

Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von UIT-Nachbehandlung

Von der Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften
der Universität Stuttgart zur Erlangung der Würde eines Doktors
der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.) genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von
André Dürr
aus Ulm-Söflingen

Hauptberichterin: Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Manfred Hirt

Tag der mündlichen Prüfung: 24.07.2006

Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart

2007

Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf; Nr. 2006-3

André Dürr Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen
aus höherfesten Baustählen bei Anwendung von
UIT-Nachbehandlung

Herausgeber Prof. Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann
Pfaffenwaldring 7
70569 Stuttgart
Telefon: (0711) 685 66245
Telefax: (0711) 685 66236

Redaktion Bernadette Froschmeier

D 93

© Institut für Konstruktion und Entwurf; Stuttgart 2007
Alle Rechte vorbehalten

ISSN 1439-3751

Kurzdarstellung

Der Stahlindustrie ist es in den letzten Jahren gelungen, wettbewerbsfähige höherfeste Baustähle zu entwickeln, die die Forderungen der Stahlbaupraxis nach einer hohen Festigkeit bei gleichzeitig guter Schweißbeignung und hoher Zähigkeit erfüllen. Als einer der Hauptgründe für den noch immer verzögerten Einsatz von höherfesten Baustählen in Konstruktionen unter wechselnder Beanspruchung ist die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zu nennen, da diese im unbehandelten Zustand weitestgehend unabhängig von der Streckgrenze des Grundwerkstoffs ist. Insbesondere durch den Einsatz von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren besteht allerdings die Möglichkeit, die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen zu erhöhen. Im Stahlbau liegen bisher allerdings keine normativen Regelungen vor, um die positiven Effekte einer Schweißnahtnachbehandlung bei der Bemessung zu berücksichtigen.

Die vorliegende Arbeit behandelt die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen durch die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren. Der Schwerpunkt dieser Arbeit liegt dabei beim bisher noch wenig bekannten Nachbehandlungsverfahren „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT). Auf Grundlage umfangreicher experimenteller und numerischer Untersuchungen am Konstruktionsdetail der aufgeschweißten Quersteife erfolgt die Ableitung eines einfachen Bemessungsvorschlags nach dem Nennspannungskonzept sowie die Angabe von Gültigkeitsgrenzen. Durch die Ergebnisse diese Arbeit besteht die Möglichkeit, eine effektive Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Schweißkonstruktionen durch einen lokal begrenzten Einsatz von Nachbehandlungsverfahren an kritischen Konstruktionsdetails zu erreichen.

Abstract

Within the last couple of years the steel industry developed competitive high strength steels, which combine the beneficial properties of a high tensile strength, a good weldability and a high toughness. One of the main reasons for the still limited application of high strength steels in structures subjected to repeated loading is the fatigue strength of welded structures, because the fatigue strength of welded structures in the as-welded state is almost independent of the yield strength of the base material. Very effective methods to enhance the fatigue resistance of welded high strength steel connections are post-weld treatment methods. However up to now it is not possible to apply their positive effects on the fatigue resistance due to the present design standards for steel structures.

This thesis deals with the fatigue strength improvement by the application of post-weld treatment methods. Main attention is paid to the still rather unknown post-weld treatment method “Ultrasonic Impact Treatment” (UIT). By a large number of experimental and numerical investigations on the decisive construction detail of a transverse stiffener a detail category for the nominal stress approach has been derived under consideration of the range of validity. With the results of this thesis the possibility exists to achieve an effective application of high strength steels in welded structures subjected to fatigue loading due to the local application of post-weld treatment methods on critical construction details.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit ist während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart entstanden.

Frau Professorin Dr.-Ing. Ulrike Kuhlmann vom Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart danke ich sehr herzlich für das entgegengebrachte Vertrauen und ihrer Unterstützung bei der Anfertigung meiner Arbeit und für die Übernahme des Hauptberichts.

Mein aufrichtiger Dank gilt auch Herrn Professor Dr.-Ing. Manfred A. Hirt, ICOM, Direktor des Instituts für Stahlbau (ICOM) der Eidgenössischen Technischen Hochschule Lausanne (EPFL) für das Interesse an meiner Arbeit und die Übernahme des Mitberichts.

Meinen persönlichen Dank aussprechen möchte ich Herrn Dr.-Ing. Hans-Peter Günther vom Institut für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart für die Ideen und Anregungen sowie die kritische Durchsicht des Manuskripts.

Danken möchte ich auch der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „Otto von Guericke“ e.V. (AiF) und der Forschungsvereinigung Stahlanwendung e.V. (FOSTA) für die finanzielle Unterstützung der experimentellen und theoretischen Untersuchungen. Dank gilt auch Herrn Prof. Dr.-Ing. Joachim Bergmann und Herrn Rayk Thumser von der Materialforschungs- und Prüf-anstalt (MFPA) der Bauhaus-Universität Weimar für die gute Zusammenarbeit im Rahmen des gemeinsamen Forschungsprojekts. Bedanken möchte ich mich ebenfalls bei den Firmen AG der Dillinger Hüttenwerke GTS und voestalpine Grobblech GmbH für die Stahllieferung, bei den Firmen Donges Stahlbau GmbH, Max Bögl Stahl- und Anlagenbau GmbH, Plauen Stahl Technologie GmbH und Schachtbau Nordhausen GmbH für die Fertigung der Probekörper. Bei der Firma Applied Ultrasonics möchte ich mich für die Durchführung der UIT-Nachbehandlung bedanken.

Bedanken möchte ich mich auch bei Jochen Reusch und Dorothea Mehrmann für das Anfertigen der Zeichnungen. Ein weiterer Dank gilt meinen Kolleginnen und Kollegen, den wissenschaftlichen Hilfskräften sowie den Verfassern der von mir betreuten Diplom- und Seminararbeiten des Instituts für Konstruktion und Entwurf der Universität Stuttgart für die gute Zusammenarbeit und das stets sehr freundliche Betriebsklima.

Stuttgart im Juli 2006

André Dürr

Inhaltsverzeichnis

1. Einführung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Zielsetzung	1
1.3 Aufbau der Arbeit	1
2. Höherfeste Baustähle	5
2.1 Übersicht	5
2.2 Herstellung	5
2.3 Werkstoffeigenschaften	5
2.3.1 Festigkeit	5
2.3.2 Verformungen	6
2.3.3 Stabilität	6
2.3.4 Ermüdung	7
2.4 Schweißverbindungen	7
2.4.1 Schweißbeignung und Vorwärmtemperaturen	7
2.4.2 Wirtschaftlichkeit	8
2.4.3 Schweißbeignungen	9
2.5 Anwendung von höherfesten Baustählen	10
2.5.1 Grundsätzliches	10
2.5.2 Kranbau	10
2.5.3 Schiffbau	10
2.5.4 Brückenbau	10
2.5.4.1 Allgemeines	10
2.5.4.2 Berechnungsgrundlagen	11
2.5.4.3 Bemessung	11
2.5.4.4 Ergebnisse der Vorstudie	12
2.5.4.5 Zusammenfassung	15
3. Materialermüdung	17
3.1 Übersicht	17
3.2 Grundlagen	17
3.2.1 Allgemeines	17
3.2.2 Phasen des Ermüdungsvorgangs	17
3.2.3 Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen	18
3.3 Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit	18
3.3.1 Allgemeines	18
3.3.2 Kerbwirkung	19
3.3.3 Werkstoff	19
3.3.4 Mittelspannung	21
3.3.5 Eigenspannungen	21
3.3.5.1 Allgemeines	21
3.3.5.2 Schweißbeignungen	22
3.3.5.3 Druckeigenspannungen	23
3.3.5.4 Eigenspannungsabbau	23

3.3.6	Probengröße	24
3.3.7	Überlasten	25
3.3.8	Zusammenfassung für höherfeste Stähle	25
3.4	Konzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit	25
3.4.1	Allgemeines	25
3.4.2	Nennspannungskonzept	26
3.4.3	Strukturspannungskonzept	28
3.4.4	Kerbspannungskonzept	29
3.4.5	Kerbgrundkonzept	30
3.4.6	Rissfortschrittskonzept	30
3.4.7	Bewertung der Nachweiskonzepte	31
3.5	Regelungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife	32
3.5.1	Allgemeines	32
3.5.2	Eurocode 3	32
3.5.3	Zusammenfassung	33
4.	Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit	35
4.1	Übersicht	35
4.2	Allgemeines	35
4.3	Ermüdungsgerechtes Konstruieren	36
4.3.1	Kerbarme Detailausbildung	36
4.3.2	Hohe Schweißqualität	36
4.4	Schweißnahtnachbehandlungsverfahren	36
4.4.1	Allgemeines	36
4.4.2	Übersicht	37
4.4.3	Anwendungsgrenzen	37
4.4.4	Verringerung der Kerbschärfe	38
4.4.4.1	Allgemeines	38
4.4.4.2	Ausschleifen	38
4.4.4.3	WIG-Aufschmelzen	38
4.4.5	Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung	39
4.4.5.1	Allgemeines	39
4.4.5.2	Entstehung von Druckeigenstressungen	40
4.4.5.3	Abbau von Druckeigenstressungen	41
4.4.5.4	Kugelstrahlen	42
4.4.5.5	Hämmern, Nadeln	43
4.4.5.6	Ultrasonic Impact Treatment (UIT)	44
4.4.6	Bestehende Bemessungsempfehlungen	45
4.4.6.1	Allgemeines	45
4.4.6.2	Ausschleifen und WIG-Aufschmelzen	46
4.4.6.3	Hämmern und Nadeln	47
4.4.7	Bewertung der Verfahren	47
4.5	Zusammenfassung	48

