch höherfesten

Werkstoffen, wie z. B. dem S1300QL und bei Verwendung von Schweißgut mit erheblich niedrigeren Festigkeiten als das Grundmaterial, sollte die Ermüdungsfestigkeit vorab verifiziert werden.

Häufig wird den höchstfesten Baustählen mangelnde Duktilität unterstellt. Das wird in den durchgeführten Untersuchungen widerlegt. Auch bei hohen Beanspruchungsamplituden bis hin zur 0,2 %-Dehngrenze zeigen die Proben nach anfänglichen Plastizierungen ausreichende Widerstände gegen zyklische Belastungen auf, gefolgt von einem ausgeprägten Rissfortschrittsverhalten.

Zur Auswertung nach dem Strukturspannungs- und dem Kerbspannungskonzept werden numerische Berechnungen anhand zweidimensionaler Finite-Elemente Modelle durchgeführt. Diese werden entsprechend den Empfehlungen des IIW modelliert. Bei der Berechnung von Strukturspannungen hat die lokale Nahtgeometrie keinen Einfluss. Für das Kerbspannungskonzept ist eine genaue geometrische Abbildung der Schweißnahtgeometrie Voraussetzung. Daher wurde jede einzelne Probe mit ihren vorab dokumentierten Abmessungen abgebildet. Durch den großen Winkelverzug der Proben ist auch die Berücksichtigung des Einspannvorgangs für eine realistische Simulation der Spannungsverteilung wichtig.

Sowohl Stumpfnahthproben als auch Proben mit aufgeschweißter Quersteife erfüllen die FAT 100 für Strukturspannungen im Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspielen. Der Winkelverzug wird hierbei im Finite-Elemente-Modell mit abgebildet. Für weitere Schweißnahtunregelmäßigkeiten wird für ermüdungsbeanspruchte Schweißkonstruktionen die Einhaltung der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 empfohlen. Das IIW begrenzt die Strukturspannungsschwingbreite auf das Zweifache der Streckgrenze. Dieser Ansatz kann nur für Wechselbeanspruchung gelten. Im Zugschwellbereich führt dies zu einer unsicheren Bemessung. Die Abgrenzung der maximal möglichen Spannungsschwingbreite erfolgt daher unter Berücksichtigung des Spannungsschwingbreitenverhältnisses.

Ohne den Einfluss des Winkelverzugs werden sowohl für Stumpfnahthproben als auch für Quersteifen dieselben mittleren $SCF = 1,2$ ermittelt. Hier wird deutlich, dass die lokale Nahtgeometrie bei dem Ermüdungsnachweis mit Strukturspannungen keine Rolle spielt. Die Bewertung des Einflusses von Nahtanstiegswinkel und Nahtüberhöhung muss über das Kerbspannungskonzept erfolgen.

Für die Auswertung nach dem Kerbspannungskonzept wird die FAT 225 maßgebend. Diese ist ohne Anforderungen an die Schweißnahtqualität angegeben, da die Schweißnahtgeometrie und der Winkelverzug für die Bestimmung der Kerbspannungen im FE-Modell mit abgebildet werden. Dennoch wird die Einhaltung der Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817 empfohlen. Die Proben aller untersuchten Werkstoffe genügen der FAT 225 im Bereich von 1.000 bis 2 Millionen Lastspielen. Auch hier zeigt sich eine starke Abhängigkeit

vom Winkelverzug, der die anderen Kerbfaktoren dominiert. Berücksichtigt man die durch den Verzug zusätzlich auftretenden Biegespannungsanteile, so wird der Unterschied zwischen den Schweißnahtformen ersichtlich. Proben mit aufgeschweißten Querstreifen weisen Kerbformzahlen von $K_{t,korr} = 2,6$ auf, Stumpfnahthproben mittlere Kerbformzahlen $K_{t,korr} = 2,2$. Entgegen der Auswertung nach Nennspannungs- und Strukturspannungskonzept zeigt die handgeschweißte Stumpfnahthschweißung die geringste Kerbwirkung mit einem Mittelwert $K_{t,korr} = 1,93$. Das ist auf die geringe Nahtüberhöhung der handgeschweißten Stumpfnahthproben zurückzuführen.

Lokale Bemessungskonzepte unter Berücksichtigung plastischer Kennwerte sind komplex, zeitaufwändig und selten übertragbar. Für höchstfeste, geschweißte Baustähle im Bereich von 10.000 bis 40.000 Lastspielen können elastische Methoden angewendet werden. Die Nachweise nach Nennspannungs-, Strukturspannungs- und Kerbspannungskonzept gelten auch bei niedrigen Lastspielzahlen. In den Bemessungsempfehlungen in Kapitel 6 werden dazu Formeln zur Abgrenzung und Gültigkeit in Abhängigkeit der Streckgrenze für die jeweiligen Nachweiskonzepte angegeben. Eine absolute untere Grenze für die elastischen Bemessungsmethoden wird dabei bei 1.000 Lastspielen gesetzt.

In der statischen Bemessung ist das Ausnutzen plastischer Tragreserven ein übliches Vorgehen. Die Untersuchungen zeigen, dass Bauteile auch unter Ermüdungsbeanspruchung die Fähigkeit besitzen, plastische Reserven zu nutzen und Spannungen umzulagern.

Effizienter Leichtbau kann durch den Einsatz höchst- und ultrahochfester Feinkornbaustähle wirtschaftlich umgesetzt werden. Für ermüdungsbeanspruchte Konstruktionen zeigt sich der Vorteil der hohen Festigkeiten im Kurzzeitfestigkeitsbereich, dem so genannten Low Cycle Fatigue. Im Vergleich zu normalfesten Stählen kann ein erheblich höheres Spannungsniveau gewählt werden, wobei auch bei niedrigen Lastspielzahlen elastisches Materialverhalten überwiegt.

8 Ausblick

8.1 Anlass

Im Verlauf der Versuchsdurchführung und -auswertung hat sich gezeigt, dass das Ermüdungsverhalten der Bauteilproben stark vom Winkelverzug der Proben beeinflusst wird. In einem geschlossenen Bauteil entstehen aus dem Wärmeeintrag des Schweißprozesses hohe Eigenspannungen anstatt eines Verzugs. Bei der Versuchsdurchführung treten zusätzlich Beanspruchungen durch das Einspannen der verzogenen Probe auf. Dies gilt es grundsätzlich bei der Bemessung und Berechnung zu berücksichtigen. Es ist bekannt, dass sich die Erstbelastungskurve bei hohen Spannungsamplituden von den nachfolgenden Hysteresen durch den so genannten Masing-Effekt unterscheidet [Mas 26]. Auch spielt das Werkstoffgedächtnis durch auftretende Memory-Effekte bei der Wiederbelastung eine Rolle [Hai 06]. Die Spannungsschwingbreite wird durch die zusätzlichen Biegespannungsanteile aus dem Verzug erhöht, wodurch auch die plastischen Dehnungsanteile größer werden.

Die Frage ist nun, wie sich diese erhöhten Spannungen unter zyklischer Beanspruchung auswirken und wie schnell sie unter einer sehr hoher Belastungsamplitude, nahe der Streckgrenze, abgebaut werden. Um hierfür einen ersten Eindruck zugewinnen, wird in diesem Kapitel die mögliche Umsetzung einer solchen Untersuchung beschrieben.

8.2 Materialdefinition

Zur zyklischen Simulation von Spannungen im plastischen Bereich muss ein geeignetes plastisches Materialgesetz gewählt werden. Wie in Abschnitt 4.6.3 beschrieben, zeichnet sich das Materialverhalten durch ein anfängliches Mitteldehnungskriechen (Ratcheting) gefolgt von einem stabilisierten Zustand aus. Innerhalb der Finite-Elemente Modellierung beschreibt die nichtlineare kinematische Verfestigung ohne isotrope Verfestigungskomponente eine konstante Kriechdehnung. Die Simulation des Ratcheting-Verhaltens kann durch die Verwendung einer angepassten isotropen Verfestigung mit abnehmender Kriechdehnung hin zu einem konstanten Wert deutlich verbessert werden. Im Allgemeinen wird aber durch ein nichtlineares Verfestigungsmodell mit nur einem Backstress ein überhöhter Ratcheting-Effekt erzielt. Eine erhebliche Verbesserung der Abbildung des Ratcheting-Verhaltens kann durch die Überlagerung mehrerer kinematischer Verfestigungsmodelle (Backstresses) erzielt werden [ABA6-11].

8.3 Diskretisierung

Zur numerischen Berechnung werden zwei unterschiedliche plastische Materialgesetze herangezogen. Zum einen wird ein tri-lineares Modell auf Basis der Werkstoffdaten des S960QL aus Tabelle 3 mit isotroper Verfestigung verwendet, das nachfolgend „isotropes“ Modell genannt wird. Zum anderen wird ein Modell mit kombinierter isotroper und kinematischer Verfestigung unter Ansatz von drei Backstress-Tensoren verwendet, das im Folgenden „kombiniert“ genannt wird.

Die numerischen Berechnungen werden am Beispiel eines zweidimensionalen Modells der Probe *40-8-96Q-36* mit aufgeschweißter Quersteife aus S960QL durchgeführt. An dieser Probe werden innerhalb der experimentellen Untersuchungen zyklische Dehnungsmessungen vorgenommen und das Ratcheting-Verhalten kann beobachtet werden (Abbildung 36). Die Oberspannung wird wie im Versuch zu $\sigma_{\max} = 1.063 \text{ N/mm}^2$ gewählt und liegt damit oberhalb der 0,2 %-Dehngrenze mit $R_{p0,2} = 1042 \text{ N/mm}^2$ und knapp unterhalb der Zugfestigkeit mit $R_m = 1.069 \text{ N/mm}^2$ des Grundmaterials S960QL (Tabelle 3). Das Spannungsschwingbreitenverhältnis wird mit $R = +0,1$ gewählt, so dass die Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma = 956,7 \text{ N/mm}^2$ und die Nennspannung bei Entlastung noch $\sigma_{\min} = 106,3 \text{ N/mm}^2$ beträgt. Insgesamt werden 100 Lastzyklen simuliert. Nach der 100. Belastung auf Maximallast erfolgt die Entlastung auf Null. Das numerische Modell wird mit der Vernetzung und den verwendeten 8-Knoten-Elementen mit 0,25 mm Kantenlänge aus Kapitel 5 übernommen. Die Probe mit aufgeschweißter Quersteife wird mit realen Abmessungen und einem Winkelverzug von $\beta = 2,4^\circ$ abgebildet. Die Spannungserhöhung durch die zusätzlichen Biegespannungsanteile aus dem Winkelverzug der Probe ist damit in der Berechnung enthalten.

8.4 Zyklische Simulation

Wie in Abschnitt 5.4 beschrieben wird auch hier als erster Lastschritt die Einspannung in Form einer Verschiebung simuliert. Danach werden die Lastzyklen in jeweils sechs Inkrementen bis zur Maximallast $\sigma_{\max} = 1.063 \text{ N/mm}^2$ und anschließend wieder in sechs Inkrementen bis zur Entlastung auf $\sigma_{\min} = 106,3 \text{ N/mm}^2$ aufgebracht.

In Abbildung 59 sind die Dehnungen aus der numerischen Simulation in Probenlängsrichtung in der Nahtübergangskerbe über den aufgebrauchten Nennspannungen aufgetragen. Die vorhandenen Anfangsdehnungen resultieren aus dem ersten Lastschritt der Einspannung. Danach ist in der Erstbelastungskurve das Masing-Verhalten mit großen Dehnungen zu erkennen, das durch beide Kurven gleichermaßen abgebildet wird. Die FE-Berechnung mit kombiniertem Verfestigungsmodell in grün liefert im Gegensatz zum isotropen Modell in

blau danach etwas kleinere Dehnungen, bildet aber das Ratcheting-Verhalten ausgeprägter ab. Nach drei Belastungszyklen nehmen die Dehnungen für beide Verfestigungsmodelle nahezu konstante Werte an.

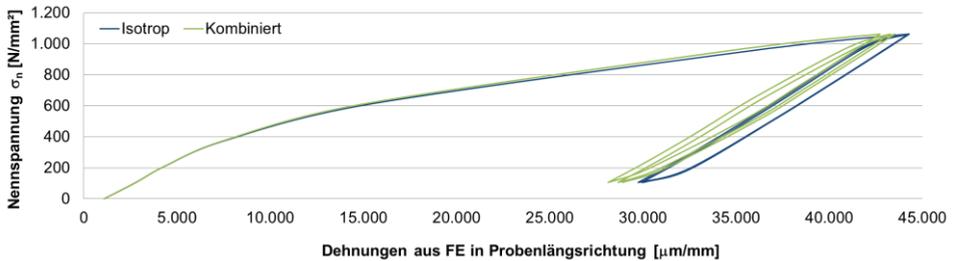


Abbildung 59: Drei Belastungszyklen aus numerischer Berechnung der Probe 40-8-96Q-36 mit aufgeschweißter Quersteife

Die numerisch berechneten Hauptspannungen in Abbildung 60 basieren auf dem kombinierten Verfestigungsmodell, wobei links die Spannungen in der Kerbe σ_k und rechts die Spannungen in 4 mm Abstand zum Schweißnahtfuß $\sigma_{4\text{mm}}$ dargestellt sind. Der Abstand vom Schweißnahtfuß von 4 mm entspricht dem theoretischen Beginn des Extrapolationsbereiches für die Strukturspannungsmethode und der üblichen Position für eine Dehnmessstelle im Versuch.

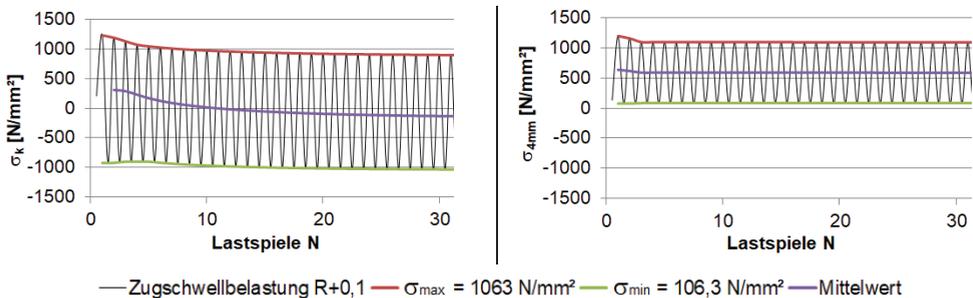


Abbildung 60: Entwicklung der numerisch bestimmten Kerbspannung σ_k (links) und Hauptspannung im Abstand von 4 mm vom Nahtübergang $\sigma_{4\text{mm}}$ (rechts) unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells im Zugschwellversuch der Probe 40-8-96Q-36

Die Anfangsspannung in der Kerbe von $\sigma_k = 208 \text{ N/mm}^2$ resultiert aus der Einspannung. Im Vergleich dazu weist die Kerbe an der Oberseite hierbei eine geringe Druckspannung von $-5,6 \text{ N/mm}^2$ auf. Danach wird inkrementell im sinusförmigen Verlauf die maximale Zugspannung von $\sigma_{\text{max}} = 1.063 \text{ N/mm}^2$ aufgebracht und danach auf $\sigma_{\text{min}} = 106,3 \text{ N/mm}^2$

entlastet. An beiden Auslesestellen ist eine Abnahme der Spannungen und auch der Spannungsschwingbreite zu erkennen. Die Kerbe steht über den gesamten Versuchsverlauf unter Wechselbeanspruchung. Die Mittelspannung liegt bei Versuchsbeginn im Zugbereich. Nach einigen Anfangszyklen wechselt sie in den Druckbereich über, hin zu einem konstanten Wert. Auch in 4 mm Abstand zum Schweißnahtfuß ist die anfängliche Abnahme der Spannungen $\sigma_{4\text{mm}}$ zu erkennen, wobei hier ausschließlich Zugspannungen auftreten.

Zur Veranschaulichung des Entfestigungsverhaltens ist in Abbildung 61 die Spannungsdifferenz zwischen jedem einzelnen Lastspiel dargestellt. Während die Abnahme der Hauptspannung in 4 mm Abstand zum Schweißnahtfuß $\sigma_{4\text{mm}}$ bereits nach 3 Lastzyklen Null beträgt, zeigt sich in der Kerbe bis zu 30 Lastspielen die zyklische Entfestigung in Form der Abnahme der Spannungen.

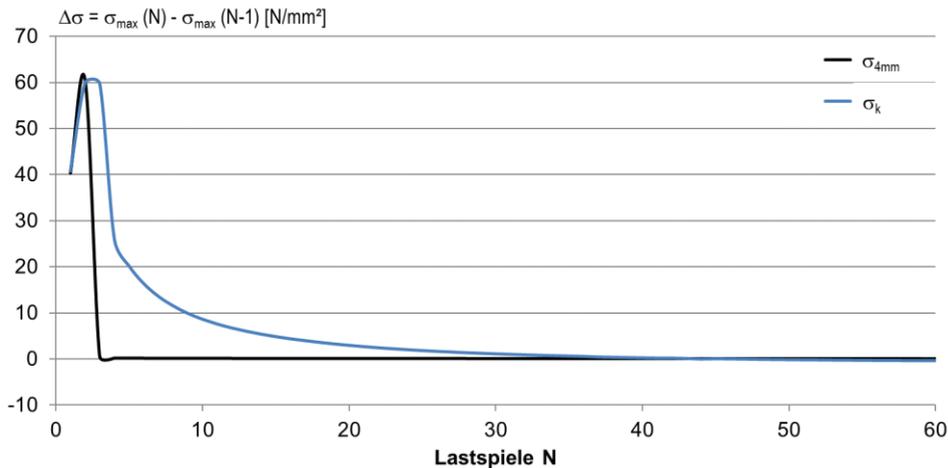


Abbildung 61: Abnahme der numerisch bestimmten Hauptspannungen im Abstand von 4 mm vom Nahtübergang $\sigma_{4\text{mm}}$ und in der Kerbe σ_k unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells im Zugschwellversuch der Probe 40-8-96Q-36 mit Oberspannung $\sigma_{\text{max}} = 1063 \text{ N/mm}^2$, $R = +0,1$

Für einen weiteren Einblick in das Verhalten der Probe unter zyklischer Belastung ist in Abbildung 62 die Verteilung der maximalen Hauptspannungen zu verschiedenen Zeitpunkten der Simulation dargestellt. Der Vergleich der Bilder a) und b) zeigt, dass die Probe durch die Einspannung plastisch verformt wird. In der Kerbe bewirkt das Einspannen eine Zugspannung von $\sigma_k = 208 \text{ N/mm}^2$. Beim ersten Aufbringen der maximalen Nennspannung von $\sigma_{\text{max}} = 1063 \text{ N/mm}^2$ in Bild c) treten über fast den gesamten Querschnitt die grau dargestellten plastische Bereiche auf.

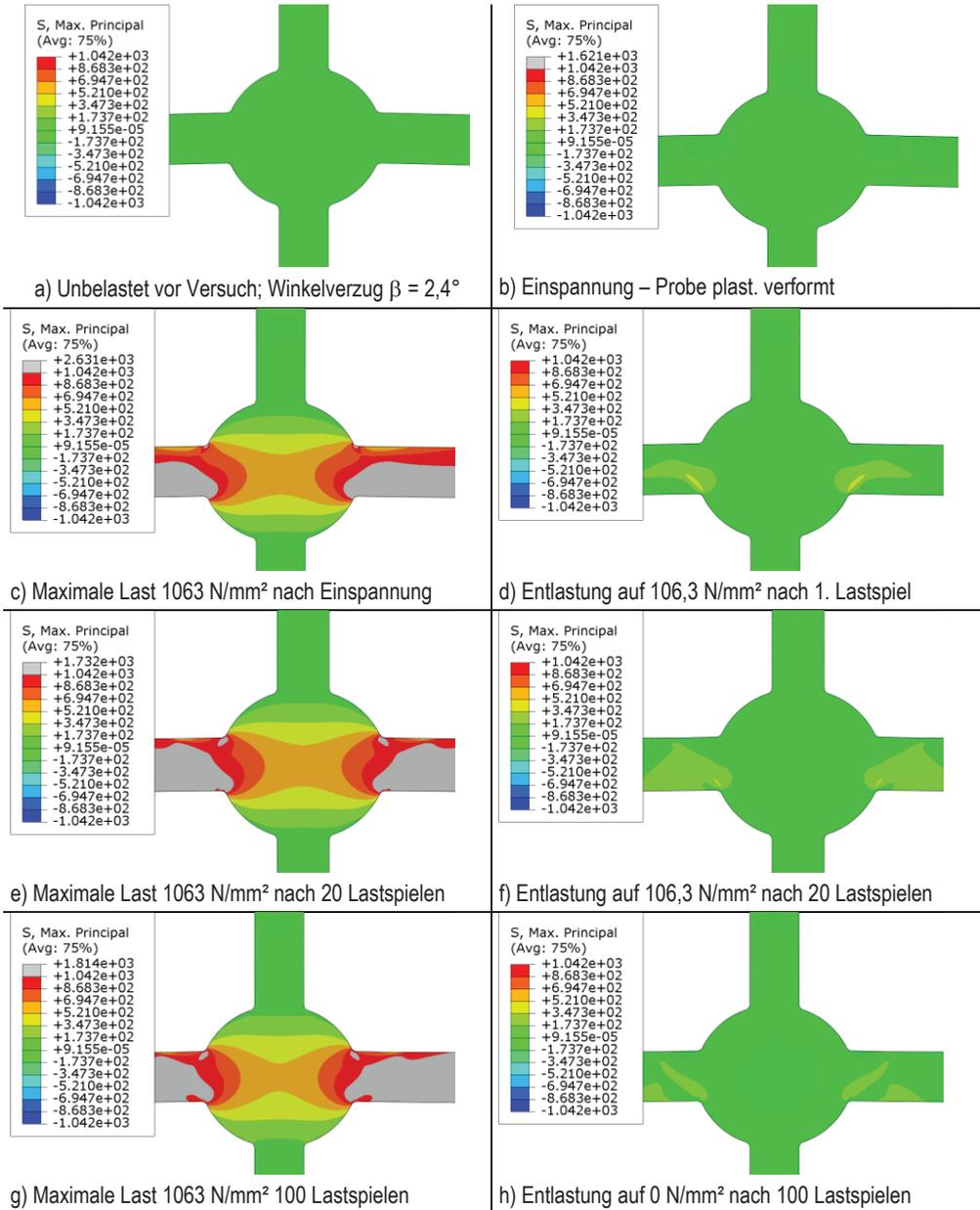


Abbildung 62: Entwicklung der Spannungsverteilung bei zyklischer Simulation der Probe 40-8-96Q-36 unter Ansatz des kombinierten Werkstoffmodells mit Oberspannung $\sigma_{\max} = 1063 \text{ N/mm}^2$, $R = +0,1$

In Korrelation mit den Spannungsverläufen in Abbildung 60 liegen nach 20 Lastzyklen in Abbildung 62 e) in der Kerbe Spannungen σ_k unterhalb der 0,2 %-Dehngrenze $R_{p0,2} = 1042 \text{ N/mm}^2$ vor. Nach 100 Lastzyklen ist der Bereich um die Kerbe ausplastiziert, wobei in den Bereichen außerhalb der Kerbe die plastischen Bereiche zunehmen. Die Probe in Bild h) nach 100 Lastspielen zeigt die eingebrachten Zugspannungen. Nach der Entlastung tritt in der Kerbe eine geringe Druckspannung von $\sigma_k = -5,2 \text{ N/mm}^2$ auf. Die größte Zugspannung liegt mit $\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$ etwa 1 mm unterhalb der Kerbe im Bauteilinneren.

8.5 Erste Erkenntnisse und Empfehlungen für weiteres Vorgehen

Im Schweißnahtübergang sowie im Bauteilinneren können mit einfachen Mitteln keine Messungen vorgenommen werden. Daher muss die Kalibrierung anhand von Messungen außerhalb dieser Bereiche erfolgen und durch eine Modellberechnung auf schwer zugängliche Bereiche übertragen werden. Hierfür muss materialspezifisches Verfestigungsverhalten und die damit verbundene zyklische Dehnungsakkumulation mit geeigneten Modellen numerisch abgebildet werden. Eine Abbildung des Materialverhaltens mit mehr als drei Backstress-Tensoren kann zu genaueren Ergebnissen führen. Eine Plausibilitätsprüfung des verwendeten Modells ist nicht erfolgt und für den Einzelfall zu überprüfen.

Unter Berücksichtigung der auftretenden Wechselverformung tritt auch die Verwendung eines kinematischen Verfestigungsmodells zur Berücksichtigung des Bauschinger-Effekts in den Fokus, wonach eine Verfestigung im Zugbereich zu einer Aufweichung im Druckbereich führt [Knö 17].

Die Simulation der Probe mit aufgeschweißter Quersteife und einer Maximalspannung auf Zugfestigkeitsniveau zeigt, dass sehr große plastische Bereiche im Probenquerschnitt vorhanden sind. Diese plastizieren schon nach wenigen Zyklen in der Kerbe aus und die maximalen Spannungen verlagern sich ins Bauteilinnere. Damit einher geht eine Verformung der Probe: Der anfängliche Winkelverzug nimmt ab und die Probe wird mit jedem Belastungszyklus bleibend plastisch verformt.

Eine systematische Untersuchung mit unterschiedlichen Anfangsspannungen und Belastungsniveaus kann zur Klärung des Eigenspannungseinflusses beitragen. Hierfür sind z. B. Spannungsschwingbreitenverhältnisse $R = -0,5$ im Zug-Wechsel-Bereich oder $R = -1$ im Wechselbereich mit verschiedenen hohen Anfangseigenspannungen zu kombinieren.