5. Systematische Auswertung bestehender Versuchsreihen	49
5.1 Übersicht	49
5.2 Datenquelle	49
5.3 Vorgehensweise	49
5.4 Statistische Auswertung	50
5.5 <i>Wöhlerliniensteigung</i>	50
5.6 Einfluss von Nachbehandlungsverfahren und Streckgrenze	51
5.7 Blechdickeneinfluss	53
5.8 Bauteileinfluss	55
5.9 Einfluss von Schweißnahtansatzstellen	56
5.10 Einfluss von Freischnitten	57
5.11 Mittelspannungseinfluss	57
5.11.1 Kleinprüfkörperversuche	57
5.11.2 Trägerversuche	58
5.12 Zusammenfassung	59
6. Experimentelle Untersuchungen	61
6.1 Übersicht	61
6.2 Versuchsprogramm	62
6.2.1 Übersicht	62
6.2.2 Werkstoffe	62
6.2.3 Abmessungen der Probekörper	63
6.2.3.1 Klein- und Großprüfkörper	63
6.2.3.2 Träger	63
6.2.4 Herstellung der Probekörper	64
6.2.4.1 Klein- und Großprüfkörper	64
6.2.4.2 Träger	65
6.2.5 Nachbehandlung	65
6.2.5.1 Reinigungsstrahlung	65
6.2.5.2 WIG-Aufschmelzen	65
6.2.5.3 UIT-Verfahren	66
6.3 Ermüdungsversuche an Klein- und Großprüfkörpern	67
6.3.1 Versuchsdurchführung	67
6.3.2 Versuchsergebnisse	67
6.3.2.1 Allgemeines	67
6.3.2.2 Einfluss von Stahlsorte und Schweißnahtnachbehandlung	67
6.3.2.3 Einfluss einer Reinigungsstrahlung	70
6.3.2.4 Mittelspannungseinfluss	72
6.3.2.5 Größeneinfluss	73
6.3.2.6 Blechdickeneinfluss	77
6.3.2.7 Einfluss von Schweißnahtansatzstellen	78
6.3.2.8 UIT-Anwendung unter Last	79
6.3.2.9 Einfluss von Überlasten	81
6.3.2.10 Ertüchtigung vorgeschädigter Konstruktionen	82

6.4	Ermüdungsversuche an Trägern	83
6.4.1	Allgemeines	83
6.4.2	Versuche mit Spannungsverhältnis $R=-1$	84
6.4.2.1	Allgemeines	84
6.4.2.2	Versuchsaufbau	84
6.4.2.3	Versuchsdurchführung	85
6.4.2.4	Versuchsergebnisse	85
6.4.3	Versuche mit Spannungsverhältnis $R=0,5$	87
6.4.3.1	Allgemeines	87
6.4.3.2	Versuchsaufbau	87
6.4.3.3	Versuchsdurchführung	87
6.4.3.4	Versuchsergebnisse	87
6.4.4	Mittelspannungseinfluss	89
6.5	Begleituntersuchungen	90
6.5.1	Nahtgeometriemessungen	90
6.5.1.1	Allgemeines	90
6.5.1.2	Messergebnisse	91
6.5.1.3	Kerbspannungswöhlerlinien	91
6.5.2	Eigenspannungsmessungen	93
6.5.2.1	Allgemeines	93
6.5.2.2	Versuchsdurchführung	93
6.5.2.3	Versuchsergebnisse	94
6.5.3	Metallographie	95
6.5.4	Bruchmechanische Untersuchungen	96
6.5.4.1	Allgemeines	96
6.5.4.2	Verfahrensbeschreibung	96
6.5.4.3	Versuchsdurchführung	97
6.5.4.4	Versuchsauswertung	98
6.5.4.5	Versuchsergebnisse	99
6.6	Zusammenfassung	100
7.	Numerische Untersuchungen	103
7.1	Übersicht	103
7.2	Kerbwirkung am Konstruktionsdetail der Quersteife	103
7.2.1	Grundsätzliches	103
7.2.2	Berechnungen an ebenen Modellen	103
7.2.2.1	Allgemeines	103
7.2.2.2	Modellierung	104
7.2.2.3	Berechnungsergebnisse	104
7.2.3	Berechnungen an Volumenmodellen	108
7.2.3.1	Allgemeines	108
7.2.3.2	Einfluss der Blechbreite	108
7.2.3.3	Konstruktionsdetail mit einzelnen aufgeschweißten Steifen	109
7.2.2.4	Träger mit eingepassten Quersteifen	110

7.3	Simulation der Druckeigenspannungserzeugung	111
7.3.1	Allgemeines	111
7.3.2	Druckeigenspannungen	111
7.3.2.1	Modellierung	111
7.3.2.2	Berechnungsergebnisse	112
7.3.2.3	Einflussgrößen auf die Druckeigenspannungen	114
7.3.3	Abbau der Druckeigenspannungen	115
7.3.3.1	Allgemeines	115
7.3.3.2	Berechnungsergebnisse	116
7.4	Zusammenfassung	117
8.	Rechnerische Lebensdauerabschätzung	119
8.1	Übersicht	119
8.2	Grundlagen des Rechenmodells	119
8.2.1	Allgemeines	119
8.2.2	Rissentstehungsdauer nach dem Kerbgrundkonzept	119
8.2.2.1	Allgemeines	119
8.2.2.2	Zyklisches Werkstoffverhalten	120
8.2.2.3	Kerbgrundbeanspruchung	121
8.2.2.4	Schädigungsverhalten	123
8.2.2.5	Oberflächenbeschaffenheit	123
8.2.3	Rissfortschrittsdauer auf Grundlage der Bruchmechanik	124
8.2.3.1	Übersicht	124
8.2.3.2	Risspitzenbeanspruchung	125
8.2.3.3	Risswachstumsmodelle	127
8.2.3.4	Riss-schließeffekte	128
8.2.3.5	Lebensdauerberechnung	131
8.2.3.6	Werkstoffkennwerte	132
8.3	Entwicklung rechnerischer <i>Wöhler</i> linien	132
8.3.1	Vorgehensweise	132
8.3.2	Auswahl der Modellparameter	133
8.3.2.1	Geometriewerte	133
8.3.2.2	Werkstoffeigenschaften	133
8.3.2.3	Eigenspannungen	133
8.3.2.4	Phase der Rissentstehung	134
8.3.2.5	Phase des Risswachstums	134
8.3.3	Verifizierung des Rechenmodells	135
8.3.3.1	Im Schweißzustand belassene Konstruktionsdetails	135
8.3.3.2	Anwendung des UIT-Verfahrens	137
8.3.4	Erweiterung des experimentellen Parameterbereichs	139
8.3.4.1	Einfluss geometrischer Abmessungen	139
8.3.4.2	Mittelspannungseinfluss	140
8.4	Zusammenfassung	140

9. Überprüfung und Erweiterung vorhandener Nachweisverfahren	141
9.1 Übersicht	141
9.2 Konstruktionsdetail im Schweißzustand belassen	141
9.2.1 Allgemeines	141
9.2.2 Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen	141
9.2.3 Auswertung von Trägerversuchen	143
9.2.4 Zusammenfassung	145
9.3 WIG-Aufschmelzen	145
9.3.1 Allgemeines	145
9.3.2 Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen	146
9.3.3 Auswertung von Trägerversuchen	147
9.3.4 Zusammenfassung	149
9.4 UIT-Verfahren	149
9.4.1 Allgemeines	149
9.4.2 Vorgehensweise	149
9.4.3 Auswertung von Versuchsergebnisse	149
9.4.4 Einfluss des Abstands der Schweißnahtfußpunkte	151
9.4.5 Einfluss des Spannungsverhältnis	152
9.4.6 Einfluss der Streckgrenze	153
9.4.7 Abgrenzung	155
9.4.8 Zusammenfassung	155
9.5 Zusammenfassung	156
10. Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel	157
10.1 Übersicht	157
10.2 Grundsätzliches	157
10.3 Experimentelle Untersuchungen	157
10.4 Numerische Untersuchungen	158
10.4.1 Allgemeines	158
10.4.2 Modellierung	159
10.4.3 Berechnungsergebnisse	159
10.4.3.1 Allgemeines	159
10.4.3.2 Beurteilung einzelner Einflussfaktoren	159
10.4.3.3 Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit	161
10.5 Angabe von Mindestschweißnahtdicken	162
11. Zusammenfassung und Ausblick	163
11.1 Zusammenfassung	163
11.2 Folgerungen	165
11.2 Ausblick	166
12. Literatur	167
12.1 Normen und Richtlinien	167
12.2 Höherfeste Baustähle	168
12.3 Eigenspannungen, Kontaktspannungen	169

12.4	Ermüdung	170
12.5	Schweißnahtnachbehandlung	174
12.6	Kerbgrundkonzept	177
12.7	Bruchmechanik	179
12.8	Programmsysteme	181

Anhänge

A	Statistische Auswerteverfahren	183
A.1	Allgemeines	184
A.2	Definition der <i>Wöhlerlinie</i>	184
A.3	Bestimmung der Mittelwertkurve	184
A.4	Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit	185
B	Allgemeine Angaben zu den experimentelle Untersuchungen	187
B.1	Chemische Zusammensetzung der Grundmaterialien	188
B.2	Mechanische Eigenschaften der Grundmaterialien	189
B.3	Schweißparameter	190
C	Bruchmechanik	191
C.1	Werkstoffkennwerte der Risswachstumsgleichung	192
C.1.1	Baustähle allgemein	192
C.1.2	Höherfeste Stähle	192
C.2	Korrekturfunktion Y	193
C.2.1	Blechmitte	193
C.2.2	Blechrand	194
C.3	Korrekturfunktion M_k	195

Bezeichnungen

Nicht aufgeführte Bezeichnungen werden im Text erläutert.

Lateinische Buchstaben

a	Schweißnahtdicke
a	Risstiefe
a_0	Anfangsrisslänge
a_{cr}	Risstiefe beim Versagen des Bauteils
a_h	horizontale Schweißnahtschenkellänge
a_E	Endrisslänge
a_M	mittlere Risstiefe
AW	„as welded“ - im Schweißzustand belassen
b	Blechbreite
b	werkstoffabhängige Konstante zur Beschreibung von Dehnungswöhlerlinien
c	Rissbreite
c	werkstoffabhängige Konstante zur Beschreibung von Dehnungswöhlerlinien
C	Werkstoffkennwert der Rissfortschrittsgleichung
CE	Kohlenstoffäquivalent (Aufhärtungsneigung)
CET	Kohlenstoffäquivalent (Kaltrissneigung)
d	Bauteildicke
d	Breite der verbleibenden plastischen Eindrückung
D	Summe der Gesamtschädigung
D	Durchmesser eines Bolzens oder Hammerkopfs
e	Tiefe der verbleibenden plastischen Eindrückung bzw. Tiefe des Einbrands
e	Nenndehnung
E	Elastizitätsmodul
F	Korrekturfaktor für Spannungsintensitätsfaktor
f_y	Streckgrenze
f_{yk}	charakteristische Streckgrenze
f_u	Zugfestigkeit
f_{uk}	charakteristische Zugfestigkeit
GM	Grundmaterial
h	Trägerhöhe
I	Flächenträgheitsmoment
I_y	Flächenträgheitsmoment um y-Schwerachse
k_f	Korrekturfaktor der Ermüdungsfestigkeit für die Streckgrenze
k_L	Korrekturfaktor der Ermüdungsfestigkeit für geometrische Abmessungen
k_O	Abminderungsfaktor der Ermüdungsfestigkeit für Rauigkeitseinflüsse
k_R	Korrekturfaktor der Ermüdungsfestigkeit für das Spannungsverhältnis
K	Spannungsintensitätsfaktor
K'	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K_C	kritischer Spannungsintensitätsfaktor (Bruchzähigkeit)
K_f	Kerbwirkungszahl
K_{pl}	Spannungsintensitätsfaktor für plastische Zone an der Rissspitze
K_{res}	Spannungsintensitätsfaktor für Eigenspannungen

K_t	Kerbfaktor
K_{th}	Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors
K_{tw}	Kerbfaktor an der Schweißnahtwurzel
K_{te}	Dehnungskonzentrationsfaktor
$K_{t\sigma}$	Spannungskonzentrationsfaktor
l	Spannweite
l	Probenlänge
L	Abstand der Schweißnahtfußpunkte
m	<i>Wöhler</i> liniensteigung
m	Werkstoffkennwert der Rissfortschrittsgleichung
m_D	reduzierte <i>Wöhler</i> liniensteigung
M	Biegemoment
M	Mittelspannungsempfindlichkeit
n	Anzahl der Versuche bzw. Versuchsreihen
n'	zyklischer Verfestigungsexponent
N	Anzahl der Spannungsschwingspiele
N_D	Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit
N_F	Gesamtlebensdauer
N_I	Rissentstehungsdauer
N_L	Abknickpunkt zum Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit
N_M	Lastwechselzahl des Markierungsblocks
N_P	Risswachstumsdauer
pcf	Beanspruchungszustand
P	Schädigungsparameter beim Kerbgrundkonzept
$P_{\bar{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
q	Linienlast
r	Kerbradius
r_{fik}	fiktiver Kerbradius zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung
r_{pl}	Größe der plastischen Zone an der Risspitze
r_w	Kerbradius an der Schweißnahtwurzel
R	Spannungsverhältnis
Ref	Referenzwert
R_z	Rauhtiefe
s	Steifendicke
s	Standardabweichung
s_{xy}	Standardschätzfehler
S	Nennspannung
t	Blechdicke
t	Zeit
T_0	Vorwärmtemperatur
$T_{97,7\%}$	Streuband der Ermüdungsfestigkeit bezogen auf Überlebenswahrscheinlichkeit von 97,7%
UIT	„Ultrasonic Impact Treatment“ - Ultraschallschlagbehandlung
WEZ	Wärmeinflusszone
WIG	Wolfram-Inert-Gas
z	Tiefenrichtung

Griechische Buchstaben

α_E	Oberflächeneigenspannung bezogen auf Streckgrenze
α_D	Drucknennspannung bezogen auf Streckgrenze
δ	Durchbiegung in Feldmitte
ε	Dehnung
ε_a	Dehnungsamplitude
ε_{el}	elastischer Dehnungsanteil
ε_{pl}	plastischer Dehnungsanteil
ε_R	Eigendehnungen
κ	Spannungsverhältnis
σ	Spannung
σ	Standardabweichung
σ_a	Spannungsamplitude
σ'_f	werkstoffabhängige Konstante zur Beschreibung von Dehnungswöhlerlinien
σ_m	Mittelspannung
σ_u	Unterspannung
σ_A	abgebaute Eigenspannung
σ_D	Dauerfestigkeit
σ_D	Drucknennspannung
$\sigma_{D, poliert}$	Dauerfestigkeit des polierten Werkstoffs
σ_E	Eigenspannung
$\sigma_{E,O}$	Eigenspannung an der Bauteiloberfläche
σ_K	Kerbspannung
σ_N	Nennspannung
σ_R	Eigenspannungen nach Eigenspannungsabbau
σ_o	Oberspannung
θ	Schweißnahtanstiegswinkel
μ	Querkontraktionszahl
μ	Mittelwert
γ	Verhältnis der Ermüdungsfestigkeiten zwischen unterschiedlichen Ermüdungsversuchen
γ_{Ff}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungseinwirkungen
γ_{Mf}	Teilsicherheitsbeiwert für die Ermüdungsfestigkeit
Δa_i	Risswachstumslänge pro Schwingspiel
ΔK	Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors
ΔK_{eff}	effektive Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors
ΔP	KrafSchwingbreite
Δr_{pl}	Größe der wechselplastischen Zone an der Riss spitze
$\Delta \varepsilon$	Dehnungsschwingbreite
$\Delta \sigma$	Spannungsschwingbreite
$\Delta \sigma_{25}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Versuchskörper mit 25mm Blechdicke
$\Delta \sigma_c$	charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel
$\Delta \sigma_{c, kor}$	korrigierte charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel

$\Delta\sigma_{c,w}$	charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für die Schweißnahtwurzel
$\Delta\sigma_{c,50\%}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel mit $P_{\bar{u}} = 50\%$
$\Delta\sigma_{c,87,5\%}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel mit $P_{\bar{u}} = 87,5\%$
$\Delta\sigma_{c,97,7\%}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel mit $P_{\bar{u}} = 97,7\%$
$\Delta\sigma_{c,Kerb}$	lokale charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel beim Kerbspannungskonzept
$\Delta\sigma_{c,KP}$	charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Kleinprüfkörperversuche
$\Delta\sigma_{c,Ver}$	charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Trägerversuche
$\Delta\sigma_{\text{einzeln}}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Versuchskörper mit einzeln aufgeschweißter Quersteife
$\Delta\sigma_{AW}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für im Schweißzustand belassene Versuchskörper
$\Delta\sigma_D$	Dauerfestigkeit
$\Delta\sigma_{E,2}$	schadensäquivalente Spannungsschwingbreite bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel
$\Delta\sigma_{GP}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Großprüfkörperversuche
$\Delta\sigma_{KP}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Kleinprüfkörperversuche
$\Delta\sigma_L$	Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit
$\Delta\sigma_L$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Versuche mit UIT-Anwendung unter Last
$\Delta\sigma_M$	Spannungsschwingbreite des Markierungsblocks
$\Delta\sigma_{Nach}$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für nachbehandelte Versuchskörper
$\Delta\sigma_T$	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Mio. Lastwechsel für Trägerversuche

1 Einführung

1.1 Problemstellung

Höherfeste Baustähle ermöglichen dem Stahlbau die Gestaltung von innovativen und architektonisch anspruchsvollen Bauwerken, die sich durch schlanke und leichte Konstruktionen auszeichnen. Im Brückenbau sowie in vielen Einsatzbereichen des Hochbaus (Kranbahnen, Windanlagen, Türme, Masten) sind die Konstruktionen ständig wiederkehrenden Belastungen unterworfen. Es muss daher ein Anliegen sein, das hohe Festigkeitspotential von höherfesten Baustählen bei statischer Beanspruchung auch in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen ausnutzen zu können. Dem steht entgegen, dass die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionen im unbehandelten Zustand weitgehend unabhängig von der Zugfestigkeit des Grundwerkstoffs ist. Aus diesem Grunde beschränkt sich die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit in den derzeitigen Normen [1.1]-[1.6] lediglich auf den Kerbfall unabhängig von der Streckgrenze des Materials. Die Vorteile des hohen Festigkeitspotentials von höherfesten Baustählen lassen sich daher in unbehandelten Schweißkonstruktionen unter Ermüdungsbeanspruchung nicht ausnutzen. Dies ist als ein Hauptgrund für den immer noch verzögerten Einsatz dieser Stähle in diesen Konstruktionen zu nennen. Vor diesem Hintergrund sind die Anstrengungen auf internationaler Ebene zu sehen, geeignete Verfahren zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen aus höherfesten Baustählen zu entwickeln. Hierbei sind insbesondere die Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung zu nennen, da diese wirkungsvoll die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen, speziell aus höherfesten Baustählen, verbessern können. Insbesondere das bisher wenig bekannte Nachbehandlungsverfahren „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) ist auf Grund seiner Anwenderfreundlichkeit herkömmlichen Nachbehandlungsverfahren überlegen. Im Bauwesen ist der Einsatz dieses Verfahrens der Schweißnahtnachbehandlung bisher nicht möglich, da die gegenwärtigen Normen keine Möglichkeit bieten, die Vorteile dieses Verfahrens bei der Tragwerksbemessung auszunutzen.

1.2 Zielsetzung

Das Ziel dieser Arbeit besteht darin, eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren zu ermöglichen. Die Umsetzung erfolgt durch die Entwicklung eines Bemessungsvorschlags für das UIT-Verfahren mit der Angabe von Gültigkeitsgrenzen. Grundlage hierfür bilden eigene experimentelle und numerische Untersuchungen am Konstruktionsdetail der Quersteife.

Mit der vorliegenden Arbeit ist auch das Ziel verbunden eine wirtschaftliche Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen des Stahlbaus zu ermöglichen. Ein erweiterter Einsatz von höherfesten Baustählen führt zu ästhetischen und architektonisch anspruchsvollen Bauwerken durch schlanke, filigrane Konstruktionen und dient auf Grund der damit verbundenen Gewichtsersparnis zugleich einem nachhaltigen Einsatz von Ressourcen.

1.3 Aufbau der Arbeit

Im Rahmen dieser Arbeit wird die Wirksamkeit der Schweißnahtnachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) am Konstruktionsdetail der Quersteife experimentell und numerisch untersucht und verglichen. Eine Übersicht über den Aufbau der Arbeit kann Bild 1.1 entnommen werden.