Literaturverzeichnis

Normen

- API RP 2A-WSD: Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms-
Working Stress Design, 22nd Edition, November 1, 2014
- BS 5500: Specification for Unfired Fusion Pressure Vessels, British Standard Institution,
UK, 1997
- BS 7608: Code of practice for fatigue design and assessment of steel structures (AMD
8337), British Standard Institution, UK, 1993*Remark:* Superseded by BS 7806:
2014 and BS EN 1993-1-9:2005
- DIN EN 1990: Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung; Beuth Verlag; Berlin, 2010
Deutsche Fassung EN 1990:2002 + A1:2005 + A1:2005/AC:2010
- DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten –Teil 1-1:
Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau; Deutsche Fassung
EN 1993-1-1:2005 + AC:2009
- DIN EN 1993-1-9: Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten –Teil 1-9:
Ermüdung; Deutsche Fassung EN 1993-1-9:2005 + AC:2009
- DIN EN 1998-1: Eurocode 8: Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben –Teil 1: Grundla-
gen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten; Deutsche Fassung
EN 1998-1:2004 + AC:2009
- DIN EN 10025-2: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 2: Technische
Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle; Beuth Verlag GmbH, Berlin,
Deutsche Fassung prEN 10025-2:2011
- DIN EN 10025-3: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 3: Technische
Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte
schweißgeeignete Feinkornbaustähle; Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutsche
Fassung prEN 10025-3:2011
- DIN EN 10025-4: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 4: Technische
Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete
Feinkornbaustähle; Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutsche Fassung
prEN 10025-4:2011

- DIN EN 10025-6: Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 6: Technische Lieferbedingungen für Flacherzeugnisse aus Stählen mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand; Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutsche Fassung prEN 10025-6:2011
- DIN EN 10204: Metallische Erzeugnisse - Arten von Prüfbescheinigungen; Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutsche Fassung EN 10204:2004
- DIN EN 13001-3-1: Krane – Konstruktion allgemein – Teil 3-1: Grenzzustände und Sicherheitsnachweis von Stahltragwerken; Beuth Verlag GmbH, Berlin, Deutsche Fassung EN 13001-3-1:2012+A1:2013
- DIN EN ISO 5817: Schweißen - Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen)- Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten, Beuth Verlag; Berlin, 2014, Deutsche Fassung EN ISO 5817:2003 + AC:2006
- DIN EN ISO 6520-1: Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen (ISO 6520-1:2007), Beuth Verlag GmbH, Berlin, Dreisprachige Fassung EN ISO 6520-1:2007
- DIN EN ISO 16834: Schweißzusätze - Drahtelektroden, Drähte, Stäbe und Schweißgut zum Schutzgasschweißen von hochfesten Stählen - Einteilung (ISO 16834:2012); Deutsche Fassung EN ISO 16834:2012
- ISO 14347: Verfahren zur schwingfestigkeitsgerechten Gestaltung geschweißter Hohlprofilverbindungen – Empfehlungen, Beuth Verlag GmbH, Berlin 2008
- Norsok Standard N-004: Design of Steel Structures, Rev. 02, Norwegen, Oktober 2004

Fachliteratur

- [Azh 15] Azhari, F., et al.: Mechanical properties of ultra-high strength (Grade 1200) steel tubes under cooling phase of a fire: An experimental investigation, *Constr. and Building Materials* 93 (2015) 841 - 850
- [Bal 95] Ballio, G., Castiglioni, C.A.: A Unified Approach for the Design of Steel Structures under Low and/or High Cycle Fatigue, *Journal of Constr. Steel Research* 34 (1995) 75 - 101
- [Bal 10] Balitskii, A.I., Vytvytskyi, V.I., Ivaskevich, L.M.: The low-cycle fatigue of corrosion-resistant steels in high pressure hydrogen, *Procedia Engineering* Vol. 2, Issue 1 (2010) 2367 - 2371

- [Bas 10] Basquin, O.H.: The Exponential Law of Endurance Tests, American Society Test, Materials Proc., Vol. 10 (1910) 625 - 630
- [Bäu 90] Bäumel, A., Seeger, T.: Materials data for cyclic loading, Supplement 1, Amsterdam, New York, Elsevier, 1990
- [Bau 13] Baumgartner, J.; Bruder, T.: Influence of weld geometry and residual stresses on the fatigue strength of longitudinal stiffeners, Welding in the World Volume 57, Issue 6 (2013) 841 - 855
- [Bau 86] Bauschinger, J.: Über die Veränderung der Elastizitätsgrenze und die Festigkeit des Eisens und Stahls durch Strecken und Quetschen, durch Erwärmen und Abkühlen und durch oftmals wiederholte Beanspruchungen, Mittheilung XV, 13. Heft, Theodor Ackermann, Königlicher Hofbuchhändler, München, 1886
- [Ben 14] Benoit, A. et al.: Experimental investigation of the behavior and the low cycle fatigue life of a welded structure, Materials Sc. & Engin. A 595 (2014) 64 -76
- [Ber 06] Bergers, J.; Herion, S.; Höhler, S.; Müller, C.; Stötzel, J.: Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Krankonstruktionen bei Einsatz hoch- und ultrahochfester Stähle, Stahlbau 75, Heft 11 (2006), S. 897 - 915
- [Buc 11] Buciumeanu, M., Palaghian, L., Miranda, A.S., Silva, F.S.: Fatigue life predictions including the Bauschinger effect. Intern. Journal of Fatigue 33 (2011) 145 - 152
- [Can 18] Cantó, J.S., Winwood, S., Rhodes, K., Biroasca, S.: A study of low cycle fatigue life and its correlation with microstructural parameters in IN713C nickel based superalloy, Materials Science & Engineering A 718 (2018) 19 - 32
- [Cof 54] Coffin, L.A.: A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal, Trans. ASME, Nr. 76 (1954) 931 - 950
- [Dür 07] Dürr, A.: Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung der UIT-Nachbehandlung, Diss., Universität Stuttgart, Stuttgart (2007)
- [Dun 17] Dundulisa, G., Janulionisa, R., Grybėnasb, A., Makarevičiusb, V., Dundulisc, R.: Numerical and experimental investigation of low cycle fatigue behaviour in P91 steel, Engineering Failure Analysis 79 (2017) 285 - 295
- [Edm 90] Edmonds, D.V. Cochrane, R.C.: Structure-Property Relationships in Bainitic Steels. Metallurgical Transactions A Vol 21A (1990) 1527 - 1540.
- [ECCS 87] European Convention for Constructional Steelwork (ECCS): Empfehlungen für die Bemessung und Konstruktion von ermüdungsbeanspruchten Stahlbauten. Schweizerische Zentralstelle für Stahlbau, No. 43, 1987

- [Ell 13] Ellermann, A.: Der Bauschingereffekt bei vergüteten, bainitischen und normalisierten Zuständen der Stähle 42CrMoS4 und 100Cr6, Dissertation, Kassel University Press, ISBN: 978-3-86219-514-5, 2013
- [Fer 98] Ferreira, J., Castiglioni, C.A., Caladoa, L., Rosaria Agatino, M.: Low cycle fatigue strength assessment of cruciform welded joints, Journal of Constructional Steel Research 47 (1998) 223 - 244
- [FKM 12] FKM Richtlinie - Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen (6. Auflage) Frankfurt/M.: VDMA Verlag GmbH, 2012
- [Fri 08] Fricke, W.: Guideline for the Fatigue Assessment by Notch Stress Analysis for Welded Structures. International Institute of Welding (IIW), IIW-Doc. XIII-2240r1-08/XV-1289r1-08, Paris, Frankreich (2008)
- [Gro 07] Gross, D., Seelig, T.: Bruchmechanik - Mit einer Einführung in die Mikromechanik, ISBN-13 978-3-540-37113-7 Springer Berlin Heidelberg New York, 4. Auflage, 2007
- [Gud 00] Gudehus, H., Zenner, H.: Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung: Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen, Verein zur Förderung der Forschung und Anwendung von Betriebsfestigkeits-Kenntnissen in der Eisenhüttenindustrie (VBFeh) im VDEh, Düsseldorf, Deutschland, 2000
- [Haa 09] Haagensen, P.J.; Maddox, S.J.: IIW-Recommendations on Post Weld Improvement of Steel and Aluminium Structures. IIW-Doc XIII-2200r-07, 2009
- [Hai 06] Haibach, E.: Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung, Springer-Verlag, Berlin, 3. Auflage, 2006
- [Hal 51] Hall E. O.: The Deformation and Ageing of Mild Steel .3. Discussion of Results. Proc. of the Physical Society of London Section B, 64(381), (1951) 747 - 753
- [Hee 86] Heeschen, J.: Untersuchungen zum Dauerschwingverhalten von Schweißverbindungen aus hochfesten Baustählen unter besonderer Berücksichtigung des Eigenspannungszustandes und der Nahtgeometrie. Dissertation Gh Kassel (1986)
- [Hen 17] Hensel, J., Nitschke-Pagel, T., Dilger, K.: Residual Stress Relaxation in Welded Steel Joints – an Experimentally-based Model, Materials Research Proceedings, Vol. 2 (2017) 305 - 310
- [Hob 16] Hobbacher, A.F.: Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, Second Edition, IIW-Doc. IIW-2259-15 ex XIII-2460-13/XV-1440-13, International Institute of Welding (1996) and Springer International Publishing Switzerland, 2016

- [HSE 02] HSE Report: Comparison of fatigue provisions in codes and standards, Offshore Technology Report 2001/083, Bomel Limited, UK, 2002
- [Knö 17] Knödel, P., Ummenhofer, T.: Regeln für die Berechnung von Behältern mit der FEM, Stahlbau 86 (2017), Heft 4, 325 - 339
- [Kre 88] Kreyszig, E.: Statistische Methoden und ihre Anwendungen, 7. Auflage, Vandenhoeck und Ruprecht Verlag; 1988
- [Lag 07] Lagerqvist, O. et al.: Final Report EUR 22569 Efficient lifting equipment with extra high-strength steel (LIFTHIGH), European Commission RFCS, 2007
- [Law 81] Lawrence F.; Ho, N.-J.; Mazumdar, P.: Predicting the Fatigue Resistance of welds, Annual Revue of Material Science 11 (1981), 401 - 425
- [Lot 16] Lotsberg, I.: Fatigue design of marine structures, Cambridge Univ. Press, 2016
- [Man 00] Mang, F. et al.: Bemessungsregeln zur Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Kranstrukturen – Klassifizierung von kranbauspezifischen Kerbdetails, Forschungsbericht P293, Studienges. Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 2000
- [Man 65] Manson, S. S.: Fatigue: A Complex Subject – Some Simple Approximations, Experimental Mechanics 5 (1965), Nr. 7, 193 - 226
- [Mau 10] Maurer, R., Block, K., Dreier, F.: Ermüdungsfestigkeit von Betonstahl – Bestimmung mit dem Interaktiven Verfahren, Bauingenieur, Vol. 85 (2010), Nr.1, 17 - 28
- [Mau 14] Maurer, S.: Einfluss von Schweißnahtimperfectionen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stumpfnahverbindungen, Diplomarbeit KIT Stahl- und Leichtbau, Karlsruhe, 2014
- [Mas 26] Masing, G.: Eigenspannungen und Verfestigung beim Messing. Proceedings of 2nd International Congress of Applied Mechanics, Zürich 1926, 332 - 335
- [Mel 15] Melz, T. et al: Erweiterung des örtlichen Konzeptes zur Bemessung von LCF-beanspruchten geschweißten Kranstrukturen aus hochfesten Stählen, Schlussbericht zum Forschungsbericht P900, Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V., Düsseldorf, 2015
- [Mor 65] Morrow, J.D.: Cyclic Plastic strain Energy and Fatigue of Metals, Internal Friction, Damping and Cyclic Plasticity, ASTM, Special Technical Publication No. 378 (1965) 45 - 87
- [Nag 17] Nagel, S., Knödel, P., Ummenhofer, T.: Testing of Ultra-Low Cycle Fatigue at Complex Loading Scenarios, Procedia Structural Integrity (2017) 1377 - 1384
- [Neu 61] Neuber, H.: Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prisma Bodies Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law, J. of Appl. Mech., Band 28, Nr. 4, 1961

- [Neu 68] Neuber, H.: Über Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen, *Konstruktion* 20.7 (1968) 245 - 251
- [Nus 16] Nussbaumer, A., Grigoriou, V.: Round Robin on Local stress evaluation for fatigue by various FEM software, IIW-doc. XIII-2650-16, 2016
- [Pet 53] Petch N. J.: The Cleavage Strength of Polycrystals. *The Journal of the Iron and Steel Institute*, No. 174 (1953) 25 - 28
- [Put 06] Puthli, R. et al: Beurteilung des Ermüdungsverhaltens von Krankonstruktionen bei Einsatz hoch- und ultra-hochfester Stähle, Forschungsbericht P512, Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V., Düsseldorf, 2006
- [Put 06a] Puthli, R., Herion, S., Bergers, J.: Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von hochfesten Stählen im Rahmen von LIFTHIGH, *Stahlbau* 75 (2006), Heft 11, 916 - 924
- [Rad 07] Radaj, D, Vormwald, M.: Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure, 3. Auflage, Springer, Berlin, 2007
- [Rad 09] Radaj, D. Sonsino, C.M., Fricke, W.: Recent Developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints, *Int. Journal of Fatigue* 31 (2009) 2 - 11
- [Ram 43] Ramberg, W.; Osgood, W.R.: Description of stress-strain curves by three parameters, Technical Report Technical Note No. 902, NACA, 1943
- [Schi 01] Schijve, J.: *Fatigue of structures and materials*, Dordrecht [u.a.], Kluwer, 2001
- [Sed 05] Sedlacek, G., et al.: 1st draft of the background document prEN 1993-1-9. Eurocode 3: Design of steel structures, 2005
- [Shi 83] Shigley, J.E., Mitchell, L.D.: *Mechanical Engineering Design*, 4th ed., McGraw-Hill, New York, 1983
- [Son 05] Sonsino, C. M.; Kaßner, M.: Übersicht über Konzepte zur schwingfesten Bemessung von Schweißverbindungen, Festigkeit gefügter Bauteile, DVS-Berichte Band 236 (2005) 12 - 23
- [Son 08] Sonsino, C.M.: Schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen nach dem Kerbspannungskonzept mit den Referenzradien $r_{ref} = 1,00$ und $0,05$ mm Vorschläge für zulässige Spannungen, *MP materials testing* 50 (2008), No.7 - 8, 380 - 389
- [Sou 16] Sousa, A., Nussbaumer, A.: Ultra low cycle fatigue of welded steel joints under multiaxial loading. *Structural engineering, mechanics and computation*, Cape Town, South Africa, 2016
- [Sou 17] Sousa, A.: Ultra low cycle fatigue of welded steel joints under multiaxial loading, These No 7501 Dissertation EPFL Lausanne, 2017

- [Tar 17] Taras, A., Unterweger, H.: Numerical methods for the fatigue assessment of welded joints: influence of misalignment and geometric weld imperfections, *Engineering Structures and Technologies*, Vol 9 (2017), No. 1,9 - 24
- [Thu 61] Thum, A.; Buchmann, W.: *Dauerfestigkeit und Konstruktion*. VDI-Verlag, Berlin 1932
- [Umm 13] Ummerhofer, T. et al: Bemessung von ermüdungsbeanspruchten Bauteilen aus hoch- und ultrahochfesten Feinkornbaustählen im Kran- und Anlagenbau, *Forschungsbericht P778: Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V.*, Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH, Düsseldorf, 2013
- [Vee 17] Veerababu, J., Goyal, S., Sandhya, R., Laha, K.: Low cycle fatigue behaviour of Grade 92 steel weld joints, *Intern. Journal of Fatigue* 105 (2017) 60 - 70
- [Wag 07] Wagener, R.: *Zyklisches Werkstoffverhalten bei konstanter und variabler Beanspruchungsamplitude*, Dissertation Technische Universität Clausthal, Papierflieger Verlag, Clausthal-Zellerfeld, 2007
- [Wöh 70] Wöhler, A.: Über die Festigkeitsversuche mit Eisen und Stahl, *Zeitschrift für Bauwesen* Vol. 20 (1870) 73 - 106
- [Wöh 77] Wöhler, A.: Denkschrift über die Einführung einer staatlich anerkannten Classification von Eisen und Stahl, *Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure* 21 (1877), 518-523
- [Yao 95] Yao, W., Xia, K., Gu, Y.: On the fatigue notch factor K_f , *International Journal of Fatigue* Vol. 17 (1995), No. 4, 245 - 251
- [Yua 16] Yuan, X., et al: Effect of mean stress and ratcheting strain on the low cycle fatigue behavior of a wrought 316LN stainless steel, *Materials Science & Engineering A677* (2016), 193 - 202

Software

- [ABA 6.11] Abaqus CAE / Standard Version 6.11, Dassault Systèmes Simulia Corp., Providence, RI, USA
- [Wöh V2] Wöhler Version 2.0, Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Karlsruhe Institut für Technologie (KIT), 2013

Anhang

A. Lineare Regressionsanalyse

Ausgangsbasis für die lineare Regression stellt die Basquin-Gleichung (A.1) dar.

$$N_B = a \cdot \Delta\sigma^b \quad (\text{A.1})$$

mit $\Delta\sigma$: Spannungsschwingbreite in MPa
 N_B : Bruchlastspielzahl

Um eine lineare Beziehung zu erhalten logarithmiert man (A.1)

$$\log N_B = \log a + b \log \Delta\sigma \quad (\text{A.2})$$

und definiert in Gleichung (A.2) $Y = \log N_B$, $A = \log a$ und $X = \log \Delta\sigma$, so dass sich eine lineare Gleichung (A.3) ergibt, in der b die inverse Neigung darstellt.

$$Y = A + bX \quad (\text{A.3})$$

Berücksichtigt man nun eine Anzahl von n Versuchsdatenpaaren $(N_{b,i} ; \Delta\sigma_i)$ mit $i = 1, 2, \dots, n$ so ergibt sich das in Gleichung (A.4) dargestellte Regressionsmodell.

$$Y_i = \hat{A} + \hat{b} X_i \quad (\text{A.4})$$

Die Bestimmung der Regressionskoeffizienten \hat{A} und \hat{b} erfolgt über die Voraussetzung, dass die Gerade durch den Schwerpunkt der Punkte verläuft und unter Ansatz der Summe der kleinsten Fehlerquadrate SSE. Diese sagt aus, dass die vertikalen Abstände der Versuchspunkte zur Geraden so klein wie möglich sein sollen.

Hierfür werden zunächst die Mittelwerte \bar{X} und \bar{Y} in Gleichung (A.5) bestimmt.

$$\bar{X} = \frac{1}{n} \sum X_i \quad \text{und} \quad \bar{Y} = \frac{1}{n} \sum Y_i \quad (\text{A.5})$$

Die Summe der kleinsten Fehlerquadrate SSE ist in Gleichung (A.6) definiert.

$$SSE = \sum (Y_i - \hat{A} - \hat{b} X_i)^2 = \min. \quad (\text{A.6})$$

Das Minimum der Gleichung (A.4) wird durch die Ableitung nach \hat{A} und \hat{b} in Gleichung (A.7) und (A.9) und Nullsetzung bestimmt.

$$\frac{\delta SSE}{\delta \hat{A}} = -2 \sum (Y_i - \hat{A} - \hat{b} X_i) = 0 \quad \text{und} \quad \sum Y_i = k \hat{A} + \hat{b} \sum X_i \quad (\text{A.7})$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung (A.4) (Gerade durch den Schwerpunkt) lässt sich \hat{A} in wie in Gleichung (A.8) ausdrücken.

$$\hat{A} = (\bar{Y} - \hat{b}\bar{X}) \quad (\text{A.8})$$

Der Regressionskoeffizient \hat{b} repräsentiert die Neigung der Geraden und kann mit Hilfe der Ableitung von SSE nach Gleichung (A.9)

$$\frac{\delta SSE}{\delta \hat{b}} = -2 \sum X_i(Y_i - \hat{A} - \hat{b}X_i) = 0$$

und damit $\sum X_i Y_i = \hat{A} \sum X_i + \hat{b} \sum X_i^2$ (A.9)

und Einsetzen von Gleichung (A.3) in Gleichung (A.9) nach Gleichung (A.10) bestimmt werden.

$$\hat{b} = \frac{\sum X_i Y_i - \sum X_i \sum Y_i}{\sum X_i^2 - (\sum X_i)^2} \quad (\text{A.10})$$

Die Standardabweichung S der Kurve wird nach Gleichung (A.11) berechnet.

$$S = \sqrt{\frac{SSE}{n-2}} \quad (\text{A.11})$$

Der Vollständigkeit halber sei hier noch das Bestimmtheitsmaß R^2 bzw. der Korrelationskoeffizient R nach Gleichung (A.12) erwähnt, die Aufschluss über die Abhängigkeit der Versuchswerte geben. Je näher R an 1 liegt, desto enger ist die Abhängigkeit zwischen X und Y.

$$R = \sqrt{R^2} = \frac{s_{xy}^2}{s_x \cdot s_y} \quad (\text{A.12})$$

s_x und s_y sind die Standardabweichungen getrennt nach x- und y-Werten.

Die Varianz der X-Werte in der Stichprobe wird durch Gleichung (A.13) dargestellt.

$$s_x^2 = \frac{1}{n-1} \sum (X_i - \bar{X})^2 \quad (\text{A.13})$$

Die Varianz der Y-Werte in der Stichprobe wird durch Gleichung (A.14) dargestellt

$$s_y^2 = \frac{1}{n-1} \sum (Y_i - \bar{Y})^2 \quad (\text{A.14})$$

und die sogenannte Kovarianz durch Gleichung (A.15).

$$s_{xy} = \frac{1}{n-1} \sum (X_i - \bar{X})(Y_i - \bar{Y}) \quad (\text{A.15})$$

Durch Umstellung der Gleichung (A.10) kann der Regressionskoeffizient \hat{b} auch durch Gleichung (A.16) ausgedrückt werden.

$$\hat{b} = \frac{s_{xy}}{s_x^2} \quad (\text{A.16})$$

Durch Kenntnis der Koeffizienten \hat{A} und \hat{b} ist die Bauteilwählerlinie bei 50%-Überlebenswahrscheinlichkeit mit freier Neigung bestimmt.

B. Experimentelle Untersuchungen

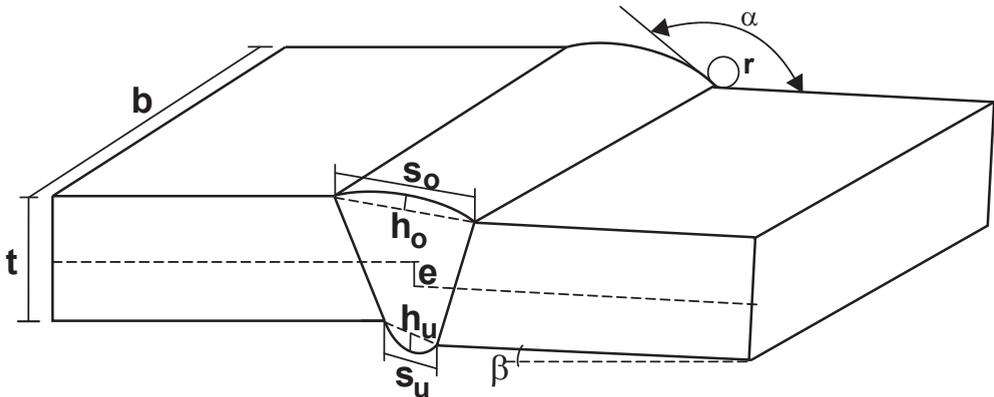
B.1 Ergebnisse der Dauerschwingversuche

Probekörper	Winkel- verzug β	Prüfkraft F	Frequenz f	R	$\Delta\sigma_n$	$\Delta\sigma_{\text{kor}}$	Bruch- lastspiele N_f	Bemerkung
Stumpfnah	[°]	[kN]	[Hz]	$\sigma_{\text{min}}/\sigma_{\text{max}}$	[N/mm ²]	[N/mm ²]		
50d-8-96Q-Auto-02	0,56	155	2,8	0,1	295,0	310,9	825.506	
50d-8-96Q-Auto-04	0,40	194	2,8	0,1	368,0	371,6	101.679	
50d-8-96Q-Auto-06	0,20	232	2,8	0,1	441,0	412,9	47.834	
50d-8-96Q-Auto-08	1,00	103	34,3	0,1	196,0	245,2	5.000.000	Durchläufer
50d-8-96Q-Auto-10	0,84	387	2,3	0,1	736,0	795,0	7.046	DMS
50d-8-96Q-Auto-12	0,94	310	2,8	0,1	589,0	661,3	8.684	
50d-8-96Q-Auto-14	0,89	361	2,8	0,1	687,0	752,6	8.466	
50d-96Q-Hand-02	2,45	155	5,0	0,1	295,4	488,2	38.507	
50d-96Q-Hand-04	3,07	194	5,0	0,1	369,7	664,5	16.725	
50d-96Q-Hand-06	3,86	232	5,0	0,1	442,2	854,5	9.001	
50d-96Q-Hand-08	4,44	194	5,0	0,1	368,5	810,0	8.376	
50d-96Q-Hand-10	4,40	155	5,0	0,1	299,1	678,2	12.820	
50d-96Q-Hand-12	4,81	103	6,0	0,1	197,3	494,5	136.565	DMS
50d-96Q-Hand-14	4,44	155	5,0	0,1	296,4	679,1	11.067	
50d-96Q-Hand-16	3,80	103	34,2	0,1	197,0	438,2	50.400	
50d-96Q-Hand-18	2,72	258	2,5	0,1	493,4	785,5	7.451	
50d-8-96M-RR-06	1,16	77	34,0	0,1	146,3	195,5	2.115.600	
50d-8-96M-RR-08	1,51	194	5,0	0,1	367,4	494,5	31.190	
50d-8-96M-RR-10	1,33	310	2,5	0,1	589,1	717,3	8.185	DMS
50d-8-96M-RR-13	1,78	232	5,0	0,1	439,4	606,4	29.730	
50d-8-96M-RR-14	1,96	284	2,2	0,1	537,9	748,2	13.049	
50d-8-96M-RR-15	2,28	155	5,0	0,1	294,1	479,1	60.525	
50d-8-96M-RR-16	2,46	194	5,0	0,1	368,0	592,7	20.182	
50d-8-96M-RR-18	1,89	258	5,0	0,1	489,5	680,9	10.833	
50d-8-96M-RR-19	1,93	258	2,6	0,1	488,6	683,6	13.190	
50d-96M-VG-02	0,75	194	3,5	0,1	356,5	409,1	82.000	
50d-96M-VG-04	1,10	194	5,0	0,1	356,5	446,4	47.456	
50d-96M-VG-06	1,10	155	5,0	0,1	284,4	364,5	58.790	
50d-96M-VG-08	0,44	310	2,2	0,1	569,7	590,0	15.228	DMS
50d-96M-VG-10	1,01	232	3,5	0,1	425,6	513,6	26.426	
50d-96M-VG-12	1,41	77	34,2	0,1	140,8	207,3	599.600	
50d-8-11Q-02	0,72	194	1,5	0,1	374,4	408,2	37.108	
50d-8-11Q-04	1,35	194	5,0	0,1	374,4	475,5	26.342	
50d-8-11Q-06	2,03	232	3,2	0,1	460,0	565,5	10.974	
50d-8-11Q-08	2,15	232	3,2	0,1	453,4	639,1	9.981	
50d-8-11Q-09	2,02	155	2,0	0,1	302,9	464,5	33.093	
50d-8-11Q-10	2,06	155	2,0	0,1	298,6	452,7	27.599	
50d-8-11Q-12	2,55	116	5,0	0,1	226,3	358,2	65.614	
50d-8-11Q-18	1,86	310	1,0	0,1	605,8	793,6	3.466	DMS
50d-8-11Q-20	1,14	77	33,9	0,1	150,5	194,5	198.700	
50d-8-11Q-23	2,74	258	5,0	0,1	489,5	790,0	8.143	
50d-8-11Q-29	2,77	284	1,0	0,1	547,1	858,2	4.497	
50d-8-11Q-34	0,99	77	34,0	0,1	148,2	186,4	911.200	
50d-8-11Q-36	1,78	258	5,0	0,1	503,3	668,2	9.911	