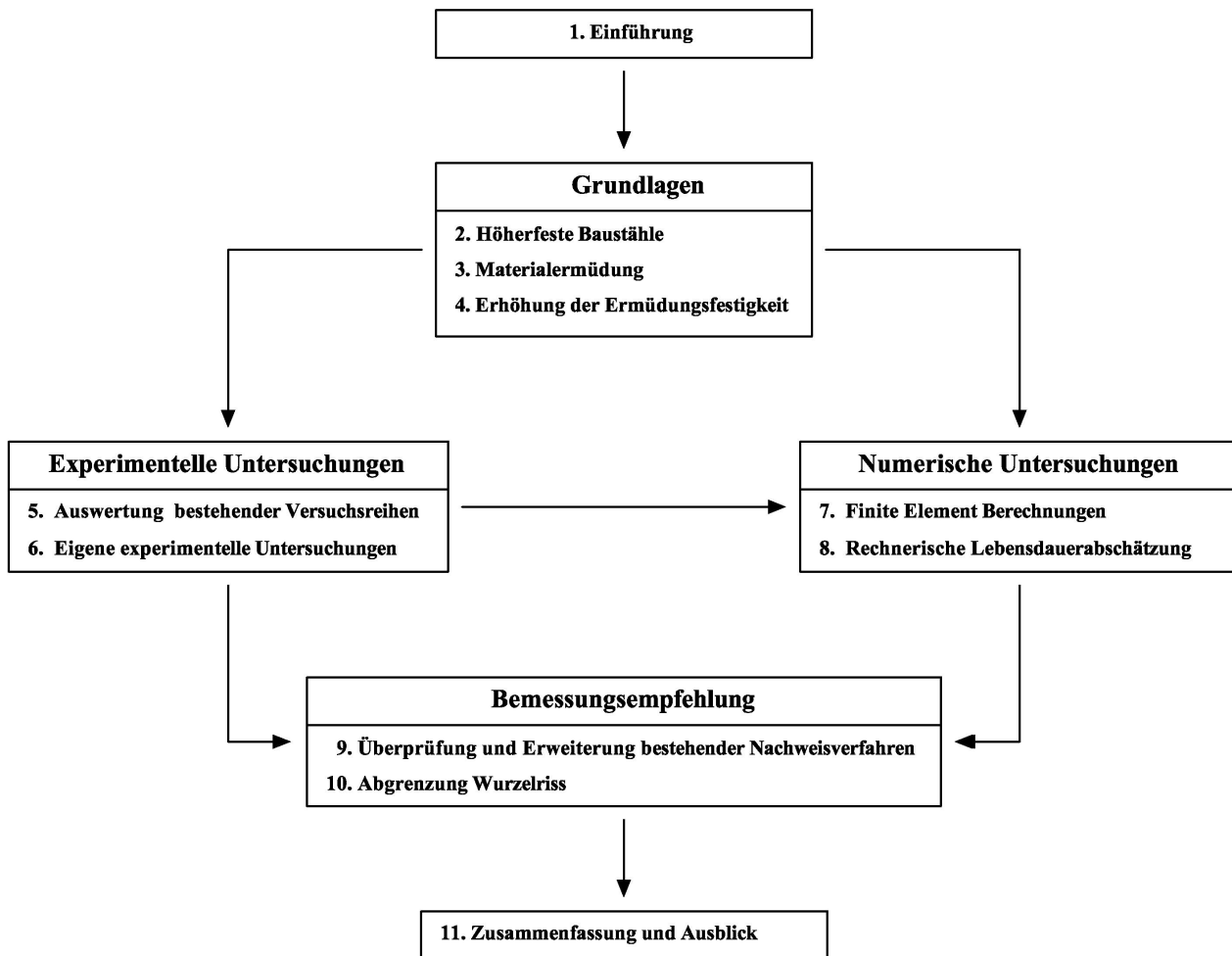


Bild 1.1: Überblick über den Aufbau der Arbeit

Im Einzelnen besteht die Arbeit aus folgenden Kapiteln:

- Ein Ziel der Arbeit ist eine wirtschaftliche Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen zu ermöglichen. Da die Wirtschaftlichkeit einer Konstruktion wesentlich von den Werkstoff- und Verarbeitungseigenschaften einer Stahlsorte beeinflusst wird, werden diese für höherfeste Baustähle im Rahmen von Kapitel 2 einleitend dargestellt. Anschließend werden in diesem Kapitel Ergebnisse einer Studie für den Verbundbrückenbau vorgestellt. Diese zeigen, dass als einer der Hauptgründe für den noch immer verzögerten Einsatz von höherfesten Baustählen die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zu nennen ist, da diese im unbehandelten Zustand weitestgehend unabhängig von der Streckgrenze des Grundwerkstoffs ist.
- Um eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit zu ermöglichen, werden als Grundlage in Kapitel 3 die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen erläutert. Im Besonderen wird dabei das Ermüdungsverhalten von höherfesten Baustählen im Vergleich zu niedrigfesten Baustählen dargestellt. Im Weiteren werden im Rahmen von Kapitel 3 unterschiedliche Konzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit vorgestellt.
- In Kapitel 4 werden unterschiedliche Methoden zur Erhöhung der Ermüdungssicherheit vorgestellt. Dabei werden insbesondere unterschiedliche Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung sowie dazu bestehende Bemessungsempfehlungen vorgestellt und bewertet.

- Anschließend erfolgt in Kapitel 5 eine umfassende Auswertung von bisher unabhängigen bestehenden Versuchsreihen aus der Literatur am Konstruktionsdetail der Quersteife. Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit wie Streckgrenze, Mittelspannung, Detailausbildung und Bauteilgröße sowie die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren werden dabei untersucht und bewertet.
- In Kapitel 6 werden eigene sowie an der Materialforschungs- und Prüfanstalt der Bauhaus-Universität Weimar im Rahmen des AiF-Forschungsvorhabens „Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung“ [5.1] durchgeführte experimentelle Untersuchungen beschrieben und ausgewertet, sowie den Ergebnissen der bereits bekannten Versuche aus der Literatur in Kapitel 5 gegenübergestellt. Bei den Untersuchungen handelt es sich um Ermüdungsversuche an Kleinprüfkörpern, Großprüfkörpern und Trägern am Konstruktionsdetail der Quersteife sowie um Begleituntersuchungen wie Eigenspannungs- und Nahtgeometriemessungen. Dabei wird die Effektivität des Nachbehandlungsverfahren „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen aus höherfesten Baustählen untersucht und insbesondere mit der Effektivität des Verfahrens WIG-Aufschmelzen verglichen.
- In Kapitel 7 erfolgen numerische Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode zur Bestimmung der Kerbfaktoren für den Schweißnahtübergang am Konstruktionsdetail der Quersteife. Außerdem erfolgt eine numerische Simulation der Druckeigenspannungsentstehung durch das UIT-Verfahren. Diese Berechnungen dienen als Grundlage für die rechnerische Lebensdauerabschätzung in Kapitel 8.
- Aufbauend auf Kapitel 6 und 7 erfolgt in Kapitel 8 die Entwicklung eines mathematischen Modells zur rechnerischen Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit unter Berücksichtigung von Probengeometrie, Streckgrenze, Mittelspannung und Eigenspannungszustand. Dabei kann gezeigt werden, dass eine rechnerische Lebensdauerabschätzung für das UIT-Verfahren unter Berücksichtigung einer Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase sowie von Risschließeffekten möglich ist. Mit Hilfe des entwickelten mathematischen Modells wird anschließend der experimentelle Parameterbereich aus Kapitel 6 für das Nachbehandlungsverfahren „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) erweitert.
- Im Rahmen einer statistischen Auswertung der vorhandenen und eigenen experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 5 und 6 erfolgt in Kapitel 9 eine Überprüfung der bereits bestehenden Bemessungsvorschläge für die im Schweißzustand belassene Quersteife sowie für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen. Im Weiteren wird auf Grundlage der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse in Kapitel 6 und der numerischen Berechnungsergebnisse in Kapitel 7 und 8 ein Bemessungsvorschlag für das Konstruktionsdetail der Quersteife bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens „Ultrasonic Impact Treatment (UIT)“ abgeleitet.
- Infolge der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang besteht die Gefahr, dass sich die Rissausgangsstelle bei nicht durchgeschweißten Quersteifenverbindungen in die Schweißnahtwurzel verlagert. In Kapitel 10 erfolgt deshalb als Abgrenzung zum Bemessungsvorschlag aus Kapitel 10 eine einfache Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel von nicht durchgeschweißten Quersteifenverbindungen. Darauf aufbauend erfolgt die Angabe von Mindestschweißnahtdicken, so dass während der Bemessungslebensdauer mit keiner Verlagerung des Anrisses in die Schweißnahtwurzel auszugehen ist.

- Kapitel 11 enthält eine Zusammenfassung der gewonnenen Ergebnisse, sowie einen Ausblick auf mögliche zukünftige Untersuchungen.

2 Höherfeste Baustähle

2.1 Übersicht

Ein Ziel der Arbeit besteht darin, eine wirtschaftliche Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen zu ermöglichen. Die Wirtschaftlichkeit einer Konstruktion wird wesentlich von den Werkstoff- und Verarbeitungseigenschaften einer Stahlsorte beeinflusst. Im Rahmen dieses Kapitels werden daher einleitend die wesentlichen Werkstoffeigenschaften von höherfesten Baustählen dargestellt sowie die wirtschaftlichen Vorteile bei Schweißverbindungen aus höherfesten Baustählen aufgezeigt.

Außerdem werden in diesem Kapitel mögliche Anwendungsgebiete von höherfesten Baustählen unter Ermüdungsbeanspruchung vorgestellt. Es kann dabei für den Verbundbrückenbau aufgezeigt werden, dass eine effiziente Anwendung von höherfesten Baustählen in vielen Fällen erst durch eine lokal begrenzte Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit an wenigen maßgebenden Konstruktionsdetails, z.B. durch die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren, möglich ist.

2.2 Herstellung

Der Stahlindustrie ist es in den letzten Jahren gelungen, wettbewerbsfähige höherfeste Baustähle zu entwickeln ($f_y > 400 \text{ N/mm}^2$), deren hohe Festigkeit nicht wie bei den höherfesten Baustählen der „älteren Generation“ durch die Zuführung entsprechend hoher Legierungsanteile erreicht wird, sondern durch ein geeignetes Zusammenspiel von Walz- und Wärmebehandlungsverfahren. Den unterschiedlichen Herstellungsprozessen ist gemeinsam, dass die hohe Festigkeit bei gleichzeitiger hoher Zähigkeit durch eine Verfeinerung des Gefüges erzielt wird. Die gängigen höherfesten Baustähle werden daher als Feinkornstähle bezeichnet und können in Abhängigkeit des Herstellungsprozesses nach DIN EN 10025 [1.7]-[1.9] wie folgt eingeteilt werden:

- normalgeglühte / normalisierend gewalzte Stähle (N),
- thermomechanisch gewalzte Stähle (M),
- wasservergütete Stähle (Q).

Diese Stahlsorten erfüllen damit nicht nur die Anforderungen der Stahlbaupraxis nach einer hohen Streckgrenze sondern besitzen gleichzeitig sehr gute Schweiß- und Verarbeitungseigenschaften sowie eine hohe Zähigkeit [2.1]-[2.11]. Auf Grund dieser positiven Eigenschaften sind höherfeste Baustähle gerade für den Einsatz in leichten und hochbeanspruchten Konstruktionen prädestiniert und führen trotz höherer Werkstoffkosten zu einer verbesserten Wirtschaftlichkeit [2.12], [2.13], [5.2].

2.3 Werkstoffeigenschaften

2.3.1 Festigkeit

Die Vorteile von höherfesten Baustählen unter statischer Beanspruchung liegen im relativ hohen Festigkeitspotential. Die Mindeststreckgrenze nach DIN EN 10025 [1.7]-[1.9] liegt bei der Stahlsorte S460 im Vergleich zur Stahlsorte S355 um 30% höher. Für die Stahlsorte S690 ergibt sich sogar eine um 95% höhere Mindeststreckgrenze gegenüber der Stahlsorte S355, siehe Bild 2.1. Aufgrund dessen können Querschnitte, bei denen in erster Linie die statische Festigkeit bemessungsmaßgebend ist kleiner und schlanker dimensioniert werden.

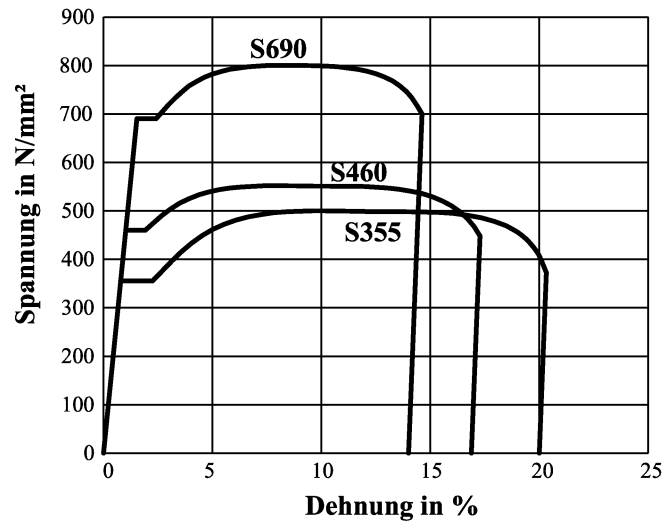


Bild 2.1: Spannungs-Dehnungsdiagramm für die Stahlsorten S355, S460 und S690 mit Mindestwerten nach DIN EN 10025 [1.7]-[1.9]

Insbesondere höherfeste Baustähle mit Streckgrenzen über 460N/mm^2 besitzen jedoch einen geringeren Verfestigungsgrad sowie eine geringere Bruchdehnung als niedrigfeste Stähle, siehe Bild 2.1. Daher dürfen Tragsicherheitsnachweise nach der Zulassung Z-30.1-1 [1.6] für die Stahlsorte S690 nur auf der Grundlage elastischer Bemessungsverfahren erfolgen. Die Ausnutzung plastischer Querschnittsreserven ist nicht möglich. Dies gilt auch bei Anwendung vereinfachter Stabilitätsnachweise mit dem Ersatzstabverfahren. Das Ansetzen von vollplastizierten Querschnittsreserven ist bei der Bemessung von höherfesten Baustählen mit einer Mindeststreckgrenze zwischen 500N/mm^2 und 700N/mm^2 auch in der zukünftigen europäischen Norm [1.10] nicht möglich.

2.3.2 Verformungen

Bei Elastizitätsmodul, Schermodul und thermischem Ausdehnungskoeffizient gelten für höherfeste Baustähle dieselben Angaben wie für niedrigfeste Baustähle. Die Verformungen sind folglich bei gleichem Querschnittsabmessungen unabhängig von der Streckgrenze und können unter Umständen bemessungsrelevant werden. Bei strengen Verformungsbegrenzungen ist somit der wirtschaftliche Einsatz höherfester Baustähle im Einzelfall zu prüfen.

2.3.3 Stabilität

Die ideellen Verzweigungslasten von Bauteilen bzw. deren Komponenten sind unabhängig von der Streckgrenze des Stahls. Das bedeutet, dass bei stabilitätsgefährdeten Konstruktionen die höhere Festigkeit von höherfesten Stählen nur bei gedrungenen und nicht bei schlanken Querschnitten voll ausgenutzt werden kann. Eigentlich steigt beim Einsatz von höherfesten Stählen die Stabilitätsgefahr sogar an, da aufgrund der höheren Streckgrenze schlankere Querschnitte dimensioniert werden können.

Auf Grund der im Verhältnis zur Streckgrenze kleineren Zugeigenspannungen aus dem Schweißprozess, siehe auch Abschnitt 2.4.3, entstehen auch relativ geringere Druckeigenspannungen, womit die Tragfähigkeit der Konstruktion vom Standpunkt der Stabilität positiv beeinflusst wird [3.1]. Bei der Bemessung dürfen daher nach [1.11], [1.12] bei der Stahlsorte S460 günstigere Knickspannungslinien ausgewählt bzw. geringere Ersatzimperfectionen als für niedrigfeste Stähle angesetzt werden.

2.3.4 Ermüdung

Geschweißte Konstruktionen aus höherfesten Baustählen haben im unbehandelten Schweißzustand kaum eine bessere Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu Konstruktionen aus niedrigfesten Stählen [4.1]-[4.3]. Die derzeitigen Normen im Brückenbau [1.1] sowie die zukünftigen europäischen Normen [1.2] beschränken sich daher auf eine Angabe der Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Streckgrenze. Die Vorteile des hohen Festigkeitspotentials lassen sich daher in unbehandelten Schweißkonstruktionen aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung häufig nicht ausnutzen. Eine ausführlichere Beschreibung des Ermüdungsverhaltens von höherfesten Baustählen erfolgt in Abschnitt 3.3.3.

2.4 Schweißverbindungen

2.4.1 Schweißbeignung und Vorwärmtemperaturen

Die Schweißbeignung von Stählen ist abhängig von der Kohlenstoffkonzentration, den Legierungselementen sowie der Erschmelzungs- und Vergießungsart. Zur Beurteilung der Schweißbeignung in Abhängigkeit von der chemischen Zusammensetzung werden z.B. im Stahl-Eisen-Werkstoffblatt SEW 088 [1.13] die beiden folgenden unterschiedlichen Kohlenstoffäquivalente verwendet:

$$CE = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15} \quad (\text{Aufhärtnungsneigung}) \quad (2.1)$$

$$CET = C + \frac{Mn + Mo}{10} + \frac{Cr + Cu}{20} + \frac{Ni}{40} \quad (\text{Kaltrissneigung}) \quad (2.2)$$

In Tabelle 2.1 sind die Kohlenstoffäquivalente für typische Schmelzanalysen von unterschiedlichen Stahlsorten angegeben. Es zeigt sich, dass thermomechanisch gewalzte Stähle aufgrund des sehr niedrigen Legierungsgehalts und des damit resultierenden niedrigen Kohlenstoffäquivalents den konventionell gewalzten Stählen bei der Sicherheit gegen Aufhärtung und Kaltrissen überlegen sind und zu niedrigeren erforderlichen Vorwärmtemperaturen führen.

Tabelle 2.1: Vergleich typischer Kohlenstoffäquivalente für unterschiedliche Stahlsorten mit Blechdicken von 50mm [2.5], [2.6]

Stahlsorte	konventionell bzw. normalisierend gewalzt		thermomechanisch gewalzt		wasservergütet	
	S355J2	S460NL	S355ML	S460ML	S460QL1	S690QL1
CE	0,42	0,50	0,32	0,40	0,42	0,60
CET	0,32	0,34	0,23	0,28	0,32	0,38

Die erforderlichen Vorwärmtemperaturen sind in Bild 2.2 für unterschiedliche Stahlsorten in Abhängigkeit der Blechdicke t mit Hilfe des Stahl-Eisen-Werkstoffblatt SEW 088 [1.13] berechnet worden. Diese Vorwärmtemperaturen liegen im Vergleich zu den Angaben in den Zulassungen [1.6], [1.14] zum größten Teil auf der sicheren Seite. So kann z.B. nach [1.14] bei Bauteiltemperaturen über 0°C bei thermomechanisch gewalzten Stählen im Erzeugnisdickenbereich bis 60mm im Allgemeinen auf ein Vorwärmen verzichtet werden.

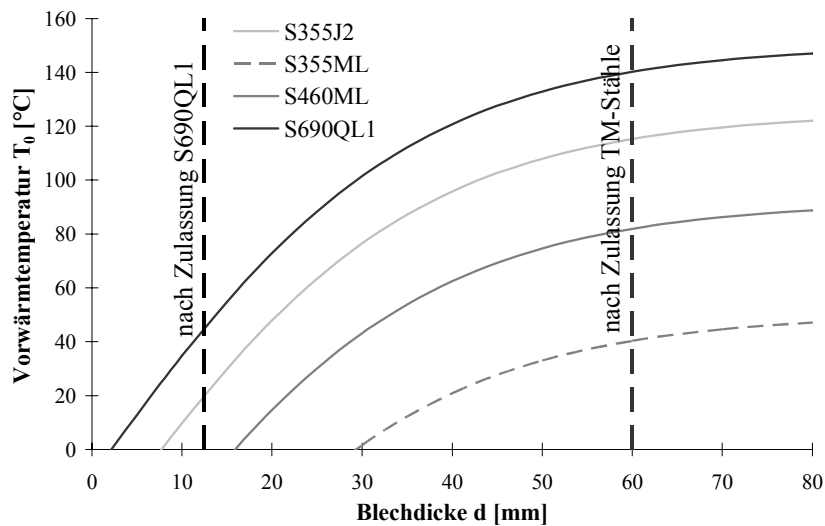


Bild 2.2: Vergleich der Vorwärmtemperaturen für unterschiedliche Stahlsorten

Die niedrigen Kohlenstoffäquivalente von thermomechanisch gewalzten Stählen äußern sich wirtschaftlich durch die geringeren erforderlichen Vorwärmtemperaturen T_0 , siehe Bild 2.2. Im Weiteren ergibt sich eine bessere Schweißbeignung durch eine hohe mögliche Streckenenergie, sowie einer hohen Zähigkeit und damit auch einer hohen Bauteilsicherheit. Bei wasservergüteten Stählen ist aufgrund der stark unterschiedlichen Legierungskonzepte der verschiedenen Erzeuger eine generelle Beurteilung der Schweißbeignung nicht möglich.

2.4.2 Wirtschaftlichkeit

In Tabelle 2.2 sind die wirtschaftlichen Vorteile eines volldurchgeschweißten Stumpfstoß, bei dem das hohe Festigkeitspotential von höherfesten Baustählen voll ausgenutzt wird beispielhaft dargestellt. Als Basiswert dient hierbei ein Blech aus der Stahlsorte S355J2 und einer Dicke von 40mm. Die Blechdicken der höherfesten Stahlsorten S460ML und S690QL1 werden entsprechend ihrer zunehmenden Streckgrenze um 23% bzw. 49% reduziert. Aufgrund der kleineren Querschnitte ergeben sich wiederum auch Vorteile im Bereich der Schweißkosten, da die kleineren Querschnitte auch zu niedrigeren erforderlichen Vorwärmtemperaturen und zu einer Reduktion der erforderlichen Anzahl an Schweißlagen führen, siehe auch [2.13], [4.4]. Die Berechnung der Vorwärmtemperatur in Tabelle 2.2 erfolgt dabei unter der Annahme gleicher Schweißparameter gemäß Stahl-Eisen-Werkstoffblatt SEW 088 [1.13]. Insgesamt gesehen können sich bei geschweißten Konstruktionen durch den Einsatz höherfester Stähle wirtschaftliche Vorteile ergeben.