Probekörper	Winkel- verzug β [°]	Prüfkraft F [kN]	Frequenz f [Hz]	R $\sigma_{\min}/\sigma_{\max}$	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{korr}}$ [N/mm ²]	Bruch- lastspiele N _f	Bemerkung
40-8-96Q-02	3,2	200	5,0	0,1	375,0	631,8	18.944	
40-8-96Q-04	3,0	160	5,0	0,1	300,0	509,2	36.967	
40-8-96Q-06	3,0	200	5,0	0,1	375,0	617,1	19.325	
40-8-96Q-08	3,0	120	34,3	0,1	225,0	400,7	97.900	
40-8-96Q-10	3,2	160	5,0	0,1	300,0	529,4	37.194	
40-8-96Q-12	3,1	80	34,1	0,1	150,0	286,7	271.100	
40-8-96Q-14	2,7	60	33,9	0,1	112,5	204,7	2.041.900	
40-8-96Q-18	2,8	180	5,0	0,1	337,5	545,6	27.030	
40-8-96Q-20	3,1	240	5,0	0,1	450,0	724,4	11.911	
40-8-96Q-22	2,0	240	5,0	0,1	450,0	602,4	14.443	
40-8-96Q-24	2,3	280	5,0	0,1	525,0	723,8	9.331	
40-8-96Q-26	1,9	160	2,6	0,1	300,0	415,5	46.261	
40-8-96Q-28	2,0	320	2,6	0,1	600,0	763,7	6.936	
40-8-96Q-30	1,9	400	1,0	0,1	750,0	921,5	4.722	DMS
40-8-96Q-32	2,4	360	2,2	0,1	675,0	913,6	4.311	
40-8-96Q-34	2,4	400	2,2	0,1	750,0	993,8	4.354	
40-8-96Q-36	2,4	510	1,0	0,1	956,3	1.219,7	1.542	DMS
40-8-96Q-38	2,5	480	2,2	0,1	900,0	1.174,4	2.029	
40-8-96Q-40	2,5	520	1,0	0,1	975,0	1.262,8	35	Bruch GM
40-8-96Q-42	2,6	500	1,0	0,1	937,5	1.236,7	1.824	
40-8-96M-RR-02	1,6	200	5,0	0,1	375,0	477,5	28.130	
40-8-96M-RR-04	1,9	160	5,0	0,1	300,0	419,0	61.455	
40-8-96M-RR-06	2,0	120	34,5	0,1	225,0	327,8	157.200	
40-8-96M-RR-08	1,7	200	5,0	0,1	375,0	489,6	28.430	
40-8-96M-RR-10	1,5	160	5,0	0,1	300,0	383,2	64.044	
40-8-96M-RR-12	1,7	80	34,2	0,1	150,0	214,1	551.800	
40-8-96M-RR-14	1,7	180	5,0	0,1	337,5	443,8	36.920	
40-8-96M-RR-16	1,2	240	5,0	0,1	450,0	511,3	17.346	
40-8-96M-RR-18	1,3	280	5,0	0,1	525,0	602,3	12.360	
40-8-96M-RR-20	1,3	320	2,6	0,1	600,0	682,5	7.836	
40-8-96M-RR-22	1,3	480	1,0	0,1	900,0	963,8	1.524	
40-8-96M-RR-24	1,2	400	1,0	0,1	750,0	811,9	4.557	DMS
40-8-96M-VG-04	0,8	360	1,0	0,1	675,0	671,5	6.339	
40-8-96M-VG-06	1,0	280	2,6	0,1	525,0	559,5	11.766	DMS
40-8-96M-VG-08	1,1	320	2,6	0,1	600,0	648,6	7.732	
40-8-96M-VG-10	1,4	240	3,8	0,1	450,0	526,9	23.500	
40-8-96M-VG-12	1,2	60	33,9	0,1	112,5	142,3	5.806.100	Durchläufer
40-8-96M-VG-14	0,7	200	5,0	0,1	375,0	381,6	27.518	
40-8-96M-VG-16	1,2	160	5,0	0,1	300,0	349,0	55.768	
40-8-96M-VG-18	1,0	180	5,0	0,1	337,5	378,4	52.685	
40-8-11Q-02	1,3	200	5,0	0,1	375,0	449,8	20.507	
40-8-11Q-04	1,5	160	5,0	0,1	300,0	383,8	30.011	
40-8-11Q-06	1,4	120	34,0	0,1	225,0	290,7	76.600	
40-8-11Q-08	1,7	200	5,0	0,1	375,0	482,3	16.458	
40-8-11Q-10	1,4	160	5,0	0,1	300,0	377,0	34.355	
40-8-11Q-12	1,7	80	34,0	0,1	150,0	213,1	268.400	
40-8-11Q-14	1,6	60	33,7	0,1	112,5	162,0	1.472.600	
40-8-11Q-16	1,4	180	5,0	0,1	337,5	413,0	30.325	
40-8-11Q-18	1,4	240	3,8	0,1	450,0	530,2	13.551	
40-8-11Q-20	1,4	240	5,0	0,1	450,0	530,4	13.475	
40-8-11Q-22	1,6	280	5,0	0,1	525,0	638,9	8.495	
40-8-11Q-24	1,6	375	2,5	0,1	703,1	826,1	3.505	DMS
40-8-11Q-26	1,5	425	1,0	0,1	796,9	900,3	2.795	DMS
40-8-11Q-28	1,7	320	2,6	0,1	600,0	737,0	6.283	
40-8-11Q-30	1,5	360	2,2	0,1	675,0	782,1	4.140	
40-8-11Q-32	0,9	400	2,2	0,1	750,0	757,8	3.818	
40-8-11Q-34	0,7	480	2,2	0,1	900,0	873,2	2.462	
40-8-11Q-36	1,2	520	1,0	0,1	975,0	1.030,9	1.484	
40-8-11Q-38	1,2	560	1,0	0,1	1.050,0	1.096,4	1.255	
40-8-11Q-40	1,5	600	1,0	0,1	1.125,0	1.232,5	1.005	

B.2 Probenvermessung und Bewertung Stumpfnahht

B.2.1 Skizze und Definition



B.2.2 Abmessungen

Probekörper Stumpfnahht	Breite b [mm]	Dicke t [mm]	Probekörper Stumpfnahht	Breite b [mm]	Dicke t [mm]	Probekörper Stumpfnahht	Breite b [mm]	Dicke t [mm]
50d-8-96Q-Auto-02	58,4	8,11	50d-8-96M-RR-06	59,2	8,03	50d-8-11Q-02	58,3	7,95
50d-8-96Q-Auto-04	58,5	8,12	50d-8-96M-RR-08	59,4	8,01	50d-8-11Q-04	58,3	8,02
50d-8-96Q-Auto-06	58,5	8,06	50d-8-96M-RR-10	59,2	8,01	50d-8-11Q-06	58,2	7,78
50d-8-96Q-Auto-08	58,5	8,08	50d-8-96M-RR-13	59,4	8,03	50d-8-11Q-08	58,3	7,90
50d-8-96Q-Auto-10	58,4	8,09	50d-8-96M-RR-14	59,4	8,04	50d-8-11Q-09	58,3	7,92
50d-8-96Q-Auto-12	58,4	8,07	50d-8-96M-RR-15	59,3	8,06	50d-8-11Q-10	58,4	7,96
50d-8-96Q-Auto-14	58,4	8,09	50d-8-96M-RR-16	59,3	8,08	50d-8-11Q-12	59,4	7,85
50d-8-96Q-Hand-02	58,3	8,13	50d-8-96M-RR-18	59,3	8,03	50d-8-11Q-18	58,3	7,93
50d-8-96Q-Hand-04	58,3	8,12	50d-8-96M-RR-19	59,4	8,01	50d-8-11Q-20	58,3	7,91
50d-8-96Q-Hand-06	58,3	8,12	50d-8-96M-VG-02	58,3	8,39	50d-8-11Q-23	59,3	8,01
50d-8-96Q-Hand-08	58,5	8,11	50d-8-96M-VG-04	58,3	8,46	50d-8-11Q-29	58,4	7,98
50d-8-96Q-Hand-10	58,2	7,96	50d-8-96M-VG-06	58,4	8,46	50d-8-11Q-34	59,2	7,90
50d-8-96Q-Hand-12	58,0	8,11	50d-8-96M-VG-08	58,3	8,43	50d-8-11Q-36	58,4	7,88
50d-8-96Q-Hand-14	58,1	8,07	50d-8-96M-VG-10	58,4	8,44			
50d-8-96Q-Hand-16	58,1	8,15	50d-8-96M-VG-12	58,6	8,44			
50d-8-96Q-Hand-18	58,1	8,09						

B.2.3 Schweißnahtbewertung für Schweißnahtüberhöhung h und Nahtbreite s

Probekörper	Nahtbreite s		Nahtüberhöhung h		Eingruppierung			
	oben [mm]	unten [mm]	oben [mm]	unten [mm]	DIN EN ISO 5817		DIN EN 1993-1-9	
Stumpfnah					oben	unten	oben	unten
50d-8-96Q-Auto-02	10,90	11,41	1,80	1,60	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-04	10,97	12,04	2,00	1,60	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-06	11,11	11,78	2,00	1,80	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-08	11,25	11,95	2,00	1,60	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-10	11,30	12,20	2,00	2,00	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-12	10,25	11,80	1,80	1,40	B	B	80	80
50d-8-96Q-Auto-14	10,20	12,00	2,40	1,00	C	B	80	90
50d-8-96Q-Hand-02	5,69	13,24	0,80	1,00	B	B	90	80
50d-8-96Q-Hand-04	4,80	11,80	1,20	0,80	B	B	90	80
50d-8-96Q-Hand-06	5,30	10,70	1,00	0,80	B	B	90	80
50d-8-96Q-Hand-08	6,10	10,90	0,70	1,20	B	B	90	80
50d-8-96Q-Hand-10	6,80	8,45	0,70	1,40	B	B	90	80
50d-8-96Q-Hand-12	4,75	12,58	1,20	1,20	B	B	90	-
50d-8-96Q-Hand-14	6,13	10,00	1,40	0,40	B	B	80	90
50d-8-96Q-Hand-16	5,80	11,60	1,00	1,20	B	B	90	-
50d-8-96Q-Hand-18	6,58	12,44	1,40	1,30	B	B	80	80
50d-8-96M-RR-06	9,09	14,26	1,60	2,00	B	C	80	-
50d-8-96M-RR-08	10,39	14,41	1,60	1,90	B	B	80	80
50d-8-96M-RR-10	9,95	12,36	1,90	1,70	B	B	80	80
50d-8-96M-RR-13	10,00	13,60	1,60	2,00	B	B	80	80
50d-8-96M-RR-14	9,27	14,48	1,80	1,20	B	B	80	80
50d-8-96M-RR-15	9,80	15,38	1,40	2,20	B	C	90	-
50d-8-96M-RR-16	10,10	14,40	1,40	2,80	B	D	90	-
50d-8-96M-RR-18	11,17	14,10	1,80	2,50	B	C	80	-
50d-8-96M-RR-19	9,30	14,57	2,20	1,80	B	B	80	80
50d-8-96M-VG-02	10,30	14,10	1,80	2,20	B	C	80	-
50d-8-96M-VG-04	9,75	15,35	1,80	2,20	B	C	80	-
50d-8-96M-VG-06	10,70	15,00	1,70	2,00	B	B	80	80
50d-8-96M-VG-08	10,55	15,15	1,60	2,40	B	B	80	-
50d-8-96M-VG-10	10,77	15,03	2,20	2,40	B	C	80	-
50d-8-96M-VG-12	10,63	12,85	2,00	1,90	B	B	80	80
50d-8-11Q-02	9,80	13,80	2,60	1,40	C	B	80	80
50d-8-11Q-04	10,13	12,50	1,60	2,00	B	B	80	80
50d-8-11Q-06	7,37	12,32	1,60	1,60	B	B	80	-
50d-8-11Q-08	9,90	13,75	2,00	1,80	B	B	80	80
50d-8-11Q-09	8,25	12,48	1,40	1,80	B	B	80	-
50d-8-11Q-10	10,32	13,43	2,00	1,50	B	B	80	80
50d-8-11Q-12	9,84	14,73	1,10	2,00	B	C	90	-
50d-8-11Q-18	10,17	14,71	2,60	1,50	C	B	80	80
50d-8-11Q-20	9,82	9,81	1,00	2,40	B	C	80	-
50d-8-11Q-23	9,57	16,13	1,90	1,20	B	B	80	80
50d-8-11Q-29	9,70	13,01	1,40	2,20	B	B	80	80
50d-8-11Q-34	9,06	15,16	1,00	2,20	B	C	90	-
50d-8-11Q-36	9,14	14,88	1,00	1,50	B	B	90	80

B.2.4 Schweißnahtbewertung für axialen Versatz e und Winkelverzug β

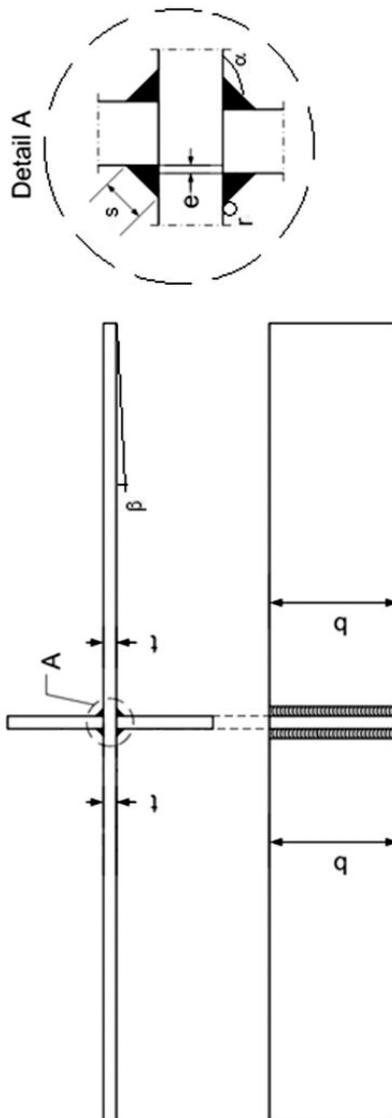
Probekörper Stumpfnaht	Eingruppierung nach DIN EN ISO 5817				
	Versatz e [mm]	Tabelle 1	Anhang C	Verzug β [°]	Anhang C
50d-8-96Q-Auto-02	-0,08	B	B90	0,56	B90
50d-8-96Q-Auto-04	-0,06	B	B90	0,40	B90
50d-8-96Q-Auto-06	-0,02	B	B90	0,20	B90
50d-8-96Q-Auto-08	-0,06	B	B90	1,00	B90
50d-8-96Q-Auto-10	0,02	B	B90	0,84	B90
50d-8-96Q-Auto-12	-0,05	B	B90	0,94	B90
50d-8-96Q-Auto-14	-0,08	B	B90	0,89	B90
50d-8-96Q-Hand-02	-0,08	B	B90	2,45	-
50d-8-96Q-Hand-04	0,00	B	B90	3,07	-
50d-8-96Q-Hand-06	-0,15	B	B90	3,86	-
50d-8-96Q-Hand-08	-0,31	B	B90	4,44	-
50d-8-96Q-Hand-10	-0,47	B	B90	4,40	-
50d-8-96Q-Hand-12	-0,03	B	B90	4,81	-
50d-8-96Q-Hand-14	0,20	B	B90	4,44	-
50d-8-96Q-Hand-16	0,05	B	B90	3,80	-
50d-8-96Q-Hand-18	0,16	B	B90	2,72	-
50d-8-96M-RR-06	-0,11	B	B90	1,16	C63
50d-8-96M-RR-08	-0,07	B	B90	1,51	C63
50d-8-96M-RR-10	0,67	B	B90	1,33	C63
50d-8-96M-RR-13	0,25	B	B90	1,78	C63
50d-8-96M-RR-14	0,32	B	B90	1,96	C63
50d-8-96M-RR-15	-0,08	B	B90	2,28	-
50d-8-96M-RR-16	-0,58	B	B90	2,46	-
50d-8-96M-RR-18	-0,56	B	B90	1,89	C63
50d-8-96M-RR-19	-0,08	B	B90	1,93	C63
50d-8-96M-VG-02	-0,03	B	B90	0,75	B90
50d-8-96M-VG-04	-0,17	B	B90	1,10	C63
50d-8-96M-VG-06	0,16	B	B90	1,10	C63
50d-8-96M-VG-08	-0,27	B	B90	0,44	B90
50d-8-96M-VG-10	-0,08	B	B90	1,10	C63
50d-8-96M-VG-12	0,24	B	B90	1,41	C63
50d-8-11Q--02	0,06	B	B90	0,72	B90
50d-8-11Q--04	0,00	B	B90	1,35	C63
50d-8-11Q--06	-0,03	B	B90	2,03	-
50d-8-11Q--08	-0,07	B	B90	2,15	-
50d-8-11Q--09	-0,13	B	B90	2,02	-
50d-8-11Q--10	-0,10	B	B90	2,06	-
50d-8-11Q--12	0,45	B	B90	2,55	-
50d-8-11Q--18	0,12	B	B90	1,86	C63
50d-8-11Q--20	0,05	B	B90	1,14	C63
50d-8-11Q--23	-0,36	B	B90	2,74	-
50d-8-11Q--29	0,46	B	B90	2,77	-
50d-8-11Q--34	0,17	B	B90	0,99	B90
50d-8-11Q--36	0,09	B	B90	1,78	C63

B.2.5 Schweißnahtbewertung für Nahtübergangsradius r und Nahtanstiegswinkel α

Probekörper	Nahtanstiegswinkel α [°]				DIN EN ISO 5817 Tabelle 1				Nahtübergangsradius r [mm]				DIN EN ISO 5817 Anhang C				
	oben		unten		oben		unten		oben		unten		oben		unten		
	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	
Stumpfnah																	
50d-8-96Q-Auto-02	156	152	159	157	B	B	B	B	7,0	6,5	8,5	6,5	-	-	-	-	
50d-8-96Q-Auto-04	156	158	153	159	B	B	B	B	6,0	7,0	5,5	5,5	-	-	-	-	
50d-8-96Q-Auto-06	154	156	155	157	B	B	B	B	6,0	5,0	6,0	5,0	-	-	-	-	
50d-8-96Q-Auto-08	155	152	149	153	B	B	C	B	3,5	4,0	6,0	6,0	B125	B125	-	-	
50d-8-96Q-Auto-10	157	156	150	148	B	B	B	C	4,5	6,0	4,5	4,0	-	-	-	B125	
50d-8-96Q-Auto-12	159	160	146	155	B	B	C	B	8,0	10,0	3,0	3,0	-	-	B125	B125	
50d-8-96Q-Auto-14	144	152	162	161	C	B	B	B	3,5	3,5	16,5	15,5	B125	B125	-	-	
50d-8-96Q-Hand-02	158	163	152	155	B	B	B	B	6,5	11,5	5,0	3,0	-	-	-	B125	
50d-8-96Q-Hand-04	156	157	136	133	B	B	C	C	12,0	13,0	2,0	1,5	-	-	B125	B125	
50d-8-96Q-Hand-06	161	164	155	152	B	B	B	B	11,5	9,5	4,0	3,0	-	-	B125	B125	
50d-8-96Q-Hand-08	159	164	144	144	B	B	C	C	7,0	15,5	3,5	3,5	-	-	B125	B125	
50d-8-96Q-Hand-10	155	168	150	153	B	B	B	B	13,0	30,5	4,5	5,5	-	-	-	-	
50d-8-96Q-Hand-12	164	165	151	159	B	B	B	B	7,0	17,5	2,5	10,5	-	-	B125	-	
50d-8-96Q-Hand-14	168	164	145	147	B	B	C	C	20,0	14,0	2,5	3,0	-	-	B125	B125	
50d-8-96Q-Hand-16	161	161	163	157	B	B	B	B	25,0	11,0	11,0	12,5	-	-	-	-	
50d-8-96Q-Hand-18	163	161	147	150	B	B	C	B	14,0	10,5	5,5	3,0	-	-	-	B125	
50d-8-96M-RR-06	149	152	150	154	B	B	B	B	2,5	5,5	6,5	4,5	B125	-	-	-	
50d-8-96M-RR-08	149	149	146	151	C	C	C	B	5,5	6,5	9,5	3,5	-	-	-	B125	
50d-8-96M-RR-10	150	145	150	156	B	C	B	B	2,5	3,0	8,5	6,0	B125	B125	-	-	
50d-8-96M-RR-13	150	148	156	149	B	C	B	C	3,5	11,5	13,5	3,0	B125	-	-	B125	
50d-8-96M-RR-14	148	136	148	151	C	C	C	B	3,0	2,5	2,5	5,0	B125	B125	B125	-	
50d-8-96M-RR-15	154	166	143	157	B	B	C	B	7,5	11,0	5,0	11,0	-	-	-	-	
50d-8-96M-RR-16	147	138	158	144	C	C	B	C	5,0	3,0	5,5	5,5	-	B125	-	-	
50d-8-96M-RR-18	147	157	139	153	C	B	C	B	6,0	7,5	4,0	6,5	-	-	B125	-	
50d-8-96M-RR-19	154	162	149	145	B	B	C	C	9,0	13,5	10,0	1,0	-	-	-	B125	
50d-8-96M-VG-02	161	150	144	152	B	B	C	C	12,0	5,0	1,5	1,5	-	-	B125	B125	
50d-8-96M-VG-04	144	145	147	160	C	C	C	B	6,0	8,0	2,0	4,0	-	-	B125	B125	
50d-8-96M-VG-06	153	142	147	149	B	C	C	C	5,0	3,0	3,5	3,0	-	B125	B125	B125	
50d-8-96M-VG-08	141	148	155	155	C	C	B	B	2,0	3,5	7,0	5,5	B125	B125	-	-	
50d-8-96M-VG-10	147	138	146	145	C	C	C	C	2,5	2,0	2,0	2,5	B125	B125	B125	B125	
50d-8-96M-VG-12	147	140	151	141	C	C	B	C	4,5	3,5	2,5	2,5	-	B125	B125	B125	
50d-8-11Q-02	153	156	151	150	B	B	B	B	8,0	7,5	4,5	2,5	-	-	B125	B125	
50d-8-11Q-04	150	154	165	153	B	B	B	B	5,0	6,0	17,5	4,5	-	-	-	-	
50d-8-11Q-06	161	155	146	154	B	B	C	B	11,5	7,5	4,0	9,5	-	-	B125	-	
50d-8-11Q-08	157	151	147	152	B	B	C	B	8,5	6,0	1,0	6,0	-	-	B125	-	
50d-8-11Q-09	157	156	148	152	B	B	C	B	4,5	10,5	4,5	6,0	-	-	-	-	
50d-8-11Q-10	143	155	139	146	C	B	C	C	2,5	11,5	1,5	3,5	B125	-	B125	B125	
50d-8-11Q-12	161	150	137	153	B	B	C	B	13,5	7,0	1,5	4,0	-	-	B125	B125	
50d-8-11Q-18	133	130	149	152	C	C	C	B	2,0	3,0	10,0	6,5	B125	B125	-	-	
50d-8-11Q-20	151	135	156	158	B	C	B	B	5,0	3,5	10,0	7,0	-	B125	-	-	
50d-8-11Q-23	158	164	146	153	B	B	C	B	8,5	16,0	2,0	4,0	-	-	B125	B125	
50d-8-11Q-29	144	160	158	143	C	B	B	C	3,0	13,0	12,5	3,0	B125	-	-	B125	
50d-8-11Q-34	161	137	148	152	B	C	C	B	12,0	2,5	3,5	2,0	-	B125	B125	B125	
50d-8-11Q-36	143	167	154	156	C	B	B	B	1,5	16,0	5,0	7,0	B125	-	-	-	

B.3 Probenvermessung und Bewertung Quersteife

B.3.1 Skizze und Definition



B.3.2 Abmessungen

Probekörper Quersteife	Probenbreite b [mm]		Probendicke t [mm]		Versatz e [mm]	Verzug b [°]
	links	rechts	links	rechts		
40-8-96Q-02	59,96	59,98	8,18	8,17	1,4	3,2
40-8-96Q-04	60,07	59,96	8,19	8,21	2,8	3,0
40-8-96Q-06	60,00	60,01	8,21	8,20	1,0	3,0
40-8-96Q-08	59,99	60,03	8,23	8,20	2,0	3,0
40-8-96Q-10	59,89	59,98	8,16	8,18	0,0	3,2
40-8-96Q-12	59,84	59,84	8,20	8,27	0,0	3,1
40-8-96Q-14	60,00	59,98	8,17	8,20	1,0	2,7
40-8-96Q-18	59,93	59,95	8,20	8,20	1,6	2,8
40-8-96Q-20	59,91	59,90	8,19	8,18	1,1	3,1
40-8-96Q-22	59,82	59,83	8,20	8,28	1,5	2,0
40-8-96Q-24	59,96	59,87	8,21	8,31	1,0	2,3
40-8-96Q-26	59,95	95,96	8,20	8,29	1,5	1,9
40-8-96Q-28	59,86	59,87	8,22	8,27	2,4	2,0
40-8-96Q-30	59,85	59,58	8,21	8,33	0,0	1,9
40-8-96Q-32	59,80	59,82	8,24	8,29	2,0	2,4
40-8-96Q-34	59,99	60,01	8,19	8,27	1,5	2,4
40-8-96Q-36	59,89	59,93	8,17	8,25	3,7	2,4
40-8-96Q-38	59,98	60,00	8,28	8,31	1,0	2,5
40-8-96Q-40	59,85	59,87	8,17	8,26	1,8	2,5
40-8-96Q-42	59,86	59,84	8,15	8,28	1,5	2,6
40-8-96M-RR-02	59,83	59,80	8,00	7,99	0,0	1,6
40-8-96M-RR-04	59,87	59,92	7,92	7,97	0,0	1,9
40-8-96M-RR-06	59,89	59,89	8,00	7,98	0,0	2,0
40-8-96M-RR-08	59,76	59,78	8,00	7,99	0,0	1,8
40-8-96M-RR-10	60,04	60,00	8,02	8,00	0,0	1,5
40-8-96M-RR-12	59,76	89,81	8,01	8,02	0,0	1,7
40-8-96M-RR-14	59,89	59,92	8,00	8,01	0,5	1,7
40-8-96M-RR-16	59,81	59,79	8,00	8,00	0,2	1,2
40-8-96M-RR-18	59,88	59,93	8,00	8,02	0,3	1,3
40-8-96M-RR-20	59,89	59,89	8,01	8,02	0,4	1,4
40-8-96M-RR-22	59,93	59,93	8,01	8,04	0,5	1,3
40-8-96M-RR-24	59,90	59,92	8,03	8,03	0,2	1,2
40-8-96M-VG-04	59,96	59,94	8,38	8,38	2,5	0,7
40-8-96M-VG-06	59,41	59,42	8,43	8,45	2,6	1,0
40-8-96M-VG-08	59,92	59,94	8,47	8,45	3,3	0,1
40-8-96M-VG-10	59,46	59,42	8,45	8,44	2,8	1,4
40-8-96M-VG-12	59,91	59,81	8,46	8,46	3,3	1,2
40-8-96M-VG-14	59,80	59,79	8,42	8,43	3,3	1,7
40-8-96M-VG-16	59,92	59,91	8,44	8,44	4,0	1,2
40-8-96M-VG-18	59,96	59,94	8,45	9,46	3,9	1,1
40-8-11Q-02	59,63	59,75	7,88	7,87	0,8	1,4
40-8-11Q-04	59,85	59,85	7,89	7,87	0,7	1,5
40-8-11Q-06	58,24	58,26	7,86	7,86	0,5	1,4
40-8-11Q-08	59,92	59,96	7,86	7,85	0,5	1,7
40-8-11Q-10	59,78	59,76	7,88	7,86	0,0	1,5
40-8-11Q-12	59,97	59,98	7,89	7,87	0,3	1,7
40-8-11Q-14	89,88	59,89	7,91	7,88	1,9	1,6
40-8-11Q-16	60,01	60,01	7,83	7,34	1,2	1,4
40-8-11Q-18	59,92	59,90	7,89	7,90	1,0	1,4
40-8-11Q-20	59,93	59,94	7,91	7,91	0,4	1,4
40-8-11Q-22	59,91	59,89	7,89	7,89	0,0	1,6
40-8-11Q-24	59,94	59,94	7,88	7,91	2,1	1,6
40-8-11Q-26	59,19	89,20	7,92	7,89	0,0	1,5
40-8-11Q-28	60,00	59,99	7,89	7,90	0,0	1,8
40-8-11Q-30	89,95	59,91	7,88	7,88	0,6	1,5
40-8-11Q-32	59,95	59,95	7,83	7,85	1,2	0,9
40-8-11Q-34	60,00	59,95	7,91	7,91	1,0	0,7
40-8-11Q-36	59,96	59,92	7,90	7,89	0,0	1,2
40-8-11Q-38	59,80	59,79	7,91	7,91	1,3	1,2
40-8-11Q-40	59,95	59,96	7,90	7,88	0,9	1,5