Tabelle 2.2: Vergleich der Wirtschaftlichkeit bei einem Stumpfstoß

Material	S355J2	S460ML	S690QL1
Stumpfstoß			
Blechdicke t [mm]	40	30,8 → - 23 %	20,6 → - 49 %
Schweißnahtfläche A [cm ²]	4,62	2,74 → - 41 %	1,23 → - 73 %
Vorwärmtemperatur T [°C]	95	45	75
Schweißlagen	ca. 20	ca. 12	ca. 6

Bei anderen Schweißverbindungen wie z.B. Kehlnahtverbindungen kann die höhere Streckgrenze jedoch bisher nicht voll ausgenutzt werden [1.6], [1.10]. Die Beanspruchbarkeit ist in diesen Schweißverbindungen bei Anwendung der Stahlsorte S690 lediglich um ca. 40% höher als bei Anwendung der Stahlsorte S355, bei einer höheren Streckgrenze von 94%. Bei der Stahlsorte S460 liegt die Beanspruchbarkeit sogar geringfügig unter der von der Stahlsorte S355.

2.4.3 Schweißeigenstressungen

Eigenstressungen sind innere Stressungen in einem Körper ohne der Wirkung äußerer Kräfte. Sie stehen dabei als Zwängungsspannungen mit sich selbst in jedem Schnitt im inneren Kräfte- und Momentengleichgewicht und überlagern sich mit Stressungen aus äußerer Belastungen. Dadurch haben Eigenstressungen auch Auswirkungen auf das Bauteilverhalten, z.B. führen Zugeigenstressungen zu einer Erhöhung der Spröbruchgefahr und Druckeigenstressungen zu Erhöhung der Stabilitätsgefahr. Weitere Auswirkungen von Eigenstressungen sind in [3.2], [3.3] gegeben. Eine ausführlichere Beschreibung des Einflusses von Eigenstressungen auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen erfolgt in Abschnitt 3.3.5.

Insbesondere das Schweißen stellt wegen der örtlich konzentrierten Wärmezufuhr eine äußerst inhomogene Wärmebehandlung dar, bei der Schweißeigenstressungen durch Schrumpfungs- und Umwandlungsvorgänge entstehen [3.4], [3.5]. Zuglängseigenstressungen können dabei bis in Höhe der Streckgrenze im Bereich der Schweißzone infolge einer Schrumpfungsbehinderung beim Abkühlen der hochoverhitzten Schweißzone durch die angrenzende, starre Umgebung entstehen. Aus Gleichgewichtsgründen stehen Druckeigenstressungen in den äußeren, kälter gebliebenen Bereichen gegenüber. Im Weiteren bilden sich Quereigenstressungen infolge von Schrumpfungsbehinderungen und Verträglichkeitsbedingungen [3.4]. Die Quereigenstressungen nehmen im Allgemeinen deutlich geringere Beträge als die Längseigenstressungen an.

Bisherige Forschungen zeigen, dass bei geschweißten Bauteilen aus höherfesten Baustählen die Zugeigenstressungen an der Oberfläche in Längsrichtung im Nahtbereich geringer sind als die Streckgrenze [3.1], [3.6], [3.7]. Bei den Untersuchungen mit höherfesten Stählen mit Streckgrenzen zwischen 525N/mm^2 und 825N/mm^2 betragen die Zugeigenstressungen im Verhältnis zur Streckgrenze zwischen 56% und 94% mit Maximalwerten die im Bereich zwischen 455N/mm^2 und 600N/mm^2 liegen. Das ist günstiger als bei niedrigfesten Stählen, bei denen Zugeigenstressungen im Regelfall die Streckgrenze erreichen. Angaben über die Höhe der Eigenstressungen in Querrichtung sind jedoch in [3.1], [3.6], [3.7] nicht gemacht.

Die Ergebnisse einer Berechnung von Schweißeigenstressungen mit Hilfe der Finiten Elemente Methode an einem T-Stoß aus höherfesten Stahl mit einer Streckgrenze von 400N/mm^2 an simultan geschweißten Kehlnähten liegen in [3.8]-[3.10] vor. Dabei sind die Längs- und Quereigenstressungen im Schweißnahtübergangsbereich mit Ausnahme an den Nahtenden konstant über die Nahtlänge. Die Längseigenstressungen liegen im Bereich der Streckgrenze. Die Quereigenstressungen erreichen ihren Maximalwert im Bereich des Schweißnahtübergangs bei etwa dem halben Wert der Streckgrenze. In der Schweißnahtwurzel sind die Quereigenstressungen geringer als am Schweißnahtübergang, teilweise liegen sie dort sogar im Druckbereich.

2.5 Anwendung von höherfesten Baustählen

2.5.1 Grundsätzliches

Höherfeste Baustähle vereinen die vorteilhaften Eigenschaften einer hohen Festigkeit, hohen Zähigkeit sowie guten Verarbeitungseigenschaften und ermöglichen damit die Konstruktion von schlanken und leichten Tragwerken. Sie können vor allem in Konstruktionen wirtschaftlich eingesetzt werden, bei denen in erster Linie das Spannungskriterium bemessungsmaßgebend wird und größere Verformungen, eine größere Stabilitätsgefahr sowie eine höhere Schwingungsanfälligkeit von nachrangiger Bedeutung sind.

In ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen können die Vorzüge höherfester Stähle bisher nur beschränkt ausgenutzt werden, da schlankere Tragwerke zu einer vergleichsweise höheren Ermüdungsbeanspruchung führen und die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen unabhängig von der Streckgrenze erfolgt. Beim Einsatz von höherfesten Stählen steigt somit die Wahrscheinlichkeit, dass der Ermüdungsnachweis zum bemessungsmaßgebenden Kriterium bei der Dimensionierung eines Bauteils wird.

2.5.2 Kranbau

Der Einsatz von höher- und hochfesten Baustählen ermöglicht insbesondere im Mobilkranbau eine Leichtbauweise mit hoher Tragfähigkeit und geringem Eigengewicht. Eine vorteilhafte Anwendung von höher- und hochfesten Baustählen bietet sich jedoch nur dann an, wenn bei Abwendung von niedrigfesten Baustählen nicht die Ermüdungsfestigkeit sondern die statische Festigkeit bemessungsmaßgebend ist [2.14]. Um der Einschränkung der Vorzüge von höher- und hochfesten Stählen zu begegnen, sind entweder kerbscharfe Schweißdetails in wenig beanspruchte Bereiche der Konstruktion zu legen oder es ist andernfalls ein Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit für das maßgebende Kerbdetail erforderlich [4.2]. Daher sind derzeit auch im Kranbau Bestrebungen im Gange, die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höher- und hochfesten Stählen durch Anwendung von geeigneten Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung zu verbessern [2.14], [4.5].

2.5.3 Schiffbau

Auch im Schiffbau tritt das Gewichtsproblem von Schiffen zunehmend in den Vordergrund. Die Tendenz zum Bau mit höherfesten Stählen nimmt dabei mit der Größe des Schiffes zu [2.15]. Vorbehalte zur Verwendung von höherfesten Stählen bestehen auch hier hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit, da bei Vorhandensein schweißtechnisch oder konstruktiv bedingter Kerben das höhere Festigkeitsniveau von höherfesten Stählen gegenüber niedrigfesten Stählen nicht völlig ausgeschöpft werden kann [2.15], [2.16], [4.6].

2.5.4 Brückenbau

2.5.4.1 Allgemeines

Im Brückenbau ist der Einsatz von höherfesten Baustählen bisher noch sehr beschränkt. Als ein Hauptgrund für den immer noch verzögerten Einsatz ist unter anderen die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zu nennen. Der Einsatz von höherfesten Baustählen scheint jedoch besonders für den Straßen-Verbundbrückenbau sinnvoll, da Verbundbrücken im Vergleich zu reinen Stahlbrücken ein im Verhältnis zur Verkehrslast höheres Eigengewicht haben und damit eine geringere Ermüdungsbeanspruchung besitzen. Zusätzlich sind im Straßenbrückenbau die notwendigen Durch-

biegungsbegrenzungen wesentlich geringer als im Eisenbahnbrückenbau. Im Rahmen einer ausführlichen Vorstudie wurde daher die Anwendung von höherfesten Baustählen, speziell im Straßen-Verbundbrückenbau untersucht [4.7], [4.8].

2.5.4.2 Berechnungsgrundlagen

Als Grundlage für die Berechnungen der Straßen-Verbundbrücken dienten die DIN-Fachberichte für Brückentragwerke [1.1], [1.15]-[1.17]. Die Untersuchungen erfolgten für die Stahlsorten S355, S460 und S690. Da Regelungen zur Stahlsorte S690 im DIN-Fachbericht 103 [1.1] nicht enthalten sind, beruhen die Berechnungen für diese Stahlgüte auf einer Auslegung der Regelungen aus dem Normentwurf prEN 1993-1-12 [1.10] im Zusammenhang mit den entsprechenden Regelungen des DIN-Fachberichts 103 [1.1]. Es wurden Ein- und Zweifeldträgerbrücken im mittleren Spannweitenbereich von $l=20\text{m}$ bis $l=70\text{m}$ betrachtet. Die Untersuchungen erfolgten an dem offenen Regelquerschnitt RQ 10,5 bestehend aus zwei geschweißten Hauptträgern für zweispurige Straßen, siehe Bild 2.3.

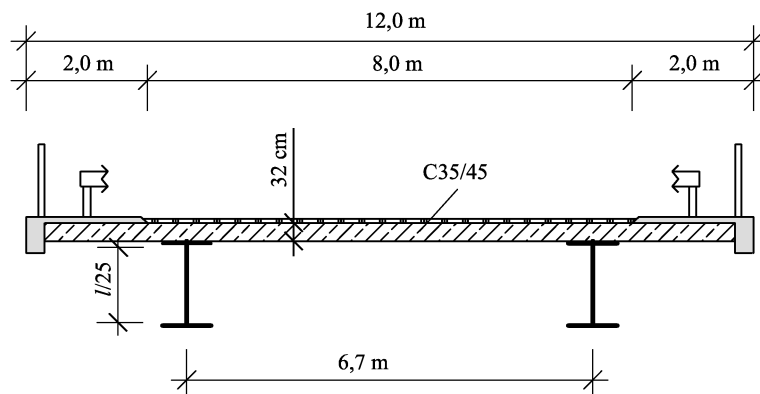


Bild 2.3: Offener Regelquerschnitt RQ 10,5

2.5.4.3 Bemessung

Die Bemessung der Trägerquerschnitte erfolgte für den Fall des Eigengewichtsverbunds. Für diesen ergeben sich im Vergleich zum Verkehrslastverbund geringere Stahlträgerabmessungen, so dass der im Eigengewichtsverbund bemessene Träger eine höhere Ermüdungsempfindlichkeit besitzt. Im Rahmen der Bemessung wurden die Querschnitts- und Bauteilnachweise im Grenzzustand der Tragfähigkeit sowie der Nachweis der Spannungsbegrenzung im Grenzzustand der Gebrauchstauglichkeit geführt. Während bei den Stahlsorten S355 und S460 teilweise eine plastische Ermittlung der Querschnittswiderstände möglich war, wurde für die Stahlgüte S690 aufgrund der geringen Duktilität nur eine elastische Spannungsermittlung durchgeführt [1.10]. Die Ermüdungsnachweise für die Hauptträger wurden entsprechend den Regelungen nach DIN-Fachbericht 103 [1.1] für die in Bild 2.4 aufgeführten Konstruktionsdetails geführt. Die Durchbiegungen in Feldmitte wurden ebenfalls ermittelt. Ein Grenzkriterium ist hierfür allerdings in DIN-Fachbericht 103 [1.1] nicht gegeben.

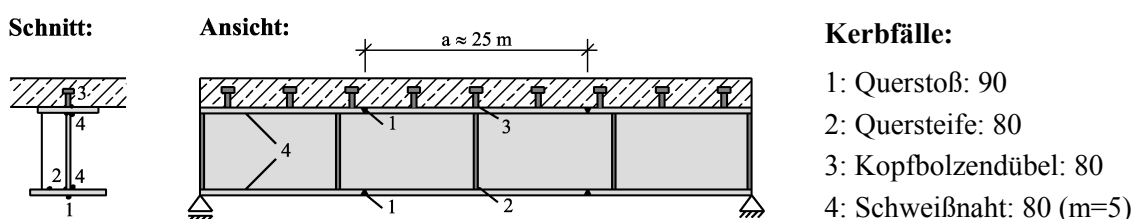


Bild 2.4: Untersuchte Konstruktionsdetails

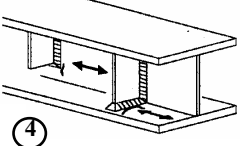
Kerbfälle:

- 1: Querstoß: 90
- 2: Quersteife: 80
- 3: Kopfbolzendübel: 80
- 4: Schweißnaht: 80 ($m=5$)

2.5.4.4 Ergebnisse der Vorstudie

Die Ergebnisse der Vorstudie zeigen einen steigenden Einfluss des Ermüdungsnachweises bei der Anwendung von höherfesten Baustählen. Der maßgebende Kerbfall für den Ermüdungsnachweis ist im Feldbereich von Ein- und Zweifeldträgerbrücken das Konstruktionsdetail der Quersteife mit der Kerbgruppe 80, siehe Tabelle 2.3.

Tabelle 2.3: Einstufung des Konstruktionsdetails der Quersteife nach [1.1]

Kerbgruppe	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Anforderung
80	$L \leq 50\text{mm}$	 <p>Quernähte: 4) Vertikalsteifen an einen Walzträger oder geschweißten Blechträger geschweißt.</p>	4) Die Spannungsschwingbreite muss mit den Hauptspannungen berechnet werden, wenn die Steife am Stegblech endet. Die Stirnseite der Steifen, auch im Bereich der Eckausschnitte, sind zu umschweißen.

Die größten Auswirkungen besitzt der Ermüdungsnachweis im Feldbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken bei kurzen Spannweiten. Die höhere Ermüdungsempfindlichkeit bei Zweifeldträgerbrücken kommt daher, dass aufgrund der Durchlaufwirkung das Eigengewicht zu geringeren Beanspruchungen im Feldbereich und damit zu kleineren Trägerabmessungen als bei Einfeldträgerbrücken führt. Die Beanspruchungen aus der veränderlichen Verkehrslasten verringern sich jedoch im Feldbereich von Zweifeldträgerbrücken nicht im gleichen Maße und führen daher aufgrund der kleineren Trägerabmessungen zu höheren Ermüdungsbeanspruchungen.

Die erforderlichen Querschnittsflächen der Hauptträger von Zweifeldträgerbrücken sind hierzu in Bild 2.5 gegeben. Es wird ersichtlich, dass die Querschnittsabmessungen der Hauptträger bis zu einer Spannweite von $l=30\text{m}$ durch den Einsatz von höherfesten Stahl nicht reduziert werden können. Der Einsatz der Stahlsorte S690 bringt gegenüber der Stahlsorte S460 sogar im gesamten untersuchten Spannweitenbereich nur geringe Vorteile. Die Ursache hierfür ist der Ermüdungsnachweis, der am kritischen Konstruktionsdetail der Quersteife mit der Kerbgruppe 80 für die Dimensionierung der Untergurte im Feldbereich bemessungsmaßgebend ist.

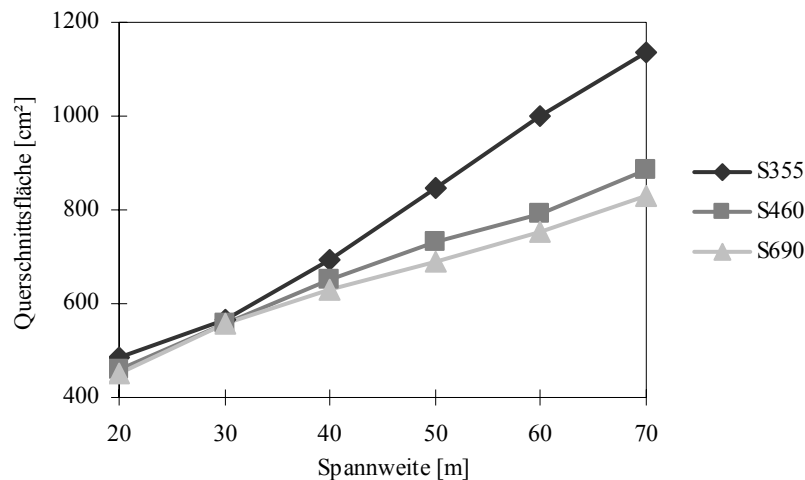


Bild 2.5: Erforderliche Querschnittsflächen im Feldbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken

Die Ausnutzungsgrade des Ermüdungsnachweises können Bild 2.6 entnommen werden. Eine Querschnittsreduktion bei Anwendung einer höherfesten Stahlsorte ist gemäß Bild 2.6 nur für Spannweiten ab ca. $l=40\text{m}$ möglich, da in diesem Fall der Ermüdungsnachweis für die Stahlsorte S355 nicht mehr bemessungsrelevant ist. Im Weiteren wird in Bild 2.6 der steigende Einfluss des Ermüdungsnachweises bei Anwendung von höherfesten Baustählen aufgezeigt.

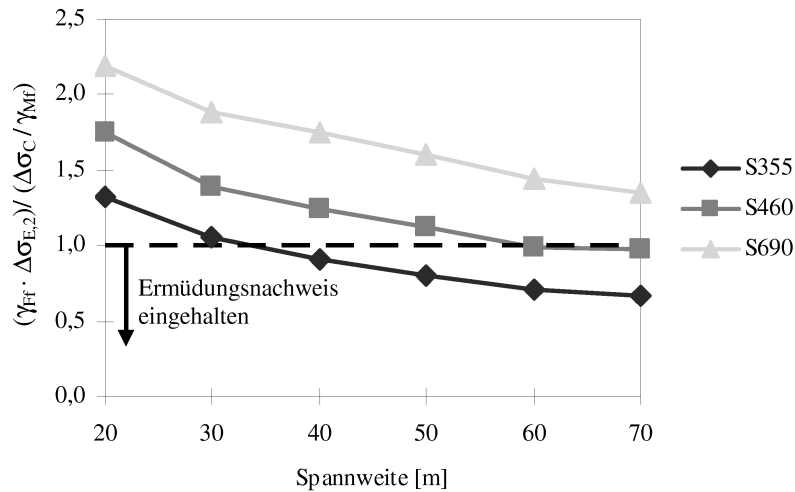


Bild 2.6: Ausnutzungsgrad des Ermüdungsnachweises im Feldbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken

In Bild 2.7 sind zusätzlich die maximale Durchbiegungen δ aus der Verkehrslast für Zweifeldträgerbrücken in Abhängigkeit der Spannweite l und der Stahlsorte angegeben. Insbesondere bei größeren Spannweiten können die Durchbiegungen für höherfeste Stähle bei strengen Durchbiegungsgrenzwerten bemessungsmaßgebend werden. Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit ist daher bei Spannweiten über 50m nur zweckmäßig, wenn der Grenzwert für das Durchbiegungskriterium bei $\delta=l/500$ für die volle Verkehrslast oder bei $\delta=l/700$ für 75% der vollen Verkehrslast liegt. Es ist anzumerken, dass in den derzeitigen normativen Regelungen für Straßenbrücken in [1.1] und [1.3] keine Grenzwerte für Durchbiegungen enthalten sind und damit der mögliche Einsatz von höherfesten Baustählen nicht durch ein Durchbiegungskriterium beschränkt wird.

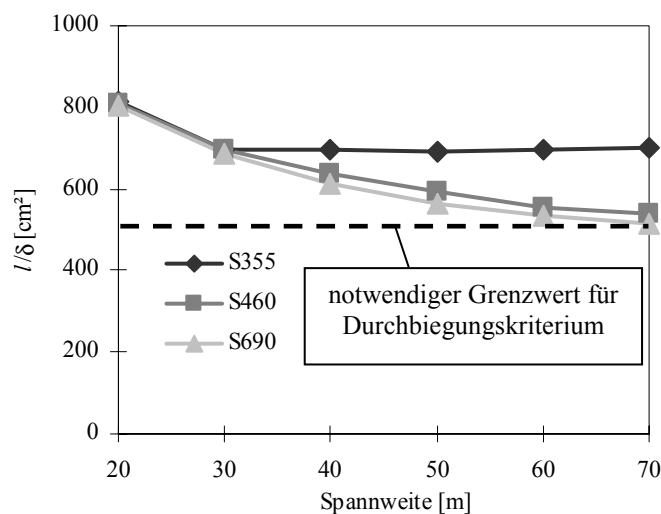


Bild 2.7: Durchbiegungen δ in Feldmitte in Abhängigkeit der Spannweite l aus der vollen Verkehrslast für Zweifeldträgerverbundbrücken

Auf der anderen Seite zeigen die Ergebnisse der Parameterstudie auch, dass der Ermüdungsnachweis im Stützbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken bei allen Spannweiten und Stahlorten nicht bemessungsrelevant ist. Die Ausnutzung der höheren Streckgrenze kommt damit bei der Anwendung höherfester Baustähle im Stützbereich voll zur Geltung. Um jedoch auch bei Verbundeinfeldträgerbrücken und im Feldbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken eine wirtschaftliche Anwendung von höherfesten Baustählen zu ermöglichen, ist eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit erforderlich. Im Allgemeinen ist es schon ausreichend, die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Konstruktionsdetail der Quersteife auf Bereiche mit hohen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ lokal zu begrenzen.