B.3.3 Bewertung der Schweißnahtüberhöhung h

Probekörper Quersteife	Nahtbreite s [mm]				Nahtüberhöhung h				DIN EN ISO 5817 Tabelle 1			
	oben		unten		oben		unten		oben		unten	
	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts
40-8-96Q-02	9,25	9,47	9,25	10,70	1,49	1,42	0,97	1,60	B	B	B	B
40-8-96Q-04	9,47	8,29	9,56	10,36	1,52	1,70	1,15	1,23	B	B	B	B
40-8-96Q-06	9,25	10,91	9,35	10,08	1,63	1,92	1,05	1,40	B	B	B	B
40-8-96Q-08	9,97	10,07	9,26	9,98	1,71	1,94	0,81	1,77	B	B	B	B
40-8-96Q-10	9,31	10,27	10,51	9,15	1,28	1,40	1,08	0,94	B	B	B	B
40-8-96Q-12	9,73	9,57	9,09	10,91	1,76	1,21	0,53	1,44	B	B	B	B
40-8-96Q-14	8,36	8,92	9,04	11,86	1,08	1,39	0,66	2,11	B	B	B	B
40-8-96Q-18	9,27	9,29	10,65	10,12	1,46	1,67	1,40	1,09	B	B	B	B
40-8-96Q-20	9,18	8,98	9,87	9,92	1,35	1,31	1,23	1,76	B	B	B	B
40-8-96Q-22	9,30	9,16	9,60	9,48	0,66	0,90	0,76	1,21	B	B	B	B
40-8-96Q-24	9,11	9,29	9,39	11,37	1,21	1,09	0,72	1,58	B	B	B	B
40-8-96Q-26	10,23	8,83	9,39	10,81	2,07	0,90	1,16	1,14	C	B	B	B
40-8-96Q-28	9,21	9,07	9,12	9,62	0,77	1,32	1,06	1,45	B	B	B	B
40-8-96Q-30	9,49	9,31	9,00	9,81	0,87	1,19	0,99	1,28	B	B	B	B
40-8-96Q-32	7,73	8,64	9,16	10,27	0,83	1,06	1,04	1,45	B	B	B	B
40-8-96Q-34	9,85	8,75	10,40	10,44	0,93	0,88	1,41	1,23	B	B	B	B
40-8-96Q-36	8,54	8,57	8,79	10,42	1,17	1,02	1,13	1,25	B	B	B	B
40-8-96Q-38	10,16	9,72	10,86	10,58	1,25	0,69	1,81	1,58	B	B	B	B
40-8-96Q-40	9,12	9,84	10,02	9,57	0,77	0,81	1,42	1,04	B	B	B	B
40-8-96Q-42	10,41	9,75	9,99	11,11	1,25	1,48	1,65	0,79	B	B	B	B
40-8-96M-RR-02	9,85	9,55	9,99	8,94	1,13	1,15	1,59	1,28	B	B	B	B
40-8-96M-RR-04	8,43	8,79	9,51	9,36	0,89	1,70	1,28	0,91	B	B	B	B
40-8-96M-RR-06	9,33	8,97	8,78	9,55	0,90	1,53	1,41	1,17	B	B	B	B
40-8-96M-RR-08	9,28	10,57	9,15	10,47	1,52	2,11	1,68	1,87	B	C	B	B
40-8-96M-RR-10	9,15	9,07	9,41	8,75	1,55	1,41	0,94	1,05	B	B	B	B
40-8-96M-RR-12	9,06	8,87	9,22	9,29	1,41	1,63	1,56	1,23	B	B	B	B
40-8-96M-RR-14	9,59	8,75	8,66	9,22	1,49	1,28	1,68	1,23	B	B	B	B
40-8-96M-RR-16	8,84	9,28	9,09	9,22	1,22	1,31	1,35	0,82	B	B	B	B
40-8-96M-RR-18	10,06	9,10	9,61	10,57	1,06	1,52	1,11	1,35	B	B	B	B
40-8-96M-RR-20	10,80	9,34	9,05	9,64	1,25	1,65	1,49	0,97	B	B	B	B
40-8-96M-RR-22	10,24	8,54	8,63	9,13	1,49	1,10	1,20	0,97	B	B	B	B
40-8-96M-RR-24	10,21	9,75	9,42	8,83	1,27	1,36	1,27	1,45	B	B	B	B
40-8-96M-VG-04	9,26	11,08	10,61	10,29	1,24	1,62	0,60	1,07	B	B	B	B
40-8-96M-VG-06	10,54	9,02	10,01	8,84	1,18	1,26	1,38	1,46	B	B	B	B
40-8-96M-VG-08	9,00	9,23	9,59	8,92	1,57	1,29	1,11	0,75	B	B	B	B
40-8-96M-VG-10	8,86	9,95	9,90	8,84	1,37	1,05	0,77	1,20	B	B	B	B
40-8-96M-VG-12	10,39	8,59	9,56	9,30	1,00	1,56	1,35	1,18	B	B	B	B
40-8-96M-VG-14	8,89	8,70	9,81	9,47	1,18	1,12	0,81	0,84	B	B	B	B
40-8-96M-VG-16	9,89	9,65	9,79	9,58	1,39	1,31	1,26	1,33	B	B	B	B
40-8-96M-VG-18	9,55	9,06	8,94	9,23	1,12	1,23	1,19	1,23	B	B	B	B
40-8-11Q-02	8,46	8,45	8,41	8,54	1,05	1,21	1,21	1,66	B	B	B	B
40-8-11Q-04	8,62	9,13	8,91	8,97	1,17	1,27	1,60	1,27	B	B	B	B
40-8-11Q-06	10,03	10,05	11,21	9,98	1,67	0,88	0,39	0,95	B	B	B	B
40-8-11Q-08	8,73	9,81	9,61	9,19	0,96	1,48	1,16	1,51	B	B	B	B
40-8-11Q-10	8,62	8,91	8,91	8,88	1,06	1,49	1,09	1,29	B	B	B	B
40-8-11Q-12	8,57	9,73	8,86	8,60	1,29	1,90	2,02	1,61	B	B	C	B
40-8-11Q-14	8,61	8,93	9,96	9,32	1,35	1,31	0,92	1,14	B	B	B	B
40-8-11Q-16	9,44	9,08	10,33	10,11	1,55	1,60	0,75	1,02	B	B	B	B
40-8-11Q-18	9,92	11,61	9,41	9,58	0,96	1,50	1,21	0,98	B	B	B	B
40-8-11Q-20	9,59	8,86	9,19	9,36	0,93	1,42	1,56	1,46	B	B	B	B
40-8-11Q-22	8,45	8,27	9,53	9,31	1,28	1,66	0,80	1,34	B	B	B	B
40-8-11Q-24	8,39	7,98	8,35	10,11	1,47	1,49	1,15	1,25	B	B	B	B
40-8-11Q-26	8,85	9,06	9,15	9,32	1,24	1,47	0,87	1,32	B	B	B	B
40-8-11Q-28	9,62	8,33	8,66	9,17	1,22	1,42	0,82	1,06	B	B	B	B
40-8-11Q-30	8,93	9,52	9,27	8,57	0,99	1,40	1,17	1,01	B	B	B	B
40-8-11Q-32	9,84	9,33	9,27	9,62	1,44	1,34	1,07	1,31	B	B	B	B
40-8-11Q-34	9,67	9,21	8,78	9,57	1,45	1,39	1,47	1,64	B	B	B	B
40-8-11Q-36	8,40	8,37	8,99	10,40	1,51	1,31	1,37	1,25	B	B	B	B
40-8-11Q-38	9,11	8,91	9,01	10,05	1,70	1,22	1,15	1,13	B	B	B	B
40-8-11Q-40	8,37	7,96	8,20	9,86	1,46	1,19	1,14	1,99	B	B	B	B

B.3.4 Bewertung des Winkelverzugs β

Probekörper Quersteife	Verzug β [°]	DIN EN ISO 5817 Anhang C
40-8-96Q-02	3,2	-
40-8-96Q-04	3,0	-
40-8-96Q-06	3,0	-
40-8-96Q-08	3,0	-
40-8-96Q-10	3,2	-
40-8-96Q-12	3,1	-
40-8-96Q-14	2,7	-
40-8-96Q-18	2,8	-
40-8-96Q-20	3,1	-
40-8-96Q-22	2,0	C63
40-8-96Q-24	2,3	-
40-8-96Q-26	1,9	C63
40-8-96Q-28	2,0	C63
40-8-96Q-30	1,9	C63
40-8-96Q-32	2,4	-
40-8-96Q-34	2,4	-
40-8-96Q-36	2,4	-
40-8-96Q-38	2,5	-
40-8-96Q-40	2,5	-
40-8-96Q-42	2,6	-
40-8-96M-RR-02	1,6	C63
40-8-96M-RR-04	1,9	C63
40-8-96M-RR-06	2,0	C63
40-8-96M-RR-08	1,8	C63
40-8-96M-RR-10	1,5	C63
40-8-96M-RR-12	1,7	C63
40-8-96M-RR-14	1,7	C63
40-8-96M-RR-16	1,2	C63
40-8-96M-RR-18	1,3	C63
40-8-96M-RR-20	1,4	C63
40-8-96M-RR-22	1,3	C63
40-8-96M-RR-24	1,2	C63
40-8-96M-VG-04	0,7	B90
40-8-96M-VG-06	1,0	B90
40-8-96M-VG-08	0,1	C63
40-8-96M-VG-10	1,4	C63
40-8-96M-VG-12	1,2	C63
40-8-96M-VG-14	1,7	C63
40-8-96M-VG-16	1,2	C63
40-8-96M-VG-18	1,1	C63
40-8-11Q-02	1,4	C63
40-8-11Q-04	1,5	C63
40-8-11Q-06	1,4	C63
40-8-11Q-08	1,7	C63
40-8-11Q-10	1,5	C63
40-8-11Q-12	1,7	C63
40-8-11Q-14	1,6	C63
40-8-11Q-16	1,4	C63
40-8-11Q-18	1,4	C63
40-8-11Q-20	1,4	C63
40-8-11Q-22	1,6	C63
40-8-11Q-24	1,6	C63
40-8-11Q-26	1,5	C63
40-8-11Q-28	1,8	C63
40-8-11Q-30	1,5	C63
40-8-11Q-32	0,9	B90
40-8-11Q-34	0,7	B90
40-8-11Q-36	1,2	C63
40-8-11Q-38	1,2	C63
40-8-11Q-40	1,5	C63

B.3.5 Bewertung der übermäßigen Asymmetrie der Kehlnaht

Probekörper	Nahtüberstand [mm]				a-Maß [mm]				DIN EN ISO 5817 Tabelle 1			
	oben		unten		oben		unten		oben		unten	
	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts
40-8-96Q-02	1,64	0,94	0,98	0,33	4,68	4,43	5,17	5,17	B	B	B	B
40-8-96Q-04	1,89	0,62	0,91	1,72	4,22	5,03	4,80	5,45	B	B	B	B
40-8-96Q-06	1,19	1,62	1,37	1,49	4,78	4,51	4,50	5,05	B	B	B	B
40-8-96Q-08	0,88	1,66	0,67	0,00	4,98	5,39	5,59	5,61	B	B	B	B
40-8-96Q-10	0,46	2,22	1,05	0,86	4,23	5,13	5,50	4,90	B	C	B	B
40-8-96Q-12	1,07	1,89	0,00	0,00	4,61	5,19	5,79	6,00	B	B	B	B
40-8-96Q-14	2,26	1,01	0,66	0,83	4,21	4,78	4,41	5,15	C	B	B	B
40-8-96Q-18	1,13	1,49	1,84	0,00	4,04	4,71	4,60	5,33	B	B	B	B
40-8-96Q-20	1,21	2,06	0,57	1,29	4,10	4,65	5,29	5,70	B	B	B	B
40-8-96Q-22	1,40	1,89	1,29	1,35	4,42	4,27	5,38	4,99	B	B	B	B
40-8-96Q-24	1,56	1,11	0,38	1,86	4,36	4,29	5,27	5,13	B	B	B	B
40-8-96Q-26	1,12	1,72	1,09	0,83	4,39	4,57	4,61	5,73	B	B	B	B
40-8-96Q-28	1,79	0,87	0,74	1,19	4,66	4,20	4,64	4,96	B	B	B	B
40-8-96Q-30	0,83	0,78	1,82	0,31	4,97	4,77	4,34	4,87	B	B	B	B
40-8-96Q-32	1,25	1,59	0,92	1,44	4,42	4,34	5,46	5,03	B	B	B	B
40-8-96Q-34	2,08	1,19	1,38	1,75	4,34	4,63	4,98	5,49	B	B	B	B
40-8-96Q-36	1,58	1,36	0,93	1,08	4,04	4,15	4,64	5,34	B	B	B	B
40-8-96Q-38	1,52	2,44	0,93	1,03	4,99	4,96	5,87	5,78	B	C	B	B
40-8-96Q-40	1,19	1,19	0,73	1,14	4,67	4,68	5,37	5,05	B	B	B	B
40-8-96Q-42	0,83	2,68	1,52	2,60	4,91	5,54	5,62	5,33	B	C	B	B
40-8-96M-RR-02	0,97	0,97	2,06	1,20	5,07	4,16	5,07	5,00	B	B	B	B
40-8-96M-RR-04	0,71	0,71	1,32	0,43	4,37	3,53	4,37	5,16	B	C	B	B
40-8-96M-RR-06	1,70	1,70	1,42	1,70	4,51	4,35	4,51	4,65	B	B	B	B
40-8-96M-RR-08	0,41	0,41	1,87	0,77	4,85	5,86	4,85	4,36	B	B	B	B
40-8-96M-RR-10	0,92	0,92	0,82	0,00	5,14	4,50	5,14	4,74	B	B	B	B
40-8-96M-RR-12	0,95	0,95	2,00	0,59	4,59	4,00	4,59	4,07	B	B	B	B
40-8-96M-RR-14	2,27	2,27	1,13	0,00	4,06	3,97	4,06	4,46	C	B	B	B
40-8-96M-RR-16	1,94	1,94	1,19	0,00	4,76	3,79	4,76	4,68	B	B	B	B
40-8-96M-RR-18	1,99	1,99	0,86	2,42	4,79	4,63	4,79	4,56	B	B	B	C
40-8-96M-RR-20	2,17	2,17	1,32	2,37	4,18	4,09	4,18	4,67	C	C	B	C
40-8-96M-RR-22	0,00	0,00	1,81	1,49	5,96	4,19	5,96	4,57	B	B	B	B
40-8-96M-RR-24	1,62	1,62	1,79	1,06	4,90	3,91	4,90	4,19	B	D	B	B
40-8-96M-VG-04	2,39	2,55	1,92	3,17	5,00	5,89	5,57	3,95	C	C	B	-
40-8-96M-VG-06	2,84	2,66	3,32	3,03	4,10	4,66	4,68	4,62	D	D	-	-
40-8-96M-VG-08	1,90	2,90	1,97	1,22	3,69	4,59	4,58	4,91	-	B	B	B
40-8-96M-VG-10	1,73	2,53	2,99	1,98	3,41	4,45	4,20	3,86	D	B	-	B
40-8-96M-VG-12	2,61	2,19	0,84	2,73	4,42	4,58	5,41	4,30	C	C	B	D
40-8-96M-VG-14	1,89	2,43	0,86	1,59	3,70	3,88	4,59	4,68	C	B	B	B
40-8-96M-VG-16	3,17	2,03	1,64	1,62	4,16	4,92	4,48	4,84	B	-	B	B
40-8-96M-VG-18	2,50	1,77	1,30	1,82	4,91	4,87	4,25	5,10	B	C	B	B
40-8-11Q-02	1,06	0,52	0,54	2,61	4,36	4,69	4,76	3,58	B	B	B	B
40-8-11Q-04	0,94	1,11	1,68	1,47	4,53	4,39	4,66	4,53	B	B	B	D
40-8-11Q-06	1,97	1,72	3,07	1,67	5,17	4,10	4,19	4,02	B	B	D	B
40-8-11Q-08	0,95	1,51	0,68	0,68	4,27	4,26	4,66	4,19	B	B	B	B
40-8-11Q-10	0,52	1,35	0,57	1,42	3,89	3,91	4,98	3,86	B	B	B	B
40-8-11Q-12	1,61	0,50	1,34	1,23	4,95	4,77	5,03	4,18	B	B	B	B
40-8-11Q-14	1,39	1,37	0,17	0,96	4,18	4,25	5,49	4,81	B	B	B	B
40-8-11Q-16	1,58	1,75	1,29	0,73	3,66	4,20	4,37	4,82	B	B	B	B
40-8-11Q-18	1,26	0,83	1,61	0,78	5,58	4,97	4,16	5,01	B	B	B	B
40-8-11Q-20	0,00	0,00	1,16	0,49	5,09	5,27	4,31	5,44	B	B	B	B
40-8-11Q-22	2,10	1,29	2,66	2,55	4,35	3,85	4,12	4,21	C	B	D	C
40-8-11Q-24	1,83	1,44	0,90	0,79	3,85	3,94	3,70	5,59	B	B	B	B
40-8-11Q-26	1,18	1,37	1,32	1,80	4,17	4,49	4,30	4,32	B	B	B	B
40-8-11Q-28	1,86	1,36	1,07	1,36	3,94	4,72	3,84	4,71	B	B	B	B
40-8-11Q-30	1,40	1,21	0,69	1,52	4,61	4,21	5,13	4,61	B	B	B	B
40-8-11Q-32	0,00	1,41	1,61	2,12	4,57	5,32	4,15	4,70	B	B	B	B
40-8-11Q-34	0,66	0,00	0,85	0,64	4,82	4,91	4,08	4,50	B	B	B	B
40-8-11Q-36	1,12	1,08	1,01	0,93	3,65	4,52	3,95	4,99	B	B	B	B
40-8-11Q-38	0,94	0,00	1,33	0,78	4,72	4,58	4,55	4,81	B	B	B	B
40-8-11Q-40	1,30	1,41	0,55	0,97	3,98	4,56	4,64	4,71	B	B	B	B

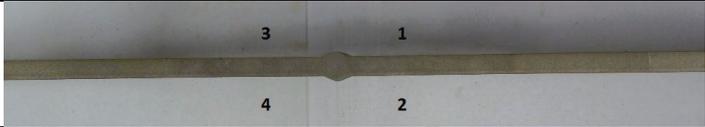
B.3.6 Schweißnahtbewertung für den Nahtanstiegswinkel α

Probekörper	Nahtanstiegswinkel α [°]				DIN EN ISO 5817 Tabelle 1			
	oben		unten		oben		unten	
	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts
40-8-96Q-02	128	121	140	114	B	B	B	B
40-8-96Q-04	111	130	135	136	B	B	B	B
40-8-96Q-06	116	124	129	123	B	B	B	B
40-8-96Q-08	124	109	140	127	B	C	B	B
40-8-96Q-10	123	123	125	129	B	B	B	B
40-8-96Q-12	126	116	138	120	B	B	B	B
40-8-96Q-14	119	137	131	99	B	B	B	B
40-8-96Q-18	119	122	127	124	B	B	B	B
40-8-96Q-20	133	122	118	123	B	B	B	B
40-8-96Q-22	132	132	138	131	B	B	B	B
40-8-96Q-24	130	129	132	132	B	B	B	B
40-8-96Q-26	124	132	129	123	B	B	B	B
40-8-96Q-28	127	128	133	127	B	B	B	B
40-8-96Q-30	122	133	120	108	B	B	B	C
40-8-96Q-32	125	131	132	123	B	B	B	B
40-8-96Q-34	132	133	137	131	B	B	B	B
40-8-96Q-36	129	125	112	123	B	B	B	B
40-8-96Q-38	142	129	131	113	B	B	B	B
40-8-96Q-40	136	128	121	135	B	B	B	B
40-8-96Q-42	121	134	124	129	B	B	B	B
40-8-96M-RR-02	141	122	111	130	B	B	B	B
40-8-96M-RR-04	129	129	122	130	B	B	B	B
40-8-96M-RR-06	123	129	132	130	B	B	B	B
40-8-96M-RR-08	107	132	126	123	C	B	B	B
40-8-96M-RR-10	123	119	128	127	B	B	B	B
40-8-96M-RR-12	119	121	116	126	B	B	B	B
40-8-96M-RR-14	124	123	110	128	B	B	B	B
40-8-96M-RR-16	131	133	126	130	B	B	B	B
40-8-96M-RR-18	125	117	124	126	B	B	B	B
40-8-96M-RR-20	126	118	126	132	B	B	B	B
40-8-96M-RR-22	134	126	132	130	B	B	B	B
40-8-96M-RR-24	127	132	125	124	B	B	B	B
40-8-96M-VG-04	145	138	162	135	B	B	B	B
40-8-96M-VG-06	138	133	127	131	B	B	B	B
40-8-96M-VG-08	128	129	135	133	B	B	B	B
40-8-96M-VG-10	131	125	142	129	B	B	B	B
40-8-96M-VG-12	131	130	135	138	B	B	B	B
40-8-96M-VG-14	132	130	129	133	B	B	B	B
40-8-96M-VG-16	138	132	141	135	B	B	B	B
40-8-96M-VG-18	127	139	139	124	B	B	B	B
40-8-11Q-02	120	118	112	124	B	B	B	B
40-8-11Q-04	127	129	116	133	B	B	B	B
40-8-11Q-06	130	136	131	131	B	B	B	B
40-8-11Q-08	122	126	103	121	B	B	C	B
40-8-11Q-10	121	116	113	127	B	B	B	B
40-8-11Q-12	130	124	112	125	B	B	B	B
40-8-11Q-14	125	120	128	131	B	B	B	B
40-8-11Q-16	122	120	131	122	B	B	B	B
40-8-11Q-18	122	131	134	126	B	B	B	B
40-8-11Q-20	122	122	127	120	B	B	B	B
40-8-11Q-22	116	123	129	127	B	B	B	B
40-8-11Q-24	119	124	116	119	B	B	B	B
40-8-11Q-26	118	121	134	130	B	B	B	B
40-8-11Q-28	134	132	128	123	B	B	B	B
40-8-11Q-30	121	124	122	127	B	B	B	B
40-8-11Q-32	123	118	122	127	B	B	B	B
40-8-11Q-34	106	119	112	118	B	B	B	B
40-8-11Q-36	118	122	127	132	B	B	B	B
40-8-11Q-38	127	119	127	123	B	B	B	B
40-8-11Q-40	129	115	118	127	B	B	B	B

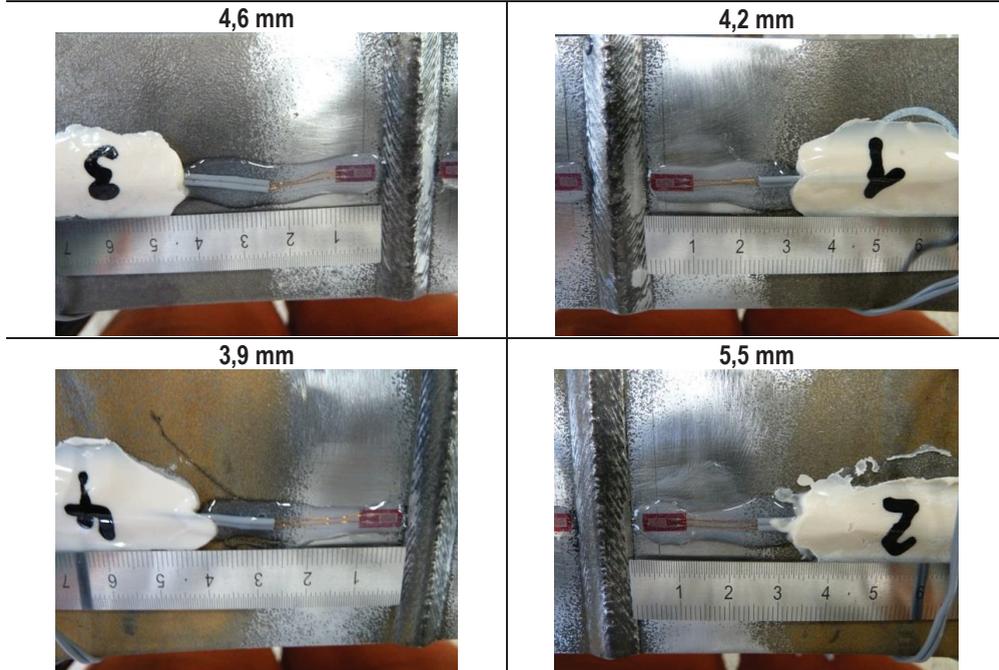
B.3.7 Schweißnahtbewertung für den Nahtübergangsradius r

Probekörper	Nahtübergangsradius r [mm]				DIN EN ISO 5817 Anhang C			
	oben		unten		oben		unten	
	links	rechts	links	rechts	links	rechts	links	rechts
40-8-96Q-02	2,0	5,0	6,5	3,5	-	B125	B125	-
40-8-96Q-04	9,5	4,0	5,5	6,5	B125	B125	B125	B125
40-8-96Q-06	4,5	2,0	3,5	3,0	B125	-	-	-
40-8-96Q-08	3,5	5,0	5,0	3,5	-	B125	B125	-
40-8-96Q-10	4,0	4,5	2,0	4,0	-	B125	-	-
40-8-96Q-12	5,0	6,0	6,0	4,0	B125	B125	B125	-
40-8-96Q-14	6,0	6,5	6,0	1,5	B125	B125	B125	-
40-8-96Q-18	4,5	4,0	3,0	4,0	B125	-	-	-
40-8-96Q-20	4,0	6,0	3,5	5,5	-	B125	-	-
40-8-96Q-22	5,5	3,5	5,5	3,5	B125	-	-	-
40-8-96Q-24	6,0	4,0	5,0	6,0	B125	-	-	B125
40-8-96Q-26	3,5	5,5	5,0	3,5	-	B125	B125	-
40-8-96Q-28	4,0	3,0	5,5	5,5	-	-	B125	B125
40-8-96Q-30	3,0	5,0	3,0	2,5	-	B125	-	-
40-8-96Q-32	4,5	3,0	4,0	1,5	B125	-	-	-
40-8-96Q-34	4,0	4,0	2,5	5,0	-	-	-	B125
40-8-96Q-36	5,5	3,5	2,0	2,0	B125	-	-	-
40-8-96Q-38	2,0	7,5	3,5	2,0	-	B125	-	-
40-8-96Q-40	6,5	3,5	4,0	4,0	B125	-	-	-
40-8-96Q-42	7,0	3,0	6,5	3,5	B125	-	B125	-
40-8-96M-RR-02	3,0	4,0	1,5	3,5	-	-	-	-
40-8-96M-RR-04	2,5	1,5	2,5	3,5	-	-	-	-
40-8-96M-RR-06	5,5	3,5	4,0	4,0	B125	-	-	-
40-8-96M-RR-08	2,0	2,0	2,5	2,5	-	-	-	-
40-8-96M-RR-10	2,5	2,0	3,0	2,0	-	-	-	-
40-8-96M-RR-12	0,5	3,5	2,5	2,0	-	-	-	-
40-8-96M-RR-14	4,0	3,0	3,0	1,5	B125	-	-	-
40-8-96M-RR-16	3,0	2,5	3,5	4,5	-	-	-	B125
40-8-96M-RR-18	5,5	5,5	3,5	3,0	B125	B125	-	-
40-8-96M-RR-20	3,0	2,5	5,5	5,5	-	-	B125	B125
40-8-96M-RR-22	2,0	5,0	4,5	4,0	-	B125	B125	-
40-8-96M-RR-24	2,5	2,5	2,5	3,0	-	-	-	-
40-8-96M-VG-04	5,0	10,5	6,0	2,0	B125	B125	B125	-
40-8-96M-VG-06	4,0	6,0	7,0	2,0	-	B125	B125	-
40-8-96M-VG-08	3,0	3,5	7,0	5,0	-	-	B125	B125
40-8-96M-VG-10	2,5	4,0	10,0	3,5	-	B125	B125	-
40-8-96M-VG-12	1,0	4,5	3,5	3,0	-	B125	-	-
40-8-96M-VG-14	2,0	4,5	1,5	4,0	-	B125	-	B125
40-8-96M-VG-16	4,0	3,5	4,0	4,5	B125	-	B125	B125
40-8-96M-VG-18	7,5	8,5	4,0	4,0	B125	B125	B125	B125
40-8-11Q-02	3,0	3,5	1,0	1,5	-	-	-	-
40-8-11Q-04	5,5	6,5	3,5	4,5	B125	B125	-	B125
40-8-11Q-06	3,0	3,0	5,5	2,5	-	-	B125	B125
40-8-11Q-08	4,0	3,0	4,5	4,0	B125	-	B125	B125
40-8-11Q-10	2,5	5,0	3,5	4,0	-	B125	-	B125
40-8-11Q-12	3,5	4,0	4,5	7,0	-	B125	B125	B125
40-8-11Q-14	3,5	3,5	3,0	6,5	-	-	-	B125
40-8-11Q-16	4,0	2,5	4,5	4,0	B125	-	B125	B125
40-8-11Q-18	3,5	4,5	4,0	4,0	-	B125	B125	B125
40-8-11Q-20	2,5	3,0	6,0	2,5	-	-	B125	-
40-8-11Q-22	3,5	4,0	4,5	4,0	-	B125	B125	B125
40-8-11Q-24	2,5	2,5	4,0	3,0	-	-	B125	-
40-8-11Q-26	3,0	4,0	4,5	4,5	-	B125	B125	B125
40-8-11Q-28	2,5	5,5	4,0	4,0	-	B125	B125	B125
40-8-11Q-30	3,5	5,5	3,5	5,5	-	B125	-	B125
40-8-11Q-32	3,5	5,0	4,5	3,5	-	B125	B125	-
40-8-11Q-34	3,0	1,5	3,0	4,5	-	-	-	B125
40-8-11Q-36	5,5	4,5	2,5	5,0	B125	B125	-	B125
40-8-11Q-38	2,0	5,5	3,5	5,5	-	B125	-	B125
40-8-11Q-40	4,5	7,0	3,5	4,5	B125	B125	-	B125

B.4 Dehnungsmessungen

50d-96Q-GFT10	
Lage der DMS	

Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß



Dehnungen [$\mu\text{m/m}$]

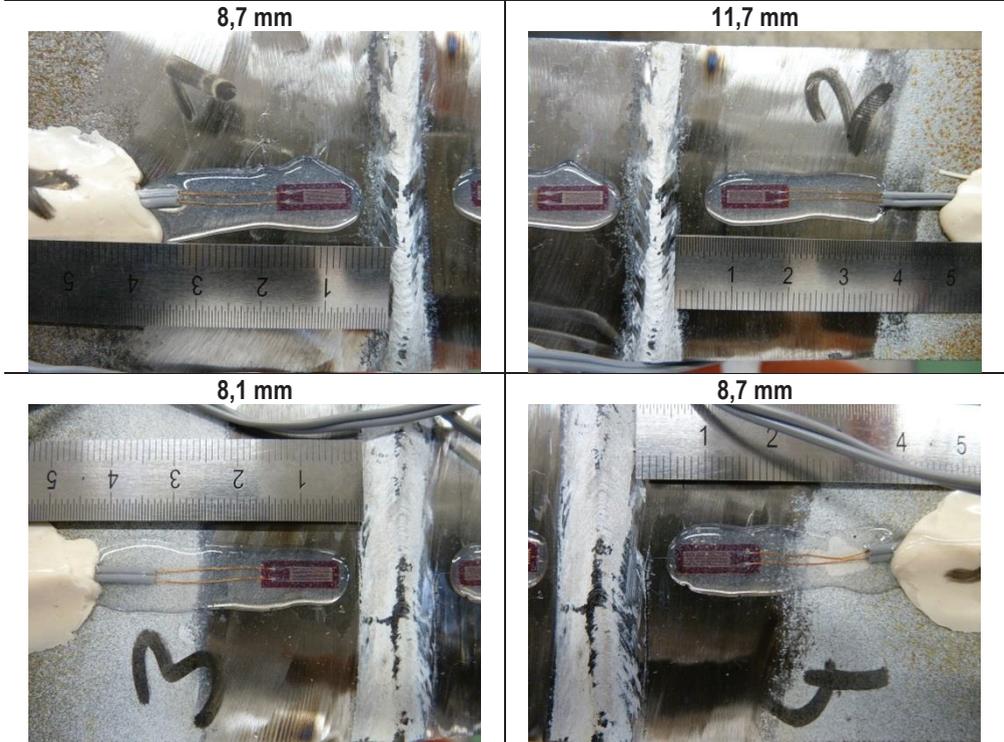
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	-2386	-2486	-2483	-2331	-2170	-2007	-1840	-1670	-1840	-2007	-2171	-2330	-2483
2	-2909	-2814	-2805	-2556	-2315	-2079	-1846	-1616	-1846	-2079	-2315	-2555	-2801
3	-2048	-2136	-2130	-1962	-1784	-1603	-1418	-1231	-1418	-1603	-1784	-1961	-2130
4	-2341	-2258	-2248	-2022	-1799	-1581	-1365	-1153	-1365	-1580	-1798	-2021	-2248

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	-21	-20	32	66	100	135	171	135	100	66	32	0	-21
2	20	22	52	103	152	201	250	201	152	103	53	1	20
3	-18	-17	35	73	111	150	189	150	111	73	35	0	-18
4	17	20	47	94	140	185	230	185	140	95	48	0	17



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

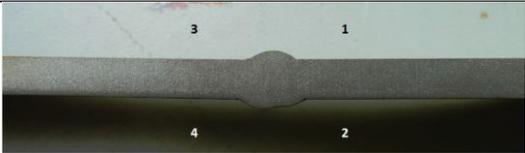


Dehnungen [µm/m]

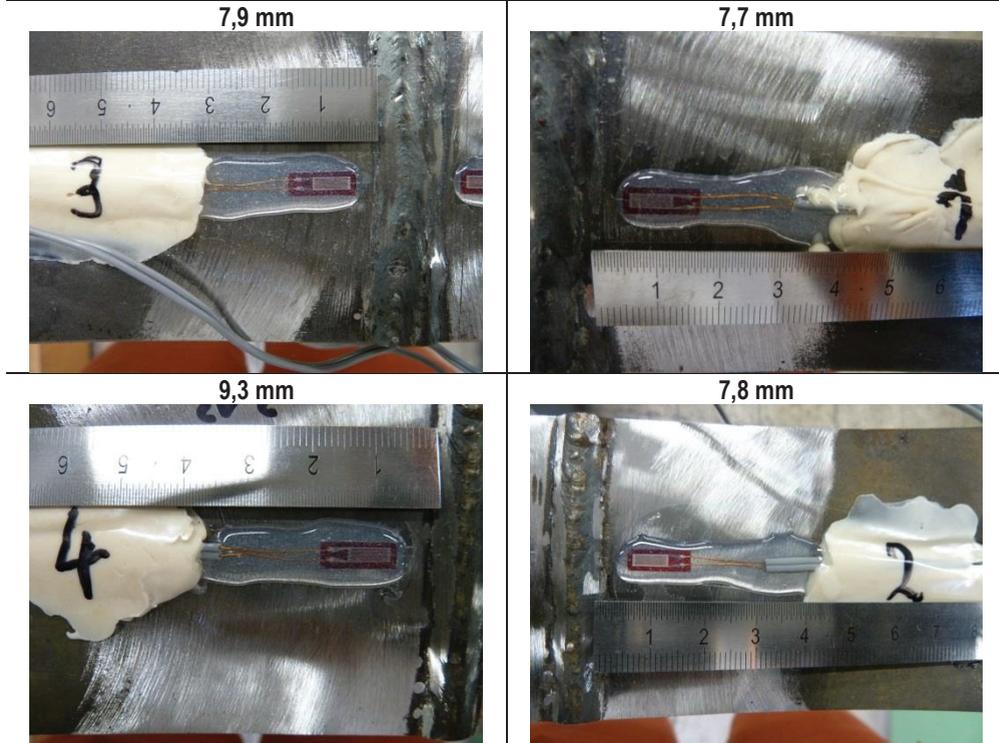
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	1073	1750	1799	2524	3014	3459	3871	4260	3870	3461	3021	2540	1766
2	1429	2130	2171	2905	3371	3791	4180	4544	4178	3790	3372	2912	2141
3	1653	1003	970	668	605	586	599	638	599	583	597	651	1009
4	1218	536	509	195	153	157	193	255	193	156	150	186	545

Spannungen [N/mm²]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	142	148	152	255	349	435	517	435	349	257	156	-7
2	0	147	152	154	252	340	422	498	421	340	252	156	-6
3	0	-137	-139	-63	-77	-81	-78	-70	-78	-81	-78	-67	8
4	0	-143	-145	-66	-75	-74	-66	-53	-66	-74	-75	-68	8

50d-96M-RR10	
Lage der DMS	

Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

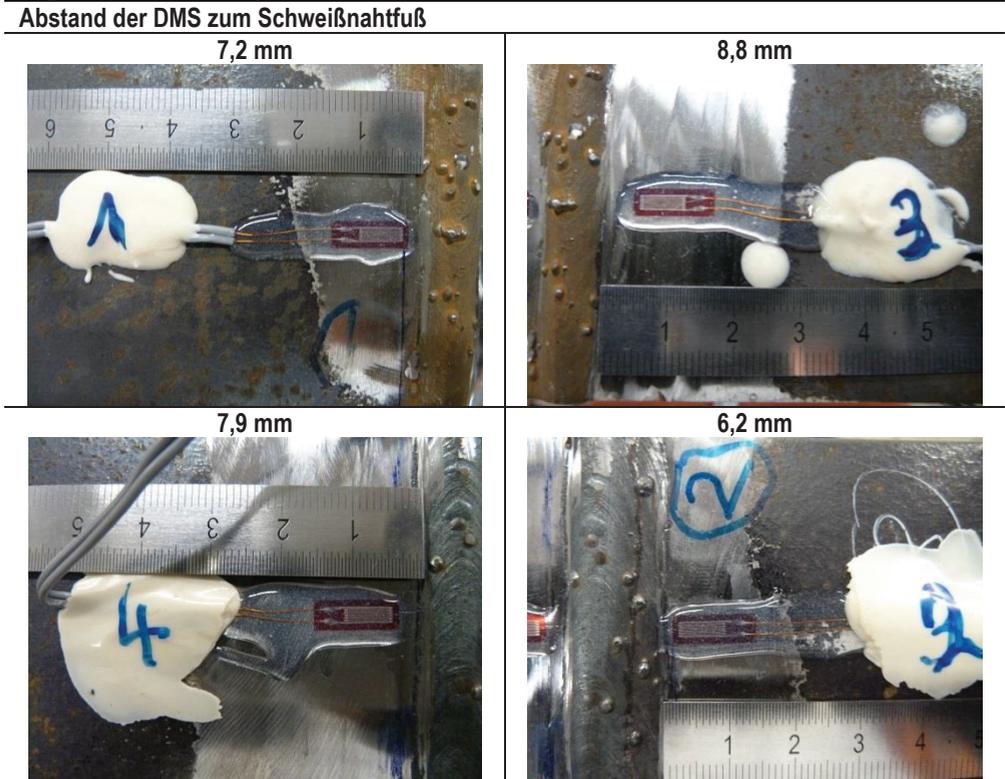


Dehnungen [µm/m]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	878	700	699	801	957	1118	1287	1460	1283	1111	946	786	716	
2	1108	1284	1278	1572	1825	2066	2304	2536	2302	2066	1827	1576	1250	
3	1404	1227	1233	1306	1447	1593	1747	1905	1742	1585	1438	1296	1257	
4	883	1063	1048	1369	1636	1894	2146	2394	2144	1892	1637	1369	1011	

Spannungen [N/mm²]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	0	-37	-38	21	54	88	123	160	123	87	52	18	4	
2	0	37	36	62	115	165	215	264	215	165	115	63	-6	
3	0	-37	-36	15	45	76	108	141	107	74	43	13	5	
4	0	38	35	67	123	178	231	283	230	177	124	67	-8	



Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

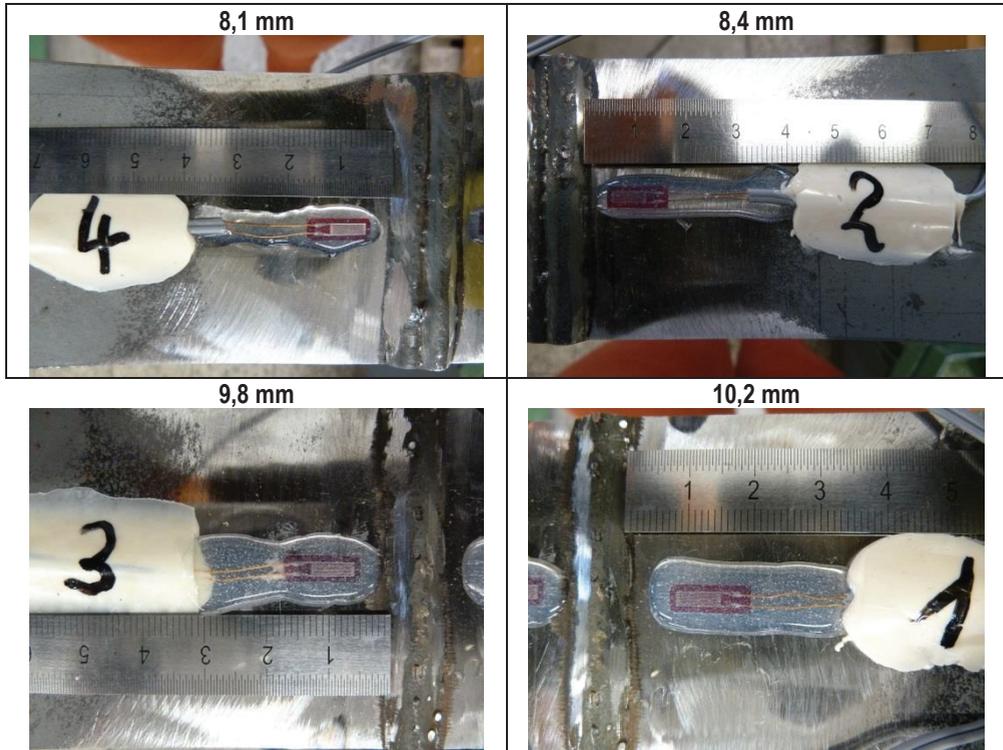
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	1038	1150	1163	1393	1607	1818	2028	2236	2026	1821	1612	1402	1177
2	1715	1602	1613	1786	1981	2178	2374	2573	2370	2173	1975	1779	1600
3	1309	1420	1422	1649	1856	2063	2270	2477	2268	2063	1858	1652	1442
4	1272	1166	1160	1330	1522	1717	1913	2114	1909	1710	1513	1319	1151

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	24	22	48	93	138	182	225	181	138	94	50	3
2	0	-24	-18	36	77	119	160	202	159	118	76	35	-3
3	0	23	20	48	91	135	178	222	178	135	92	48	4
4	0	-22	-20	36	76	117	158	200	157	116	74	33	-2



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

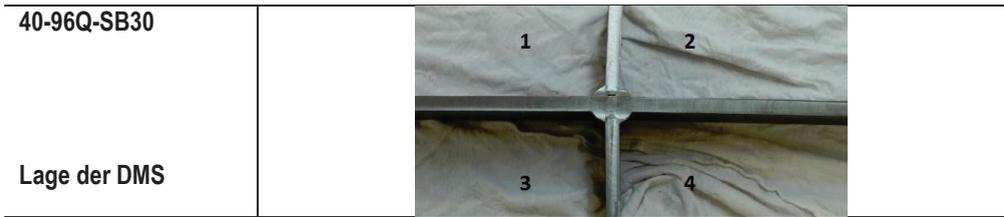


Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

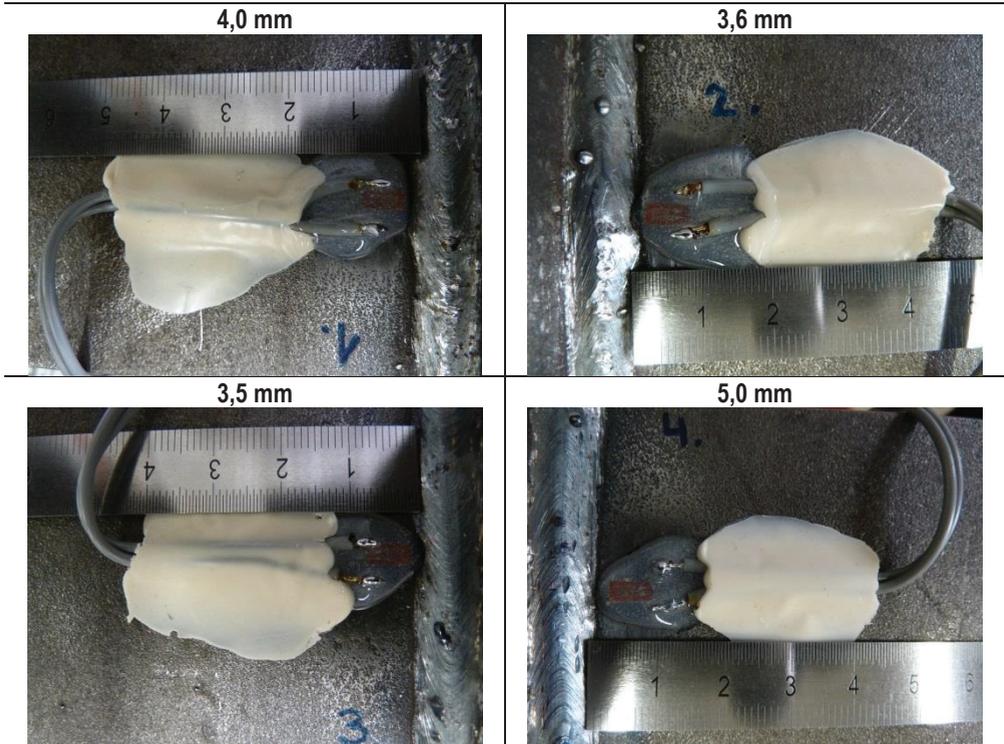
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	897	1145	1163	1566	1870	2156	2431	2697	2428	2155	1872	1572	1119
2	526	275	248	259	378	516	666	825	663	511	370	248	289
3	1533	1795	1822	2215	2532	2831	3114	3389	3112	2832	2539	2227	1792
4	484	233	208	225	324	444	574	716	570	438	315	212	234

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	52	56	85	148	209	266	322	266	208	149	86	-9
2	0	-53	-58	2	27	56	88	121	87	55	26	0	9
3	0	55	61	83	149	212	271	329	271	212	151	85	-6
4	0	-53	-58	4	24	50	77	107	76	48	22	1	5



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

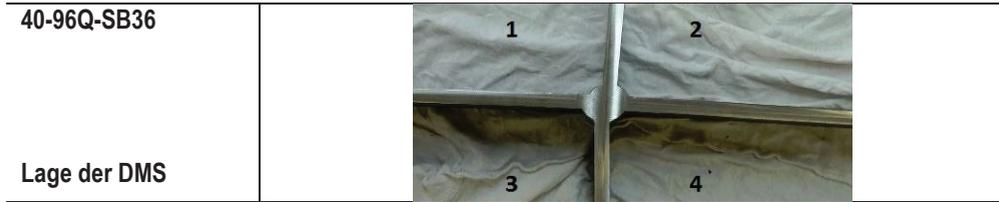


Dehnungen [µm/m]

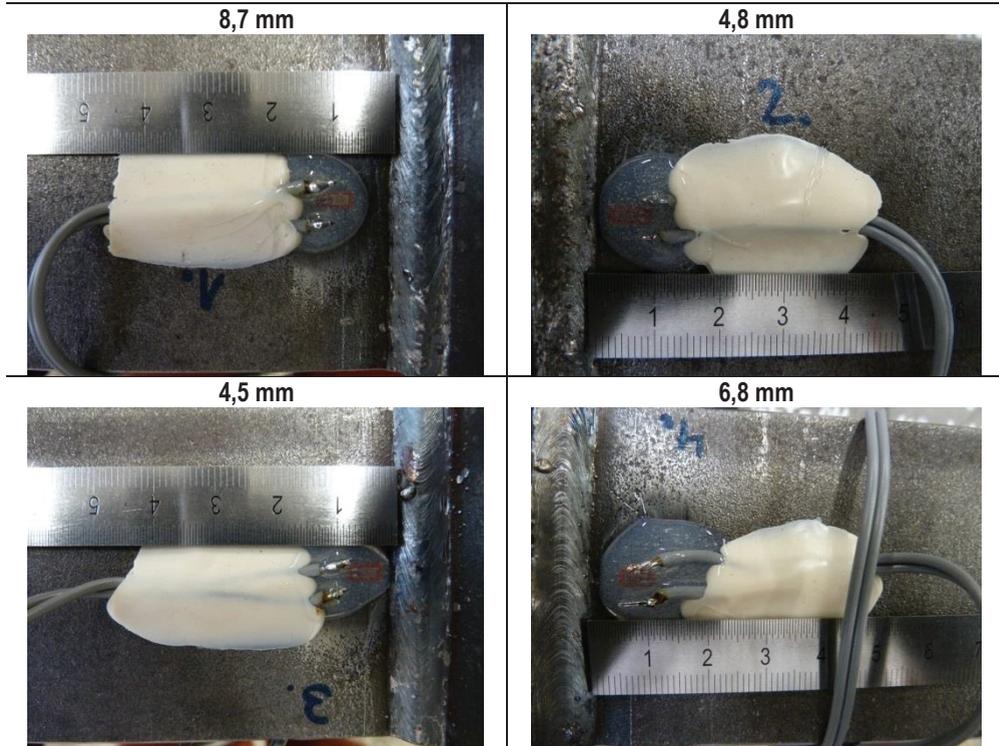
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	893	469	484	549	692	845	1001	1163	1004	848	696	550	492
2	911	485	502	566	709	862	1025	1180	1018	891	709	567	505
3	582	1005	1000	1306	1544	1773	1999	2220	1999	1776	1547	1313	1005
4	327	718	720	1041	1266	1482	1693	1902	1696	1486	1273	1054	723

Spannungen [N/mm²]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	-89	-86	14	44	76	109	143	109	76	45	14	2
2	0	-89	-86	13	43	76	110	142	108	82	43	14	1
3	0	89	88	64	114	162	210	256	210	163	115	66	1
4	0	82	83	67	115	160	204	248	205	161	116	70	1



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

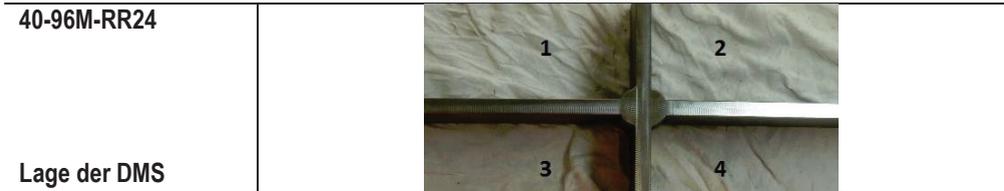


Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

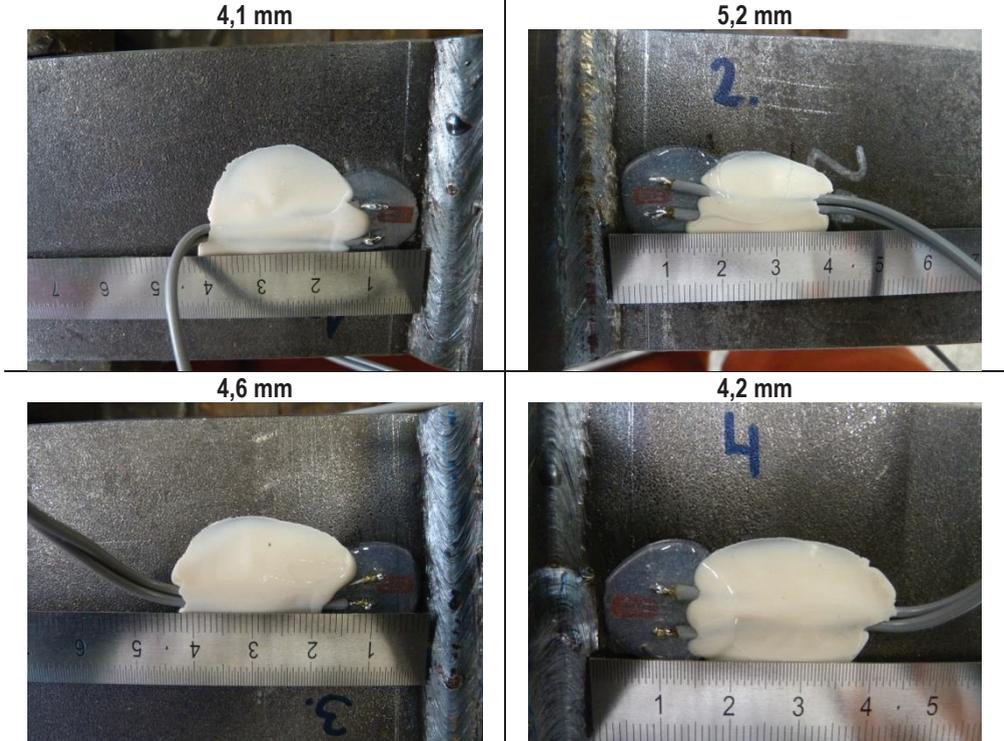
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	478	84	90	49	148	261	383	511	379	254	139	34	115
2	814	391	399	384	501	633	773	919	769	628	496	376	426
3	442	846	843	1252	1531	1798	2055	2305	2054	1798	1535	1262	820
4	446	863	858	1233	1491	1738	1975	2208	1974	1737	1491	1237	830