Durch eine lokal begrenzte Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am bemessungsmaßgebenden Konstruktionsdetail der Quersteife, z.B. durch eine Nachbehandlung des Schweißnahtübergangs, kann ein effizienter Einsatz von höherfesten Baustählen auch im Feldbereich von Straßen-Verbundbrücken ermöglicht werden. Unter der Annahme, dass die Ermüdungsfestigkeit an diesem Kerbdetail von der Kerbgruppe 80 auf die Kerbgruppe 100 erhöht werden kann, ergeben sich um bis zu 14% geringere erforderliche Querschnittsabmessungen der Hauptträger, siehe Bild 2.8.

Die Verbesserungen beim Ausnutzungsgrad des Ermüdungsnachweises von einer nachbehandelten Quersteife mit Kerbgruppe 100 im Vergleich zur unbehandelten Quersteife mit Kerbgruppe 80 können Bild 2.9 entnommen werden. Es ist erkennbar, dass der Einfluss des Ermüdungsnachweis deutlich abnimmt und der Ermüdungsnachweis schon bei geringen Spannweiten für die Stahlorten S355 und S460 eingehalten ist. Eine effiziente Anwendung von höherfesten Baustählen durch eine entsprechende Reduktion der erforderlichen Querschnittsflächen ist somit in allen Spannweitenbereichen möglich. Es ist allerdings anzumerken, dass damit auch die Durchbiegungen ansteigen und eventuell bemessungsmaßgebend werden können.

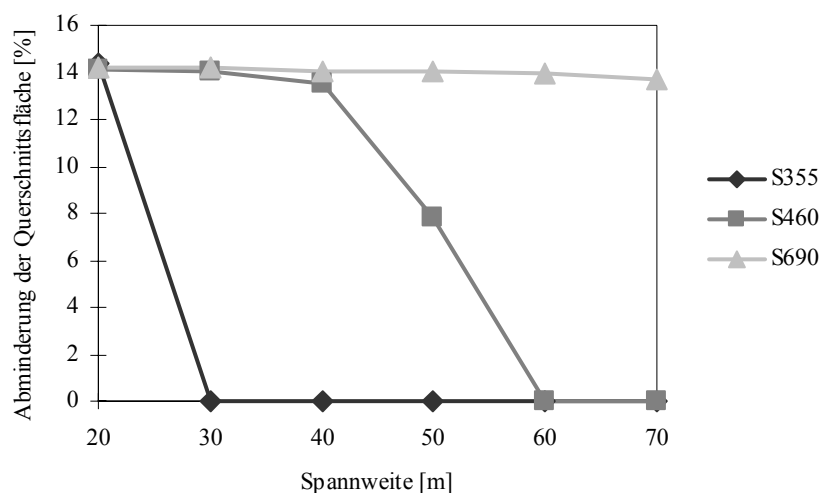


Bild 2.8: Prozentuale Reduzierung der Querschnittsflächen im Feldbereich von Zweifeldträgerverbundbrücken durch eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit des Kerbdetails Quersteife von Kerbgruppe 80 auf 100

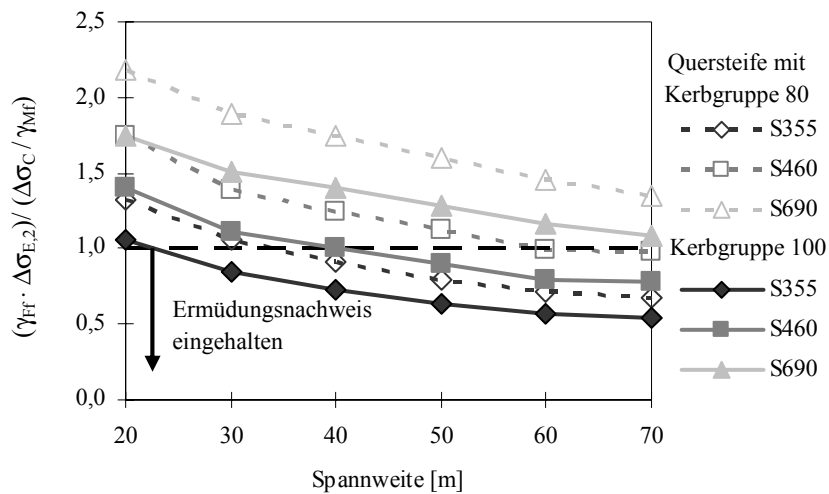


Bild 2.9: Verbesserung des Ausnutzungsgrads des Ermüdungsnachweises durch eine Schweißnahtnachbehandlung

2.5.4.5 Zusammenfassung

Durch den Einsatz von höherfesten Baustählen können teilweise deutliche Materialeinsparungen erreicht werden, insbesondere in den Stützbereichen, da dort der Einfluss des Ermüdungsnachweises nicht bemessungsrelevant ist. Bei größeren Spannweiten ergeben sich ebenfalls Vorteile für höherfeste Baustähle. Dabei ist allerdings auf die Durchbiegungen zu achten, da diese eventuell bemessungsmaßgebend werden können.

Um einen wirtschaftlichen Einsatz von höherfesten Baustählen auch in den Feldbereichen im mittleren Spannweitenbereich zu ermöglichen, ist eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erforderlich. Im Allgemeinen ist es ausreichend, die Ermüdungsfestigkeit an wenigen bemessungsmaßgebenden Konstruktionsdetails lokal begrenzt zu verbessern. Insbesondere eine Anwendung von Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung, die in Kapitel 4 vorgestellt werden, eignen sich hierzu.

3 Materialermüdung

3.1 Übersicht

Als einer der Hauptgründe für den noch immer verzögerten Einsatz von höherfesten Baustählen in Konstruktionen unter wechselnder Beanspruchung ist die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zu nennen, da diese im unbehandelten Zustand weitestgehend unabhängig von der Streckgrenze des Grundwerkstoffs ist. Um das Ziel dieser Arbeit, eine effiziente Anwendung von höherfesten Baustählen durch eine lokal begrenzte Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit zu ermöglichen, werden als Grundlage in diesem Kapitel die wesentlichen Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen erläutert. Im Besonderen wird dabei das Ermüdungsverhalten von höherfesten Baustählen im Vergleich zu niedrigfesten Baustählen dargestellt. Ferner werden unterschiedliche bestehende Nachweiskonzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit erläutert. Als Basis für die weitere Arbeit werden zudem bestehende Bemessungsregelungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife vorgestellt.

3.2 Grundlagen

3.2.1 Allgemeines

An Bauteilen wird als Materialermüdung die Schädigung bzw. das Versagen unter häufig wiederholten, veränderlichen Beanspruchungen verstanden. Die Ermüdungsschädigung äußert sich dabei in Form von Anrissen bevorzugt an Fehlstellen, Kerben und Querschnittsübergängen, die sich mit weiteren Spannungswechseln vergrößern und schließlich zum Restbruch führen. Dies geschieht bei Beanspruchungen, die weit unter der statischen Festigkeit liegen können.

3.2.2 Phasen des Ermüdungsvorgangs

Die Lebensdauer eines Bauteils unter Ermüdungsbeanspruchung wird als die Anzahl der Spannungswechsel infolge wiederholter veränderlicher Beanspruchung definiert. Dabei wird diese im Allgemeinen in folgende drei Bereiche unterteilt, siehe Bild 3.1:

- Bereich I: Rissentstehung bis zum technischen Anriss,
- Bereich II: Stabiles Risswachstum,
- Bereich III: Instabiles Risswachstum und Versagen.

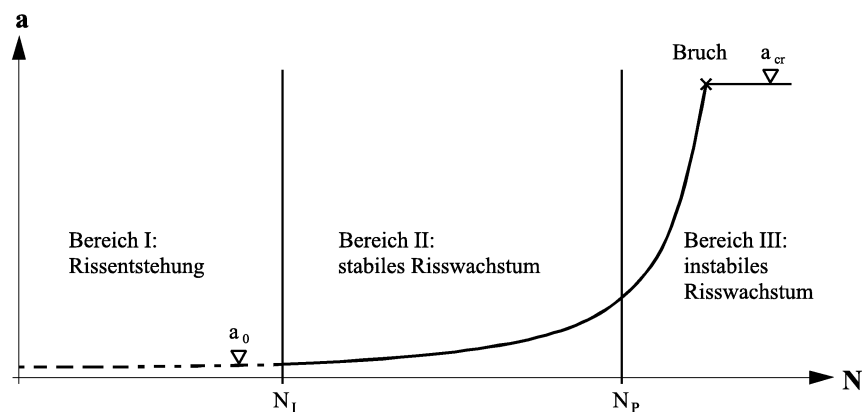


Bild 3.1: Phasen der Lebensdauer eines Bauteils unter Ermüdungsbeanspruchung nach [4.9]

In Bereich I, der Phase der Rissentstehung treten zunächst parallel zur Ebene der größten Schubspannungen infolge Versetzungsbewegungen Gleitbänder auf, die an der Werkstoffoberfläche, an Korngrenzen oder an nicht metallischen Einschlüssen durch die Ausbildung von Gleitstufen mit Spitzen und Tälern zu Mikrorissen führen [4.10]. Diese Gleitbandrisse wachsen zunächst parallel zu den Gleitbändern über mehrere Korngrenzen und anschließend senkrecht zur größten Normalspannung [4.11]. Schließlich entsteht ein Makroriss, der bis zu einem technisch definierten Anriss (z.B. 1mm Oberflächenlänge) heranwächst. Anschließend folgt der Bereich II, der Phase des stabilen Risswachstums. Mit zunehmender Rissgröße wird das Risswachstum beschleunigt und führt zum Bereich III, der Phase des instabilen Risswachstums und abschließend aufgrund der Querschnittschwächung zum plastischen Versagen des Bauteils oder zum Sprödbruch.

Die Gesamtlebensdauer N_F von ermüdungsbeanspruchten Bauteilen kann unter Vernachlässigung der sehr kurzen und damit bedeutungslosen Phase III des instabilen Risswachstums vereinfacht aus der Summe der Rissentstehungsphase N_I (Anrisslebensdauer) und der stabilen Risswachstumsphase (Risswachstumsdauer) N_P bestimmt werden:

$$N_F = N_I + N_P \quad (3.1)$$

Der Anteil von Anrisslebensdauer und