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	-83	-81	-9	12	36	62	88	61	34	10	-12	5
2	0	-89	-87	-3	21	49	79	109	78	48	20	-5	6
3	0	85	84	86	144	201	255	307	254	201	145	88	-5
4	0	88	87	79	133	185	235	284	234	185	133	80	-6



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

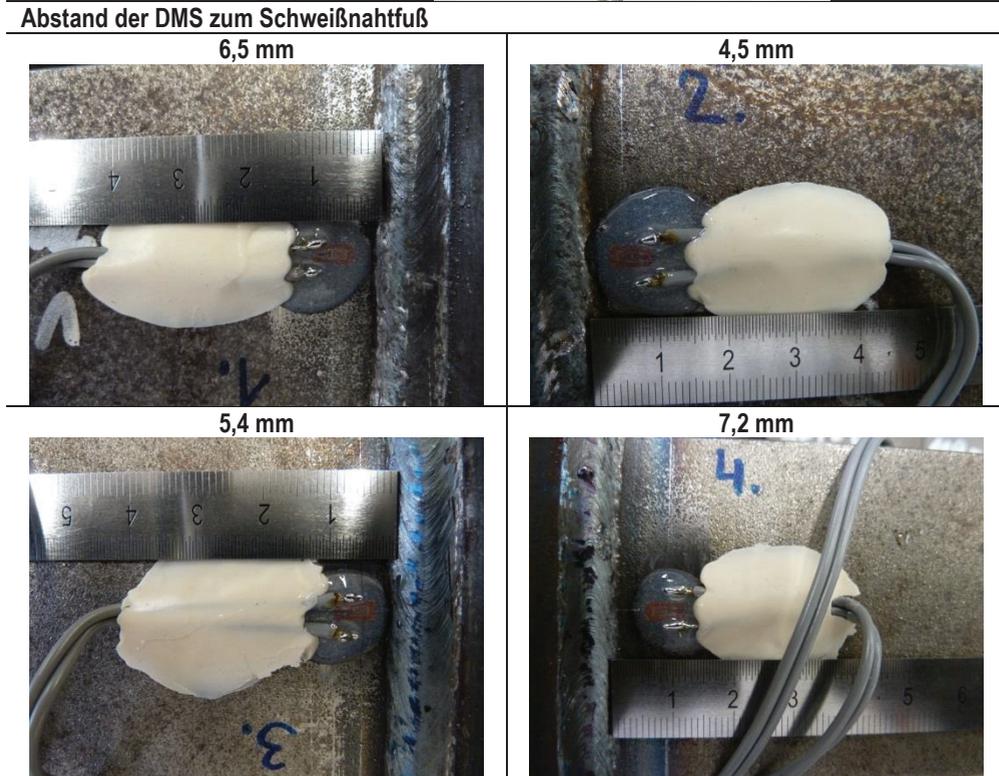
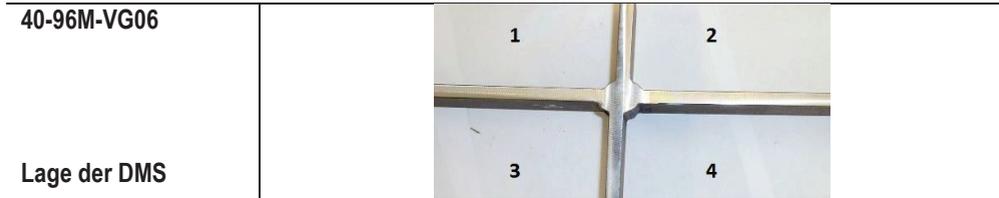


Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	1060	829	833	928	1075	1232	1394	1560	1395	1232	1075	924	841	
2	703	458	465	566	709	861	1019	1181	1020	863	712	568	472	
3	792	1024	1023	1299	1538	1766	1990	2212	1991	1767	1540	1306	1016	
4	1112	1360	1357	1628	1872	2108	2338	2565	2336	2106	1870	1628	1350	

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	0	-49	-48	20	51	84	118	153	118	84	51	19	2	
2	0	-51	-50	21	51	83	116	150	117	84	52	22	1	
3	0	49	49	58	108	156	203	250	203	156	109	59	-1	
4	0	52	51	57	108	158	206	254	206	157	108	57	-1	

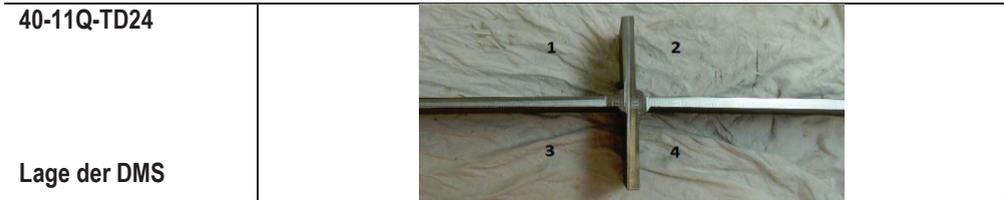


Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

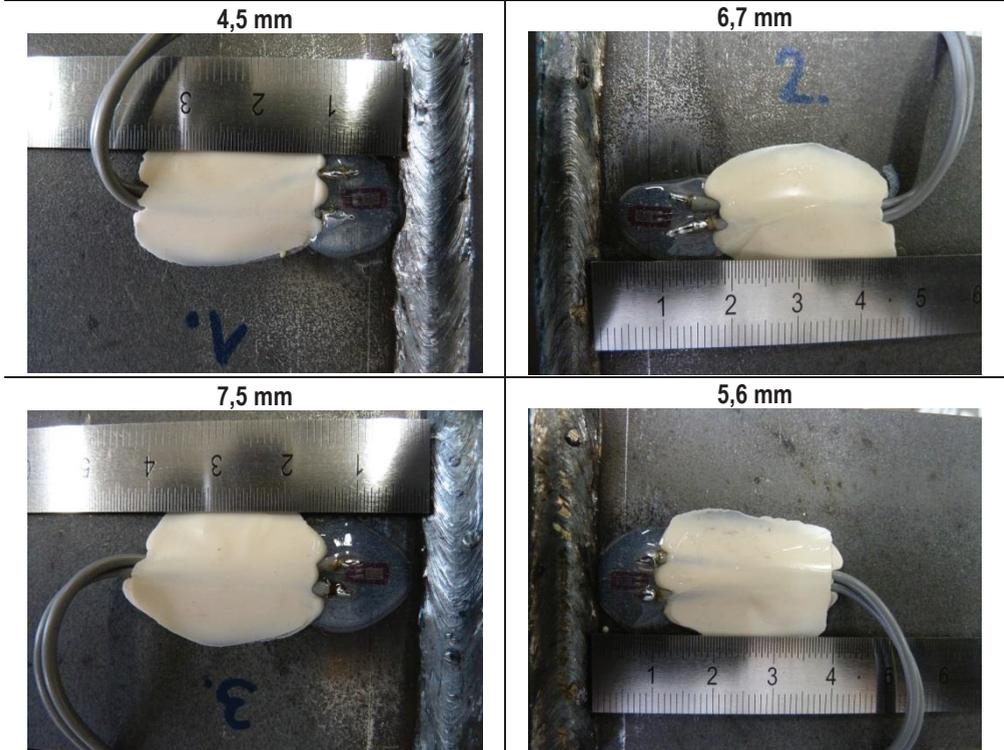
DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	725	546	529	634	784	941	1099	1261	1095	934	774	619	548	
2	990	805	792	906	1082	1265	1448	1635	1445	1258	1074	894	819	
3	604	780	796	1056	1277	1495	1710	1923	1709	1495	1283	1066	778	
4	1394	1575	1590	1847	2047	2245	2441	2636	2440	2246	2051	1853	1562	

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	0	-38	-41	22	54	87	120	154	119	85	51	19	4	
2	0	-39	-42	24	61	99	138	177	137	98	59	21	6	
3	0	37	40	55	101	147	192	237	192	147	102	57	-4	
4	0	38	41	54	96	138	179	220	179	138	97	55	-6	



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß



Dehnungen [$\mu\text{m}/\text{m}$]

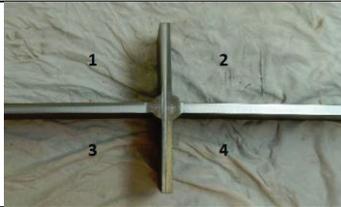
DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	1151	908	902	961	1073	1200	1340	1486	1339	1201	1073	961	915	
2	583	357	348	379	475	587	711	843	710	588	475	375	367	
3	1036	1284	1290	1620	1907	2180	2440	2694	2438	2178	1905	1617	1280	
4	711	942	950	1306	1608	1894	2168	2436	2167	1894	1606	1306	930	

Spannungen [N/mm^2]

DMS	0	Einsp.	Last [kN]											
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0	
1	0	-51	-52	12	36	63	92	123	92	63	36	12	3	
2	0	-47	-49	7	27	50	76	104	76	50	27	6	4	
3	0	52	53	69	130	187	242	295	241	186	129	69	-2	
4	0	49	50	75	138	198	256	312	256	198	138	75	-4	

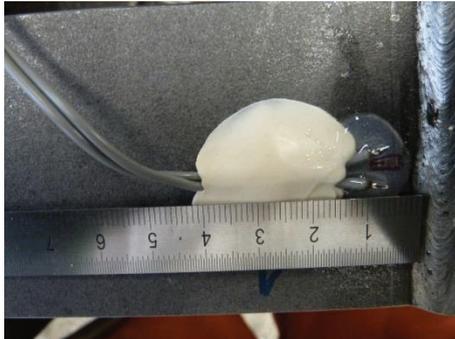
40-11Q-TD26

Lage der DMS



Abstand der DMS zum Schweißnahtfuß

5,4 mm



5,0 mm



4,2 mm



3,8 mm



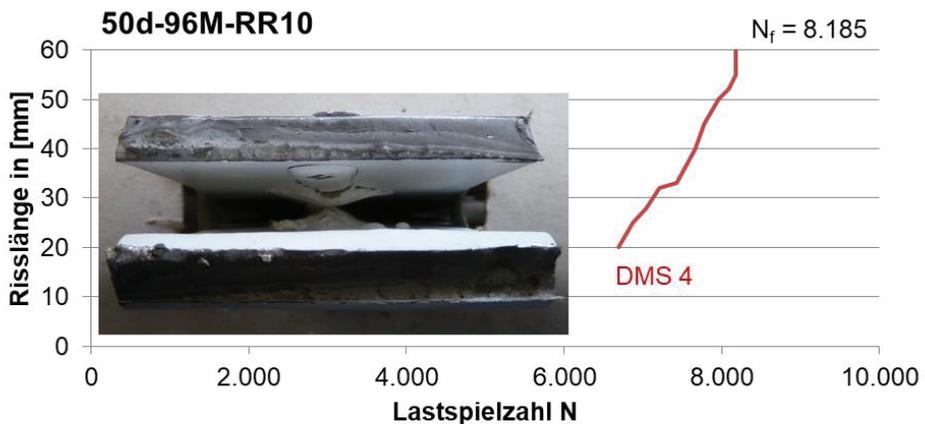
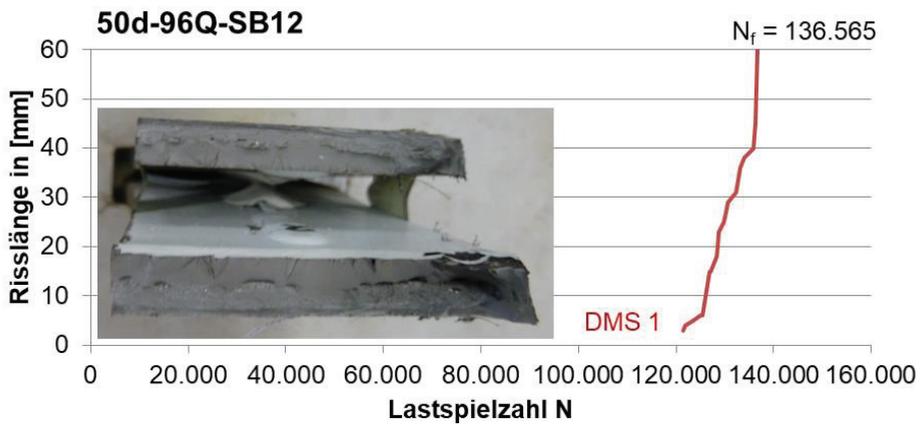
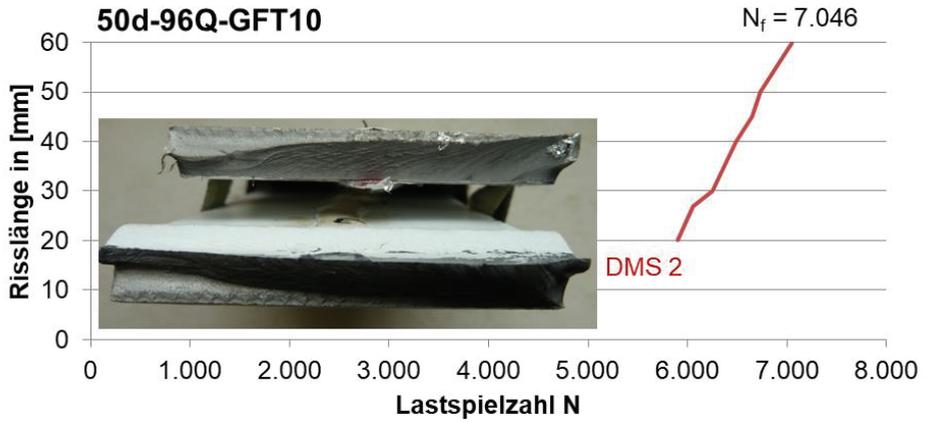
Dehnungen [$\mu\text{m/m}$]

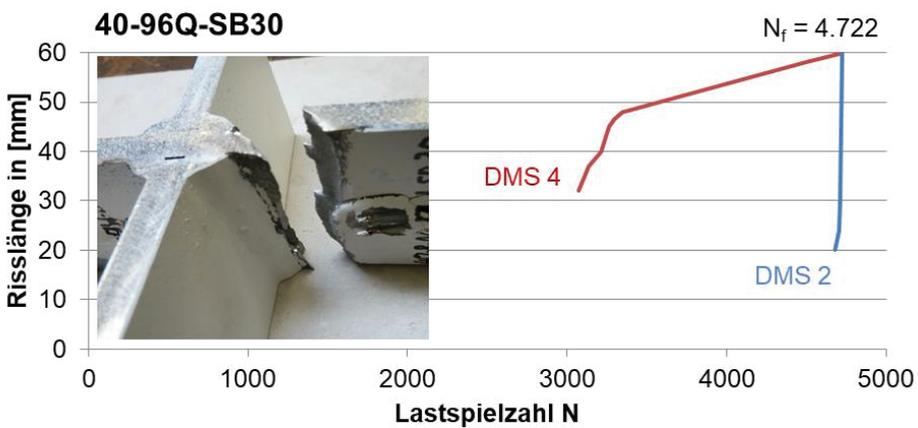
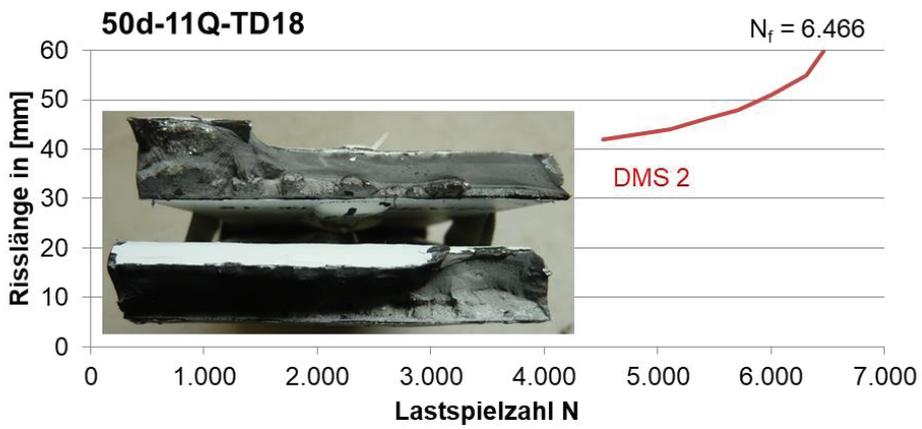
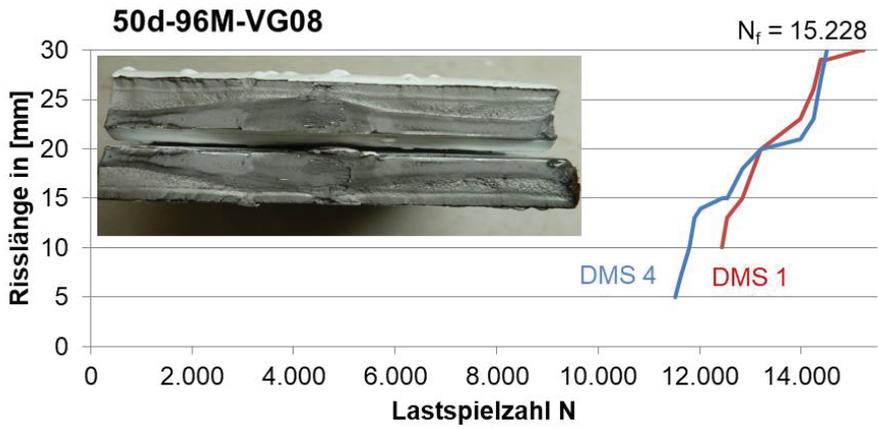
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	859	644	645	703	820	951	1091	1238	1089	951	821	704	652
2	669	466	467	497	603	723	854	992	852	722	600	492	477
3	822	1050	1051	1389	1675	1946	2210	2466	2206	1945	1672	1387	1046
4	682	895	896	1261	1559	1840	2112	2378	2110	1839	1559	1265	888

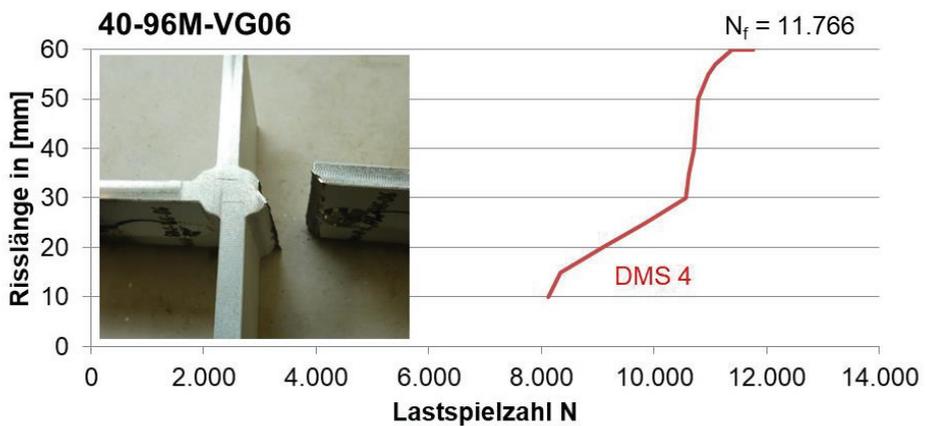
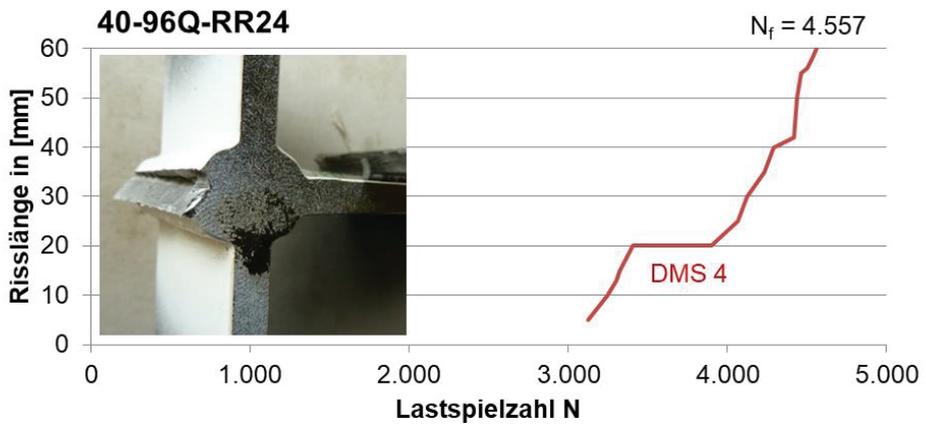
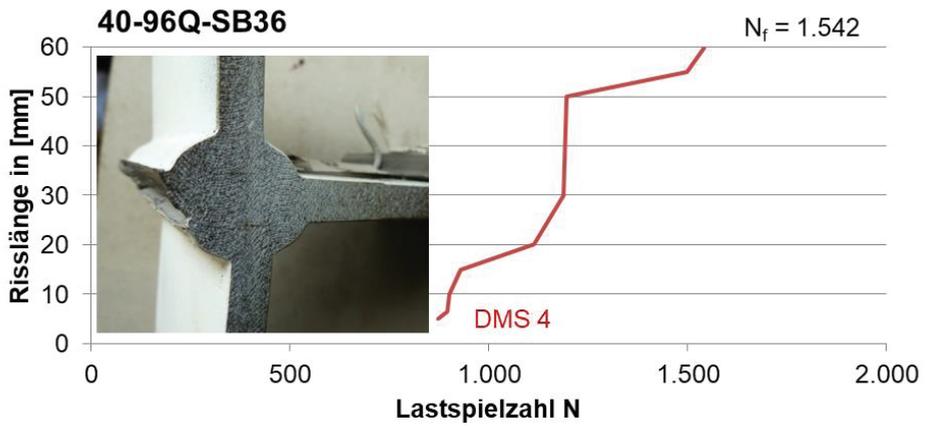
Spannungen [N/mm^2]

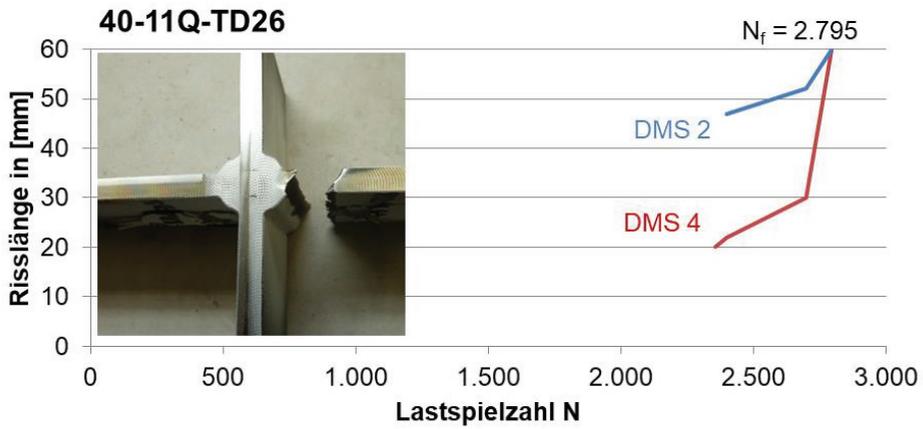
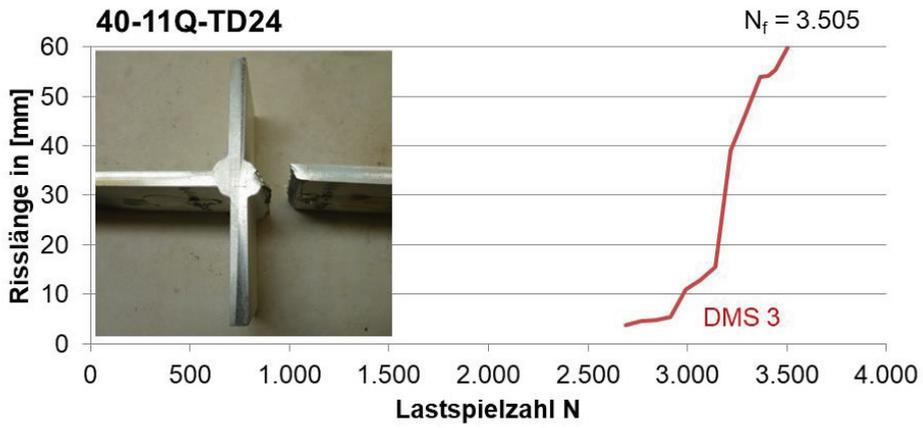
DMS	0	Einsp.	Last [kN]										
			0	20	40	60	80	100	80	60	40	20	0
1	0	-45	-45	12	37	64	94	125	93	64	37	12	1
2	0	-43	-42	6	29	54	81	110	81	54	28	5	2
3	0	48	48	71	131	188	243	297	243	188	130	71	-1
4	0	45	45	77	139	198	255	311	255	198	139	77	-2

B.5 Rissfortschritt









B.6 Bruchflächenanalyse

Probekörper Stumpfnah	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	Bruch- lastspiele N _f	Bruchstelle (GW,WEZ,SG)*	Beschreibung	Dauerbruch- fläche Anteil [%]
50d-8-96Q-Auto-02	295,0	825.506	WEZ	Dauerbruch von Decklage	43
50d-8-96Q-Auto-04	368,0	101.679	WEZ, GW	Dauerbruch von Decklage ins Grund- material	31
50d-8-96Q-Auto-06	441,0	47.834	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	40
50d-8-96Q-Auto-08	196,0	5.000.000		kein Bruch, Durchläufer	-
50d-8-96Q-Auto-10	736,0	7.046	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	33
50d-8-96Q-Auto-12	589,0	8.684	WEZ, GW	Dauerbruch von Wurzel ins Grundmaterial	17
50d-8-96Q-Auto-14	687,0	8.466	WEZ	Dauerbruch von Decklage	25
50d-96Q-Hand-02	295,4	38.507	WEZ, SG	Dauerbruch von Wurzel, quer durch Naht	50
50d-96Q-Hand-04	369,7	16.725	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, runder Ausbruch	44
50d-96Q-Hand-06	442,2	9.001	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Fehler Mitte	31
50d-96Q-Hand-08	368,5	8.376	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Fehler Blechmitte	38
50d-96Q-Hand-10	299,1	12.820	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	25
50d-96Q-Hand-12	197,3	136.565	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	39
50d-96Q-Hand-14	296,4	11.067	WEZ, SG	Dauerbruch von Wurzel	38
50d-96Q-Hand-16	197,0	50.400	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	39
50d-96Q-Hand-18	493,4	7.451	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	44
50d-8-96M-RR-06	146,3	2.115.600	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Schweißperle	56
50d-8-96M-RR-08	367,4	31.190	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	31
50d-8-96M-RR-10	589,1	8.185	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, schroff	13
50d-8-96M-RR-13	439,4	29.730	WEZ, SG	Dauerbruch quer durch Schweißnaht von Wurzel	50
50d-8-96M-RR-14	537,9	13.049	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, teilw. 45°	38
50d-8-96M-RR-15	294,1	60.525	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Schweißperle	41
50d-8-96M-RR-16	368,0	20.182	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	25
50d-8-96M-RR-18	489,5	10.833	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	21
50d-8-96M-RR-19	488,6	13.190	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Auswurf Mitte	38
50d-96M-VG-02	356,5	82.000	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	54
50d-96M-VG-04	356,5	47.456	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	54
50d-96M-VG-06	284,4	58.790	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	75
50d-96M-VG-08	569,7	15.228	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	50
50d-96M-VG-10	425,6	26.426	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Schweißperle	56
50d-96M-VG-12	140,8	599.600	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	84
50d-8-11Q-02	374,4	37.108	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, schroffer Nahtübergang	56
50d-8-11Q-04	374,4	26.342	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Kante	60
50d-8-11Q-06	460,0	10.974	WEZ	Dauerbruch von Fehler	50
50d-8-11Q-08	453,4	9.981	WEZ	Dauerbruch von Wurzel, Kante	43
50d-8-11Q-09	302,9	33.093	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	45
50d-8-11Q-10	298,6	27.599	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	45
50d-8-11Q-12	226,3	65.614	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	68
50d-8-11Q-18	605,8	3.466	WEZ, SG	Dauerbruch von Wurzel, schroff	38
50d-8-11Q-20	150,5	198.700	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	69
50d-8-11Q-23	489,5	8.143	WEZ	Dauerbruch von Ecke, Nahtüberlappung	19
50d-8-11Q-29	547,1	4.497	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	44
50d-8-11Q-34	148,2	911.200	WEZ	Dauerbruch von Fehler, Schweißperle	83
50d-8-11Q-36	503,3	9.911	WEZ	Dauerbruch von Wurzel	44

* GW - Grundwerkstoff, WEZ - Wärmeinflusszone, SG - Schweißgut

B Experimentelle Untersuchungen

Probekörper	$\Delta\sigma_n$	Bruchlastspiele N_f	Bruchstelle (GW,WEZ,SG)*	Beschreibung	Dauerbruchfläche Anteil [%]
Quersteife	[N/mm ²]				
40-8-96Q-02	375,0	18.944	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	43
40-8-96Q-04	300,0	36.967	WEZ	Dauerbruch von Riefe Kante	50
40-8-96Q-06	375,0	19.325	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Kante	50
40-8-96Q-08	225,0	97.900	WEZ	Dauerbruch von Riefe Kante	75
40-8-96Q-10	300,0	37.194	WEZ	Dauerbruch von Riefe Kante	50
40-8-96Q-12	150,0	271.100	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	81
40-8-96Q-14	112,5	2.041.900	WEZ	Dauerbruch von Fehler	60
40-8-96Q-18	337,5	27.030	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	63
40-8-96Q-20	450,0	11.911	WEZ	Dauerbruch von Unterseite	44
40-8-96Q-22	450,0	14.443	WEZ	Dauerbruch von Riefe Kante, Schweißperle	31
40-8-96Q-24	525,0	9.331	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Nahtüberlappung	38
40-8-96Q-26	300,0	46.261	WEZ	Dauerbruch von Riefe Kante	50
40-8-96Q-28	600,0	6.936	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Fehler	38
40-8-96Q-30	750,0	4.722	WEZ	Dauerbruch nach innen	25
40-8-96Q-32	675,0	4.311	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	38
40-8-96Q-34	750,0	4.354	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, schroff	38
40-8-96Q-36	956,3	1.542	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite Ecke	3
40-8-96Q-38	900,0	2.029	WEZ	Dauerbruch nach innen	-
40-8-96Q-40	975,0	35	GW	Bruch im Grundwerkstoff 45° fernab der Naht	-
40-8-96Q-42	937,5	1.824	WEZ	Dauerbruch nach innen	-
40-8-96M-RR-02	375,0	28.130	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Riss nach innen	38
40-8-96M-RR-04	300,0	61.455	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	25
40-8-96M-RR-06	225,0	157.200	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Bindefehler?	63
40-8-96M-RR-08	375,0	28.430	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Poren	25
40-8-96M-RR-10	300,0	64.044	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, Bindefehler?	50
40-8-96M-RR-12	150,0	551.800	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	86
40-8-96M-RR-14	337,5	36.920	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, kl. Riss von Unterseite, Schweißperlen, Poren	43
40-8-96M-RR-16	450,0	17.346	WEZ	Dauerbruch von Riefe an Kante	38
40-8-96M-RR-18	525,0	12.360	WEZ	Dauerbruch beidseitig, Bindefehler?	30
40-8-96M-RR-20	600,0	7.836	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Bindefehler?	19
40-8-96M-RR-22	900,0	1.524	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	-
40-8-96M-RR-24	750,0	4.557	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	3
40-8-96M-VG-04	675,0	6.339	WEZ	Bindefehler, Dauerbruch von Unterseite	31
40-8-96M-VG-06	525,0	11.766	WEZ	Dauerbruch von Unterseite	38
40-8-96M-VG-08	600,0	7.732	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, Kante	35
40-8-96M-VG-10	450,0	23.500	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	50
40-8-96M-VG-12	112,5	5.806.100		kein Bruch, Durchläufer	0
40-8-96M-VG-14	375,0	27.518	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	75
40-8-96M-VG-16	300,0	55.768	WEZ	Dauerbruch von Oberseite, Kante	50
40-8-96M-VG-18	337,5	52.685	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	73
40-8-11Q-02	375,0	20.507	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	63
40-8-11Q-04	300,0	30.011	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	56
40-8-11Q-06	225,0	76.600	WEZ	Dauerbruch von Fehler, Schweißperle Oberseite	60
40-8-11Q-08	375,0	16.458	WEZ	Bruchausgang einseitig von Unterseite	38
40-8-11Q-10	300,0	34.355	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	75
40-8-11Q-12	150,0	268.400	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	88
40-8-11Q-14	112,5	1.472.600	WEZ	Dauerbruch von Fehler, Bindefehler?	62
40-8-11Q-16	337,5	30.325	WEZ	Dauerbruch von Unterseite	69
40-8-11Q-18	450,0	13.551	WEZ	Dauerbruch von Oberseite	56
40-8-11Q-20	450,0	13.475	WEZ	Dauerbruch von Unterseite	50
40-8-11Q-22	525,0	8.495	WEZ	Dauerbruch von Nahtüberlappung	40
40-8-11Q-24	703,1	3.505	WEZ	Bruchausgang von Fehler (Fläche 4mm ²)	25
40-8-11Q-26	796,9	2.795	WEZ	Dauerbruch nach innen	-
40-8-11Q-28	600,0	6.283	WEZ	Dauerbruch von Fehler, Bindefehler?	25
40-8-11Q-30	675,0	4.140	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, Bindefehler?	25
40-8-11Q-32	750,0	3.818	WEZ	Dauerbruch von Unterseite	19
40-8-11Q-34	900,0	2.462	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, pl. Verf.	25
40-8-11Q-36	975,0	1.484	WEZ	Dauerbruch nach innen, Anlaufarbe, pl.	-
40-8-11Q-38	1.050,0	1.255	WEZ	Risse nach innen, Bindefehler? Anlauff., pl.	-
40-8-11Q-40	1.125,0	1.005	WEZ	Dauerbruch von Unterseite, pl, Bindefehler	13

* GW - Grundwerkstoff, WEZ - Wärmeinflusszone, SG - Schweißgut

C. Numerische Untersuchungen

C.1 Spannungskonzentrationsfaktoren SCF

Probekörper	Winkel- verzug β [°]	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\sigma_{korr,max}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{korr}$ [N/mm ²]	$\sigma_{hs,max}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{hs}$ [N/mm ²]	SCF	SCF _{korr}	Bruchlast- spiele N _r
Stumpfnah							-	-	
50d-8-96Q- Auto-02	0,56	295,0	342	311	397,0	360,9	1,22	1,16	825.506
50d-8-96Q- Auto-04	0,40	368,0	409	372	467,0	424,5	1,15	1,14	101.679
50d-8-96Q- Auto-06	0,20	441,0	454	413	526,3	478,5	1,08	1,16	47.834
50d-8-96Q- Auto-08	1,00	196,0	270	245	308,2	280,2	1,43	1,14	5.000.000
50d-8-96Q- Auto-10	0,84	736,0	875	795	987,4	897,6	1,22	1,13	7.046
50d-8-96Q- Auto-12	0,94	589,0	727	661	821,3	746,6	1,27	1,13	8.684
50d-8-96Q- Auto-14	0,89	687,0	828	753	933,8	848,9	1,24	1,13	8.466
Mittelwert								1,14	
50d-96Q- Hand-02	2,45	295,4	537	488	615,6	559,7	1,89	1,15	38.507
50d-96Q- Hand-04	3,07	369,7	731	665	819,9	745,4	2,02	1,12	16.725
50d-96Q- Hand-06	3,86	442,2	940	855	1.055,7	959,7	2,17	1,12	9.001
50d-96Q- Hand-08	4,44	368,5	891	810	989,5	899,5	2,44	1,11	8.376
50d-96Q- Hand-10	4,40	299,1	746	678	839,0	762,7	2,55	1,12	12.820
50d-96Q- Hand-12	4,81	197,3	544	495	641,3	583,0	2,95	1,18	136.565
50d-96Q- Hand-14	4,44	296,4	747	679	837,6	761,5	2,57	1,12	11.067
50d-96Q- Hand-16	3,80	197,0	482	438	554,8	504,4	2,56	1,15	50.400
50d-96Q- Hand-18	2,72	493,4	864	785	980,2	891,1	1,81	1,13	7.451
Mittelwert								1,13	

Probekörper	Winkel- verzug β [°]	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{korr,max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{korr}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{hs,max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{hs}}$ [N/mm ²]	SCF -	SCF _{korr} -	Bruchlast- spiele N _f
50d-8-96M-RR-06	1,16	146,3	215	195	251,4	228,5	1,56	1,17	2.115.600
50d-8-96M-RR-08	1,51	367,4	544	495	615,3	559,4	1,52	1,13	31.190
50d-8-96M-RR-10	1,33	589,1	789	717	900,3	818,4	1,39	1,14	8.185
50d-8-96M-RR-13	1,78	439,4	667	606	756,9	688,1	1,57	1,13	29.730
50d-8-96M-RR-14	1,96	537,9	823	748	928,0	843,6	1,57	1,13	13.049
50d-8-96M-RR-15	2,28	294,1	527	479	593,5	539,5	1,83	1,13	60.525
50d-8-96M-RR-16	2,46	368,0	652	593	735,0	668,2	1,82	1,13	20.182
50d-8-96M-RR-18	1,89	489,5	749	681	844,5	767,7	1,57	1,13	10.833
50d-8-96M-RR-19	1,93	488,6	752	684	849,3	772,1	1,58	1,13	13.190
50d-96M-VG-02	0,75	356,5	450	409	506,2	460,1	1,29	1,12	82.000
50d-96M-VG-04	1,10	356,5	491	446	547,9	498,1	1,40	1,12	47.456
50d-96M-VG-06	1,10	284,4	401	365	448,9	408,1	1,44	1,12	58.790
50d-96M-VG-08	0,44	569,7	649	590	773,4	703,1	1,23	1,19	15.228
50d-96M-VG-10	1,01	425,6	565	514	630,2	573,0	1,35	1,12	26.426
50d-96M-VG-12	1,41	140,8	228	207	257,9	234,5	1,67	1,13	599.600
Mittelwert								1,13	
50d-8-11Q-02	0,72	374,4	449	408	523,6	476,0	1,27	1,17	37.108
50d-8-11Q-04	1,35	374,4	523	475	604,9	549,9	1,47	1,16	26.342
50d-8-11Q-06	2,03	460,0	622	565	818,2	743,8	1,62	1,32	10.974
50d-8-11Q-08	2,15	453,4	703	639	828,6	753,3	1,66	1,18	9.981
50d-8-11Q-09	2,02	302,9	511	465	578,6	526,0	1,74	1,13	33.093
50d-8-11Q-10	2,06	298,6	498	453	576,2	523,8	1,75	1,16	27.599
50d-8-11Q-12	2,55	226,3	394	358	503,3	457,6	2,02	1,28	65.614
50d-8-11Q-18	1,86	605,8	873	794	1.007,3	915,7	1,51	1,15	3.466
50d-8-11Q-20	1,14	150,5	214	195	255,9	232,6	1,55	1,20	198.700
50d-8-11Q-23	2,74	489,5	869	790	970,2	882,0	1,80	1,12	8.143
50d-8-11Q-29	2,77	547,1	944	858	1.069,0	971,8	1,78	1,13	4.497
50d-8-11Q-34	0,99	148,2	205	186	242,7	220,6	1,49	1,18	911.200
50d-8-11Q-36	1,78	503,3	735	668	848,9	771,7	1,53	1,15	9.911
Mittelwert								1,18	

Probekörper	Winkelverzug β [°]	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{korr,max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{korr}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{hs,max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{hs}}$ [N/mm ²]	SCF	SCF _{korr}	Bruchlastspiele N_f
40-8-96Q-02	3,2	375,0	702,0	631,8	835,7	759,7	2,03	1,19	18.944
40-8-96Q-04	3,0	300,0	565,7	509,2	678,7	617,0	2,06	1,20	36.967
40-8-96Q-06	3,0	375,0	685,6	617,1	814,9	740,9	1,98	1,19	19.325
40-8-96Q-08	3,0	225,0	445,3	400,7	543,1	493,7	2,19	1,22	97.900
40-8-96Q-10	3,2	300,0	588,2	529,4	707,1	642,9	2,14	1,20	37.194
40-8-96Q-12	3,1	150,0	318,5	286,7	398,7	362,5	2,42	1,25	271.100
40-8-96Q-14	2,7	112,5	227,5	204,7	287,4	261,3	2,32	1,26	2.041.900
40-8-96Q-18	2,8	337,5	606,2	545,6	722,9	657,2	1,95	1,19	27.030
40-8-96Q-20	3,1	450,0	804,8	724,4	948,3	862,1	1,92	1,18	11.911
40-8-96Q-22	2,0	450,0	669,3	602,4	787,0	715,4	1,59	1,18	14.443
40-8-96Q-24	2,3	525,0	804,2	723,8	941,1	855,5	1,63	1,17	9.331
40-8-96Q-26	1,9	300,0	461,7	415,5	552,1	501,9	1,67	1,20	46.261
40-8-96Q-28	2,0	600,0	848,6	763,7	985,4	895,8	1,49	1,16	6.936
40-8-96Q-30	1,9	750,0	1023,8	921,5	1.187,1	1.079,2	1,44	1,16	4.722
40-8-96Q-32	2,4	675,0	1015,1	913,6	1.183,3	1.075,8	1,59	1,17	4.311
40-8-96Q-34	2,4	750,0	1104,2	993,8	1.288,6	1.171,5	1,56	1,17	4.354
40-8-96Q-36	2,4	956,3	1355,2	1219,7	1.572,7	1.429,8	1,50	1,16	1.542
40-8-96Q-38	2,5	900,0	1304,9	1174,4	1.508,8	1.371,6	1,52	1,16	2.029
40-8-96Q-40	2,5	975,0	1403,1	1262,8	1.619,8	1.472,6	1,51	1,15	35
40-8-96Q-42	2,6	937,5	1374,1	1236,7	1.584,7	1.440,6	1,54	1,15	1.824
Mittelwert								1,19	
40-8-96M-RR-02	1,6	375,0	530,5	477,5	627,8	570,7	1,52	1,18	28.130
40-8-96M-RR-04	1,9	300,0	465,6	419,0	554,1	503,7	1,68	1,19	61.455
40-8-96M-RR-06	2,0	225,0	364,2	327,8	435,9	396,3	1,76	1,20	157.200
40-8-96M-RR-08	1,7	375,0	544,0	489,6	643,7	585,2	1,56	1,18	28.430
40-8-96M-RR-10	1,5	300,0	425,8	383,2	506,4	460,4	1,53	1,19	64.044
40-8-96M-RR-12	1,7	150,0	237,9	214,1	295,9	269,0	1,79	1,24	551.800
40-8-96M-RR-14	1,7	337,5	493,2	443,8	588,7	535,2	1,59	1,19	36.920
40-8-96M-RR-16	1,2	450,0	568,1	511,3	662,4	602,2	1,34	1,17	17.346
40-8-96M-RR-18	1,3	525,0	669,2	602,3	778,8	708,0	1,35	1,16	12.360
40-8-96M-RR-20	1,3	600,0	758,3	682,5	876,9	797,2	1,33	1,16	7.836
40-8-96M-RR-22	1,3	900,0	1070,9	963,8	1.228,7	1.117,0	1,24	1,15	1.524
40-8-96M-RR-24	1,2	750,0	902,1	811,9	1.043,4	948,5	1,26	1,16	4.557
40-8-96M-VG-04	0,8	675,0	746,1	671,5	869,4	790,3	1,17	1,17	6.339
40-8-96M-VG-06	1,0	525,0	621,7	559,5	727,4	661,2	1,26	1,17	11.766
40-8-96M-VG-08	1,1	600,0	720,6	648,6	844,3	767,5	1,28	1,17	7.732
40-8-96M-VG-10	1,4	450,0	585,5	526,9	685,6	623,3	1,39	1,17	23.500
40-8-96M-VG-12	1,2	112,5	158,1	142,3	196,4	178,6	1,59	1,24	5.806.100
40-8-96M-VG-14	0,7	375,0	424,0	381,6	499,0	453,6	1,21	1,18	27.518
40-8-96M-VG-16	1,2	300,0	387,8	349,0	463,9	421,7	1,41	1,20	55.768
40-8-96M-VG-18	1,0	337,5	420,5	378,4	501,5	455,9	1,35	1,19	52.685
Mittelwert								1,18	
40-8-11Q-02	1,3	375,0	499,8	449,8	583,7	530,6	1,41	1,17	20.507
40-8-11Q-04	1,5	300,0	426,4	383,8	498,8	453,4	1,51	1,17	30.011
40-8-11Q-06	1,4	225,0	323,0	290,7	386,6	351,4	1,56	1,20	76.600
40-8-11Q-08	1,7	375,0	535,9	482,3	625,5	568,6	1,52	1,17	16.458
40-8-11Q-10	1,4	300,0	418,9	377,0	489,2	444,8	1,48	1,17	34.355
40-8-11Q-12	1,7	150,0	236,8	213,1	289,9	263,5	1,76	1,22	268.400
40-8-11Q-14	1,6	112,5	180,0	162,0	222,7	202,5	1,80	1,24	1.472.600
40-8-11Q-16	1,4	337,5	458,9	413,0	533,7	485,2	1,44	1,16	30.325
40-8-11Q-18	1,4	450,0	589,1	530,2	687,0	624,5	1,39	1,17	13.551
40-8-11Q-20	1,4	450,0	589,3	530,4	687,0	624,5	1,39	1,17	13.475
40-8-11Q-22	1,6	525,0	709,9	638,9	828,7	753,3	1,43	1,17	8.495
40-8-11Q-24	1,6	703,1	917,9	826,1	1.065,9	969,0	1,38	1,16	3.505
40-8-11Q-26	1,5	796,9	1000,4	900,3	1.158,5	1.053,2	1,32	1,16	2.795
40-8-11Q-28	1,7	600,0	818,9	737,0	950,4	864,0	1,44	1,16	6.283
40-8-11Q-30	1,5	675,0	869,0	782,1	1.009,0	917,2	1,36	1,16	4.140
40-8-11Q-32	0,9	750,0	842,0	757,8	978,4	889,4	1,19	1,16	3.818
40-8-11Q-34	0,7	900,0	970,2	873,2	1.128,1	1.025,6	1,14	1,16	2.462
40-8-11Q-36	1,2	975,0	1145,4	1030,9	1.327,1	1.206,4	1,24	1,16	1.484
40-8-11Q-38	1,2	1050,0	1218,2	1096,4	1.419,0	1.290,0	1,23	1,16	1.255
40-8-11Q-40	1,5	1125,0	1369,4	1232,5	1.576,8	1.433,5	1,27	1,15	1.005
Mittelwert								1,17	

C.2 Kerbformzahlen K_t

Probekörper	Winkel- verzug β [°]	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{kor},\text{max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{kor}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{k,\text{max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	K_t	$K_{t,\text{kor}}$	Bruch- lastspiele N_f
Stumpfnah							-	-	
50d-8-96Q-Auto-02	0,56	295,0	342	311	774,2	703,8	2,39	2,26	825.506
50d-8-96Q-Auto-04	0,40	368,0	409	372	917,3	833,9	2,27	2,24	101.679
50d-8-96Q-Auto-06	0,20	441,0	454	413	1.041,5	946,8	2,15	2,29	47.834
50d-8-96Q-Auto-08	1,00	196,0	270	245	590,9	537,2	2,74	2,19	5.000.000
50d-8-96Q-Auto-10	0,84	736,0	875	795	1.925,8	1.750,8	2,38	2,20	7.046
50d-8-96Q-Auto-12	0,94	589,0	727	661	1.595,7	1.450,6	2,46	2,19	8.684
50d-8-96Q-Auto-14	0,89	687,0	828	753	1.818,9	1.653,5	2,41	2,20	8.466
Mittelwert								2,23	
50d-96Q-Hand-02	2,45	295,4	537	488	1.046,4	951,3	3,22	1,95	38.507
50d-96Q-Hand-04	3,07	369,7	731	665	1.395,3	1.268,4	3,43	1,91	16.725
50d-96Q-Hand-06	3,86	442,2	940	855	1.799,9	1.636,2	3,70	1,91	9.001
50d-96Q-Hand-08	4,44	368,5	891	810	1.685,0	1.531,8	4,16	1,89	8.376
50d-96Q-Hand-10	4,40	299,1	746	678	1.425,2	1.295,7	4,33	1,91	12.820
50d-96Q-Hand-12	4,81	197,3	544	495	1.087,0	988,2	5,01	2,00	136.565
50d-96Q-Hand-14	4,44	296,4	747	679	1.424,0	1.294,6	4,37	1,91	11.067
50d-96Q-Hand-16	3,80	197,0	482	438	938,2	852,9	4,33	1,95	50.400
50d-96Q-Hand-18	2,72	493,4	864	785	1.674,1	1.521,9	3,08	1,94	7.451
Mittelwert								1,93	
50d-8-96M-RR-06	1,16	146,3	215	195	473,1	430,1	2,94	2,20	2.115.600
50d-8-96M-RR-08	1,51	367,4	544	495	1.163,6	1.057,8	2,88	2,14	31.190
50d-8-96M-RR-10	1,33	589,1	789	717	1.720,7	1.564,3	2,66	2,18	8.185
50d-8-96M-RR-13	1,78	439,4	667	606	1.429,2	1.299,3	2,96	2,14	29.730
50d-8-96M-RR-14	1,96	537,9	823	748	1.753,8	1.594,3	2,96	2,13	13.049
50d-8-96M-RR-15	2,28	294,1	527	479	1.104,8	1.004,4	3,42	2,10	60.525
50d-8-96M-RR-16	2,46	368,0	652	593	1.373,6	1.248,7	3,39	2,11	20.182
50d-8-96M-RR-18	1,89	489,5	749	681	1.598,5	1.453,2	2,97	2,13	10.833
50d-8-96M-RR-19	1,93	488,6	752	684	1.602,8	1.457,1	2,98	2,13	13.190
50d-96M-VG-02	0,75	356,5	450	409	1.010,3	918,4	2,58	2,25	82.000
50d-96M-VG-04	1,10	356,5	491	446	1.083,6	985,1	2,76	2,21	47.456
50d-96M-VG-06	1,10	284,4	401	365	885,1	804,6	2,83	2,21	58.790
50d-96M-VG-08	0,44	569,7	649	590	1.565,7	1.423,4	2,50	2,41	15.228
50d-96M-VG-10	1,01	425,6	565	514	1.251,8	1.138,0	2,67	2,22	26.426
50d-96M-VG-12	1,41	140,8	228	207	500,2	454,8	3,23	2,19	599.600
Mittelwert								2,18	
50d-8-11Q-02	0,72	374,4	449	408	992,4	902,1	2,41	2,21	37.108
50d-8-11Q-04	1,35	374,4	523	475	1.129,1	1.026,5	2,74	2,16	26.342
50d-8-11Q-06	2,03	460,0	622	565	1.522,4	1.384,0	3,01	2,45	10.974
50d-8-11Q-08	2,15	453,4	703	639	1.532,6	1.393,3	3,07	2,18	9.981
50d-8-11Q-09	2,02	302,9	511	465	1.064,6	967,8	3,20	2,08	33.093
50d-8-11Q-10	2,06	298,6	498	453	1.059,3	963,0	3,23	2,13	27.599
50d-8-11Q-12	2,55	226,3	394	358	916,5	833,2	3,68	2,33	65.614
50d-8-11Q-18	1,86	605,8	873	794	1.879,3	1.708,5	2,82	2,15	3.466
50d-8-11Q-20	1,14	150,5	214	195	474,1	431,0	2,86	2,22	198.700
50d-8-11Q-23	2,74	489,5	869	790	1.792,1	1.629,2	3,33	2,06	8.143
50d-8-11Q-29	2,77	547,1	944	858	1.973,4	1.794,0	3,28	2,09	4.497
50d-8-11Q-34	0,99	148,2	205	186	451,5	410,5	2,77	2,20	911.200
50d-8-11Q-36	1,78	503,3	735	668	1.580,6	1.436,9	2,85	2,15	9.911
Mittelwert								2,19	

Probekörper Quersteife	Winkel- verzug β [°]	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\sigma_{\text{korr,max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{\text{korr}}$ [N/mm ²]	$\sigma_{k,\text{max}}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	K_t -	$K_{t,\text{korr}}$ -	Bruchlast- spiele N_f
40-8-96Q-02	3,2	375,0	702,0	631,8	1.754,6	1.595,1	4,25	2,50	18.944
40-8-96Q-04	3,0	300,0	565,7	509,2	1.421,1	1.291,9	4,31	2,51	36.967
40-8-96Q-06	3,0	375,0	685,6	617,1	1.716,7	1.560,6	4,16	2,50	19.325
40-8-96Q-08	3,0	225,0	445,3	400,7	1.127,3	1.024,8	4,55	2,53	97.900
40-8-96Q-10	3,2	300,0	588,2	529,4	1.473,1	1.339,2	4,46	2,50	37.194
40-8-96Q-12	3,1	150,0	318,5	286,7	817,5	743,2	4,95	2,57	271.100
40-8-96Q-14	2,7	112,5	227,5	204,7	591,3	537,5	4,78	2,60	2.041.900
40-8-96Q-18	2,8	337,5	606,2	545,6	1.525,2	1.386,6	4,11	2,52	27.030
40-8-96Q-20	3,1	450,0	804,8	724,4	2.006,2	1.823,9	4,05	2,49	11.911
40-8-96Q-22	2,0	450,0	669,3	602,4	1.711,8	1.556,1	3,46	2,56	14.443
40-8-96Q-24	2,3	525,0	804,2	723,8	2.038,7	1.853,3	3,53	2,54	9.331
40-8-96Q-26	1,9	300,0	461,7	415,5	1.190,5	1.082,3	3,61	2,58	46.261
40-8-96Q-28	2,0	600,0	848,6	763,7	2.165,9	1.969,0	3,28	2,55	6.936
40-8-96Q-30	1,9	750,0	1023,8	921,5	2.624,4	2.385,8	3,18	2,56	4.722
40-8-96Q-32	2,4	675,0	1015,1	913,6	2.572,0	2.338,2	3,46	2,53	4.311
40-8-96Q-34	2,4	750,0	1104,2	993,8	2.809,3	2.553,9	3,41	2,54	4.354
40-8-96Q-36	2,4	956,3	1355,2	1219,7	3.451,5	3.137,7	3,28	2,55	1.542
40-8-96Q-38	2,5	900,0	1304,9	1174,4	3.301,4	3.001,2	3,33	2,53	2.029
40-8-96Q-40	2,5	975,0	1403,1	1262,8	3.548,3	3.225,7	3,31	2,53	35
40-8-96Q-42	2,6	937,5	1374,1	1236,7	3.462,6	3.147,9	3,36	2,52	1.824
Mittelwert								2,54	
40-8-96M-RR-02	1,6	375,0	530,5	477,5	1.367,3	1.243,0	3,31	2,58	28.130
40-8-96M-RR-04	1,9	300,0	465,6	419,0	1.189,5	1.081,4	3,60	2,55	61.455
40-8-96M-RR-06	2,0	225,0	364,2	327,8	929,4	844,9	3,76	2,55	157.200
40-8-96M-RR-08	1,7	375,0	544,0	489,6	1.396,9	1.269,9	3,39	2,57	28.430
40-8-96M-RR-10	1,5	300,0	425,8	383,2	1.100,9	1.000,8	3,34	2,59	64.044
40-8-96M-RR-12	1,7	150,0	237,9	214,1	628,8	571,7	3,81	2,64	551.800
40-8-96M-RR-14	1,7	337,5	493,2	443,8	1.274,3	1.158,4	3,43	2,58	36.920
40-8-96M-RR-16	1,2	450,0	568,1	511,3	1.490,2	1.354,7	3,01	2,62	17.346
40-8-96M-RR-18	1,3	525,0	669,2	602,3	1.749,3	1.590,3	3,03	2,61	12.360
40-8-96M-RR-20	1,3	600,0	758,3	682,5	1.974,2	1.794,7	2,99	2,60	7.836
40-8-96M-RR-22	1,3	900,0	1070,9	963,8	2.793,9	2.539,9	2,82	2,61	1.524
40-8-96M-RR-24	1,2	750,0	902,1	811,9	2.366,6	2.151,4	2,87	2,62	4.557
40-8-96M-VG-04	0,8	675,0	746,1	671,5	2.002,9	1.820,8	2,70	2,68	6.339
40-8-96M-VG-06	1,0	525,0	621,7	559,5	1.652,6	1.502,3	2,86	2,66	11.766
40-8-96M-VG-08	1,1	600,0	720,6	648,6	1.911,9	1.738,1	2,90	2,65	7.732
40-8-96M-VG-10	1,4	450,0	585,5	526,9	1.531,4	1.392,1	3,09	2,62	23.500
40-8-96M-VG-12	1,2	112,5	158,1	142,3	420,0	381,8	3,39	2,66	5.806.100
40-8-96M-VG-14	0,7	375,0	424,0	381,6	1.144,2	1.040,2	2,77	2,70	27.518
40-8-96M-VG-16	1,2	300,0	387,8	349,0	1.013,6	921,4	3,07	2,61	55.768
40-8-96M-VG-18	1,0	337,5	420,5	378,4	1.103,9	1.003,5	2,97	2,63	52.685
Mittelwert								2,62	
40-8-11Q-02	1,3	375,0	499,8	449,8	1.297,6	1.179,6	3,15	2,60	20.507
40-8-11Q-04	1,5	300,0	426,4	383,8	1.097,6	997,8	3,33	2,57	30.011
40-8-11Q-06	1,4	225,0	323,0	290,7	835,1	759,2	3,37	2,59	76.600
40-8-11Q-08	1,7	375,0	535,9	482,3	1.376,2	1.251,1	3,34	2,57	16.458
40-8-11Q-10	1,4	300,0	418,9	377,0	1.079,7	981,5	3,27	2,58	34.355
40-8-11Q-12	1,7	150,0	236,8	213,1	615,7	559,7	3,73	2,60	268.400
40-8-11Q-14	1,6	112,5	180,0	162,0	471,1	428,3	3,81	2,62	1.472.600
40-8-11Q-16	1,4	337,5	458,9	413,0	1.183,4	1.075,8	3,19	2,58	30.325
40-8-11Q-18	1,4	450,0	589,1	530,2	1.531,4	1.392,2	3,09	2,60	13.551
40-8-11Q-20	1,4	450,0	589,3	530,4	1.531,4	1.392,2	3,09	2,60	13.475
40-8-11Q-22	1,6	525,0	709,9	638,9	1.837,4	1.670,4	3,18	2,59	8.495
40-8-11Q-24	1,6	703,1	917,9	826,1	2.377,2	2.161,1	3,07	2,59	3.505
40-8-11Q-26	1,5	796,9	1000,4	900,3	2.599,8	2.363,5	2,97	2,60	2.795
40-8-11Q-28	1,7	600,0	818,9	737,0	2.106,3	1.914,8	3,19	2,57	6.283
40-8-11Q-30	1,5	675,0	869,0	782,1	2.255,3	2.050,3	3,04	2,60	4.140
40-8-11Q-32	0,9	750,0	842,0	757,8	2.237,3	2.033,9	2,71	2,66	3.818
40-8-11Q-34	0,7	900,0	970,2	873,2	2.596,7	2.360,6	2,62	2,68	2.462
40-8-11Q-36	1,2	975,0	1145,4	1030,9	3.008,4	2.734,9	2,81	2,63	1.484
40-8-11Q-38	1,2	1050,0	1218,2	1096,4	3.219,8	2.927,1	2,79	2,64	1.255
40-8-11Q-40	1,5	1125,0	1369,4	1232,5	3.554,8	3.231,6	2,87	2,60	1.005
Mittelwert								2,60	

D. Bemessungsempfehlung

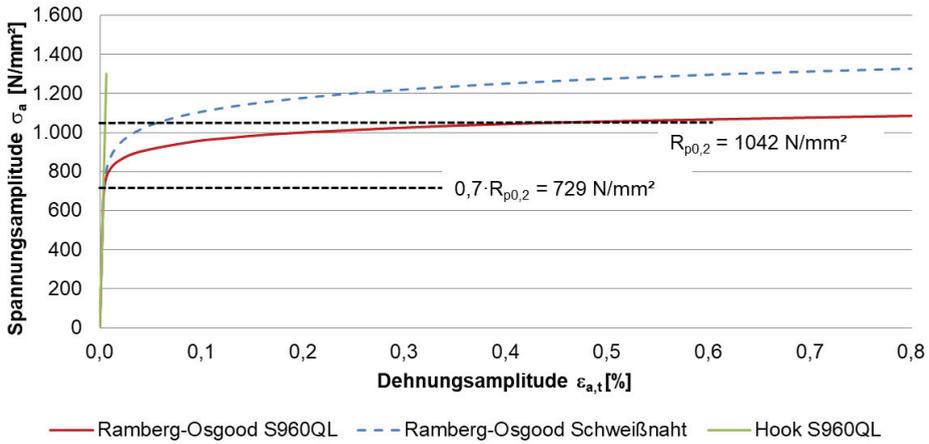
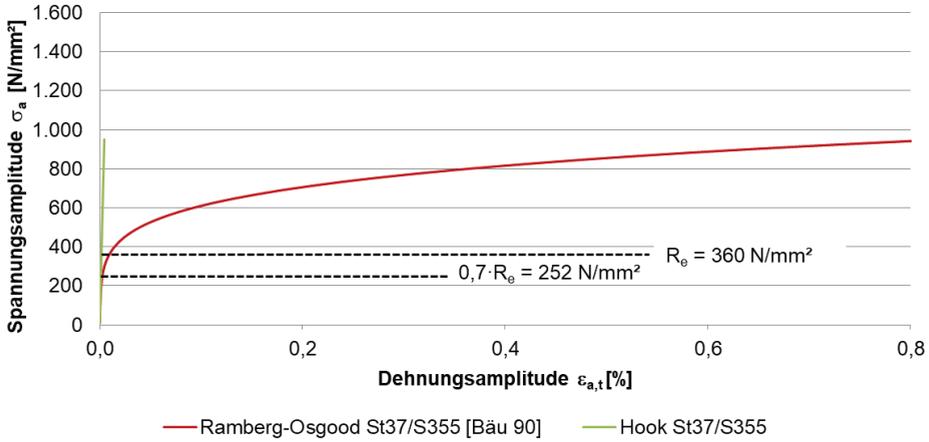
D.1 Plastischer Korrekturfaktor k_{pl}

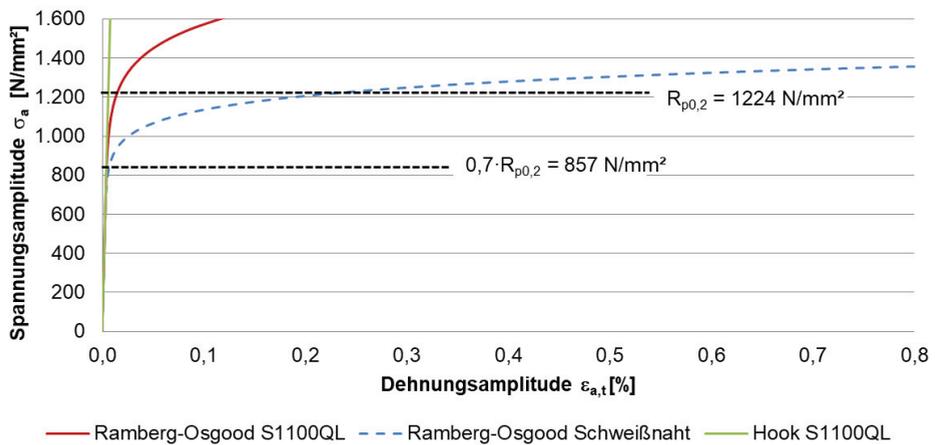
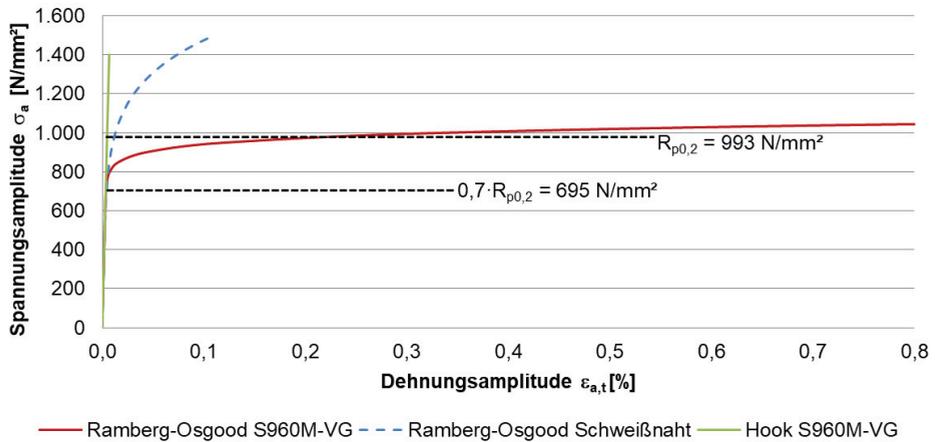
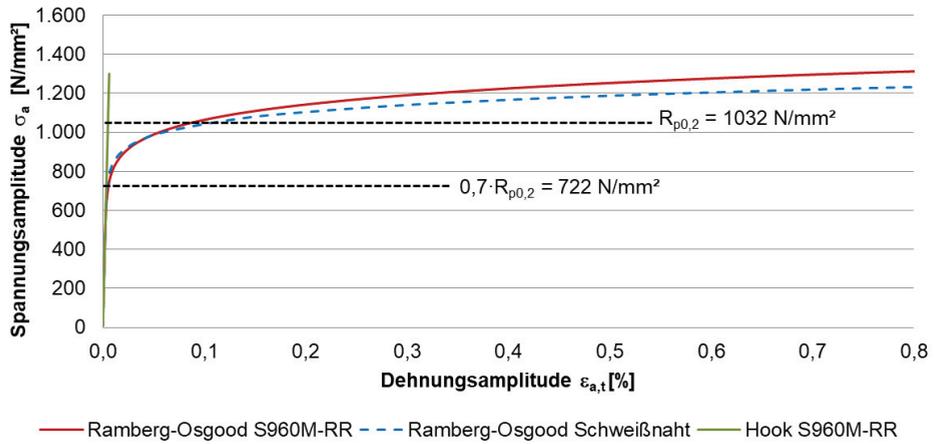
Probe- körper	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_n$ [mm/mm]	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	K_t -	K' [N/mm ²]	n' [-]	R_e [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{k,zykl}$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_{k,zykl}$ [mm/mm]	K_{pl} -	$\frac{\Delta\sigma_n}{R_e}$ -
50d-96Q- Hand-02	295,4	0,00144	941,7	3,19	1.355	0,086	1.042	941,7	0,01914	1,00	0,28
50d-96Q- Hand-02*	590,8	0,00288	1.788,8	3,03	1.355	0,086	1.042	1.782,3	24,22409	1,00	0,57
50d-96Q- Hand-04	369,7	0,00180	1.255,7	3,40	1.355	0,086	1.042	1.255,7	0,41884	1,00	0,35
50d-96Q- Hand-04*	739,5	0,00361	2.023,2	2,74	1.355	0,086	1.042	1.935,6	63,22333	1,05	0,71
50d-96Q- Hand-06	442,2	0,00216	1.619,9	3,66	1.355	0,086	1.042	1.619,6	7,96847	1,00	0,42
50d-96Q- Hand-06*	884,3	0,00431	2.539,7	2,87	1.355	0,086	1.042	1.921,8	58,17526	1,32	0,85
50d-96Q- Hand-08	368,5	0,00180	1.516,5	4,12	1.355	0,086	1.042	1.516,4	3,70960	1,00	0,35
50d-96Q- Hand-08*	736,9	0,00359	2.414,1	3,28	1.355	0,086	1.042	2.329,5	544,89081	1,04	0,71
50d-96Q- Hand-10	299,1	0,00146	1.282,7	4,29	1.355	0,086	1.042	1.282,7	0,53479	1,00	0,29
50d-96Q- Hand-10*	598,2	0,00292	2.189,9	3,66	1.355	0,086	1.042	2.182,3	255,06643	1,00	0,57
50d-96Q- Hand-12	197,3	0,00096	978,3	4,96	1.355	0,086	1.042	978,3	0,02742	1,00	0,19
50d-96Q- Hand-12*	394,6	0,00193	1.677,0	4,25	1.355	0,086	1.042	1.676,9	11,93156	1,00	0,38
50d-96Q- Hand-14	296,4	0,00145	1.281,6	4,32	1.355	0,086	1.042	1.281,6	0,52968	1,00	0,28
50d-96Q- Hand-14*	592,8	0,00289	2.185,5	3,69	1.355	0,086	1.042	2.178,6	250,14068	1,00	0,57
50d-96Q- Hand-16	197,0	0,00096	844,4	4,29	1.355	0,086	1.042	844,4	0,00821	1,00	0,19
50d-96Q- Hand-16*	394,0	0,00192	1.598,6	4,06	1.355	0,086	1.042	1.598,5	6,84124	1,00	0,38
50d-96Q- Hand-18	493,4	0,00241	1.751,3	3,55	1.355	0,086	1.042	1.750,5	19,65506	1,00	0,47
50d-96Q- Hand-18*	986,8	0,00481	3.015,2	3,06	1.355	0,086	1.042	1.392,8	1,38403	2,16	0,95

Probe- körper	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_n$ [mm/mm]	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	K_t -	K' [N/mm ²]	n' [-]	R_e [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{k,zykl}$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_{k,zykl}$ [mm/mm]	K_{pl} -	$\frac{\Delta\sigma_n}{R_e}$ -
50d-96M-RR-06	146,3	0,00071	425,8	2,91	1.343	0,099	1.032	425,8	0,00209	1,00	0,14
50d-96M-RR-06*	292,7	0,00143	789,5	2,70	1.343	0,099	1.032	789,5	0,00852	1,00	0,28
50d-96M-RR-08	367,4	0,00179	1.047,3	2,85	1.343	0,099	1.032	1.047,0	0,08601	1,00	0,36
50d-96M-RR-08*	734,8	0,00358	1.931,4	2,63	1.343	0,099	1.032	1.713,3	11,70911	1,13	0,71
50d-96M-RR-10	589,1	0,00287	1.548,6	2,63	1.343	0,099	1.032	1.524,0	3,59303	1,02	0,57
50d-96M-RR-10*	1178,2	0,00575	2.883,2	2,45	1.343	0,099	1.032	151,7	0,00074	19,00	1,14
50d-96M-RR-13	439,4	0,00214	1.286,3	2,93	1.343	0,099	1.032	1.285,0	0,64660	1,00	0,43
50d-96M-RR-13*	878,8	0,00429	2.349,1	2,67	1.343	0,099	1.032	1.328,2	0,90074	1,77	0,85
50d-96M-RR-14	537,9	0,00262	1.578,4	2,93	1.343	0,099	1.032	1.568,5	4,80328	1,01	0,52
50d-96M-RR-14*	1075,8	0,00525	2.867,5	2,67	1.343	0,099	1.032	370,9	0,00181	7,73	1,04
50d-96M-RR-15	294,1	0,00143	994,4	3,38	1.343	0,099	1.032	994,3	0,05287	1,00	0,28
50d-96M-RR-15*	588,1	0,00287	1.781,6	3,03	1.343	0,099	1.032	1.757,4	15,13131	1,01	0,57
50d-96M-RR-16	368,0	0,00180	1.236,2	3,36	1.343	0,099	1.032	1.236,0	0,43829	1,00	0,36
50d-96M-RR-16*	736,1	0,00359	2.211,6	3,00	1.343	0,099	1.032	1.988,1	52,60196	1,11	0,71
50d-96M-RR-18	489,5	0,00239	1.438,6	2,94	1.343	0,099	1.032	1.434,8	1,95710	1,00	0,47
50d-96M-RR-18*	978,9	0,00478	2.623,0	2,68	1.343	0,099	1.032	751,3	0,00650	3,49	0,95
50d-96M-RR-19	488,6	0,00238	1.442,6	2,95	1.343	0,099	1.032	1.438,8	2,01270	1,00	0,47
50d-96M-RR-19*	977,3	0,00477	2.625,2	2,69	1.343	0,099	1.032	763,4	0,00705	3,44	0,95
50d-96M-VG-02	356,5	0,00174	909,3	2,55	2.152	0,159	993	908,0	0,00883	1,00	0,36
50d-96M-VG-02*	713,1	0,00348	1.734,7	2,43	2.152	0,159	993	1.638,9	0,18832	1,06	0,72
50d-96M-VG-04	356,5	0,00174	975,2	2,74	2.152	0,159	993	974,0	0,01158	1,00	0,36
50d-96M-VG-04*	713,1	0,00348	1.834,4	2,57	2.152	0,159	993	1.738,5	0,26979	1,06	0,72
50d-96M-VG-06	284,4	0,00139	796,6	2,80	2.152	0,159	993	796,3	0,00581	1,00	0,29
50d-96M-VG-06*	568,7	0,00277	1.494,5	2,63	2.152	0,159	993	1.470,9	0,09850	1,02	0,57
50d-96M-VG-08	569,7	0,00278	1.409,1	2,47	2.152	0,159	993	1.385,3	0,06940	1,02	0,57
50d-96M-VG-08*	1139,4	0,00556	2.580,5	2,26	2.152	0,159	993	1.313,2	0,05116	1,97	1,15
50d-96M-VG-10	425,6	0,00208	1.126,6	2,65	2.152	0,159	993	1.122,8	0,02219	1,00	0,43
50d-96M-VG-10*	851,3	0,00415	2.126,8	2,50	2.152	0,159	993	1.847,6	0,39220	1,15	0,86
50d-96M-VG-12	140,8	0,00069	450,2	3,20	2.152	0,159	993	450,2	0,00225	1,00	0,14
50d-96M-VG-12*	281,6	0,00137	842,4	2,99	2.152	0,159	993	842,1	0,00684	1,00	0,28

Probekörper	$\Delta\sigma_n$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_n$ [mm/mm]	$\Delta\sigma_k$ [N/mm ²]	K_t -	K' [N/mm ²]	n' [-]	R_e [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{k,zykl}$ [N/mm ²]	$\Delta\varepsilon_{k,zykl}$ [mm/mm]	K_{pl} -	$\Delta\sigma_n/R_e$ -
50d-11Q-02	374,4	0,00183	893,1	2,39	1.384	0,084	1.224	893,1	0,00979	1,00	0,31
50d-11Q-02*	748,7	0,00365	1.703,8	2,28	1.384	0,084	1.224	1.636,9	7,38061	1,04	0,61
50d-11Q-04	374,4	0,00183	1.016,2	2,71	1.384	0,084	1.224	1.016,2	0,03024	1,00	0,31
50d-11Q-04*	748,7	0,00365	1.883,0	2,51	1.384	0,084	1.224	1.815,9	25,38026	1,04	0,61
50d-11Q-06	460,0	0,00224	1.370,1	2,98	1.384	0,084	1.224	1.369,9	0,89205	1,00	0,38
50d-11Q-06*	919,9	0,00449	2.478,5	2,69	1.384	0,084	1.224	1.809,8	24,37043	1,37	0,75
50d-11Q-08	453,4	0,00221	1.379,4	3,04	1.384	0,084	1.224	1.379,2	0,96623	1,00	0,37
50d-11Q-08*	906,7	0,00442	2.485,8	2,74	1.384	0,084	1.224	1.906,7	45,34886	1,30	0,74
50d-11Q-09	302,9	0,00148	958,1	3,16	1.384	0,084	1.224	958,1	0,01722	1,00	0,25
50d-11Q-09*	605,8	0,00295	1.728,2	2,85	1.384	0,084	1.224	1.722,7	13,55553	1,00	0,49
50d-11Q-10	298,6	0,00146	953,4	3,19	1.384	0,084	1.224	953,4	0,01648	1,00	0,24
50d-11Q-10*	597,2	0,00291	1.719,0	2,88	1.384	0,084	1.224	1.714,4	12,79636	1,00	0,49
50d-11Q-12	226,3	0,00110	824,9	3,65	1.384	0,084	1.224	824,9	0,00613	1,00	0,18
50d-11Q-12*	452,6	0,00221	1.471,1	3,25	1.384	0,084	1.224	1.470,9	2,07148	1,00	0,37
50d-11Q-18	605,8	0,00295	1.691,4	2,79	1.384	0,084	1.224	1.685,9	10,48443	1,00	0,49
50d-11Q-18*	1211,5	0,00591	3.087,5	2,55	1.384	0,084	1.224	225,5	0,00110	13,69	0,99
50d-11Q-20	150,5	0,00073	426,7	2,84	1.384	0,084	1.224	426,7	0,00208	1,00	0,12
50d-11Q-20*	300,9	0,00147	800,7	2,66	1.384	0,084	1.224	800,7	0,00539	1,00	0,25
50d-11Q-23	489,5	0,00239	1.612,9	3,30	1.384	0,084	1.224	1.612,5	6,17329	1,00	0,40
50d-11Q-23*	978,9	0,00478	2.861,1	2,92	1.384	0,084	1.224	1.647,3	7,95743	1,74	0,80
50d-11Q-29	547,1	0,00267	1.776,1	3,25	1.384	0,084	1.224	1.774,4	19,27608	1,00	0,45
50d-11Q-29*	1094,2	0,00534	3.145,2	2,87	1.384	0,084	1.224	746,8	0,00429	4,21	0,89
50d-11Q-34	148,2	0,00072	406,4	2,74	1.384	0,084	1.224	406,4	0,00198	1,00	0,12
50d-11Q-34*	296,4	0,00145	765,3	2,58	1.384	0,084	1.224	765,3	0,00460	1,00	0,24
50d-11Q-36	503,3	0,00246	1.422,5	2,83	1.384	0,084	1.224	1.421,9	1,38630	1,00	0,41
50d-11Q-36*	1006,6	0,00491	2.598,4	2,6	1.384	0,084	1.224	1.165,2	0,13457	2,23	0,82

D.2 Zyklische Werkstoffkurven





BERICHTE ZUM STAHL- UND LEICHTBAU

Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine, Stahl- und Leichtbau
Karlsruher Institut für Technologie (KIT) | ISSN 2198-7912

Eine Übersicht der Berichte der Versuchsanstalt für Stahl, Holz und Steine ab dem Jahr 1963 finden Sie unter folgender URL: <http://stahl.vaka.kit.edu/berichte.php>

- Band 1 **OLIVER FLEISCHER**
Axial beanspruchte K-Knoten aus dünnwandigen Rechteckhohlprofilen. 2014
ISBN 978-3-7315-0190-9
- Band 2 **THOMAS REINKE**
Tragverhalten von biegebeanspruchten Stahlmasten mit polygonalen Querschnitten. 2015
ISBN 978-3-7315-0398-9
- Band 3 **ROBIN MARC PLUM**
Fatigue crack detection on structural steel members by using ultrasound excited thermography. Erkennung von Ermüdungsrissen in Stahlbauteilen durch ultraschallangeregte Thermografie. 2015
ISBN 978-3-7315-0417-7
- Band 4 **TIM ZINKE**
Nachhaltigkeit von Infrastrukturbauwerken – Ganzheitliche Bewertung von Autobahnbrücken unter besonderer Berücksichtigung externer Effekte. 2016
ISBN 978-3-7315-0509-9
- Band 5 **MAX JONAS SPANNAUS**
Bemessung von Erzeugnissen aus Stahlguss unter vorwiegend ruhender Beanspruchung. 2016
ISBN 978-3-7315-0560-0
- Band 6 **MATTHIAS FRIEDRICH ALBIEZ**
Zur statischen Tragfähigkeit geklebter Kreishohlprofilverbindungen im Stahlbau. 2016
ISBN 978-3-7315-0561-7
- Band 7 **ANDREAS LIPP**
Kreishohlprofil-X-Knoten aus nichtrostenden Stählen unter Axialbeanspruchung. 2016
ISBN 978-3-7315-0569-3
- Band 8 **PAUL DARIO TOASA CAIZA**
Consideration of runouts by the evaluation of fatigue experiments. 2019
ISBN 978-3-7315-0900-4
- Band 9 **JENNIFER C. HRABOWSKI**
Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen aus höchstfestem Stahl im Kurzzeitfestigkeitsbereich. 2019
ISBN 978-3-7315-0931-8

Größer, höher, weiter... so lauten die Anforderungen an den konstruktiven Ingenieurbau der heutigen Zeit. Daher werden im Kran- und Anlagenbau höchst- und ultrahochfeste Stahlsorten mit Streckgrenzen von bis zu 1100 N/mm^2 eingesetzt und somit höhere Beanspruchbarkeiten bei gleichzeitig geringerem Eigengewicht der Konstruktion ermöglicht. Aber kommt die höhere statische Festigkeit im Kurzzeitfestigkeitsbereich zum Tragen? Eine wichtige Rolle spielt dabei die Abgrenzung des elastischen zum vorwiegend plastischen Materialverhalten. Die dargestellten Erkenntnisse erlauben eine elastische Bemessung, die zu einer wirtschaftlichen Anwendung höchstfester Feinkornbaustähle beiträgt.

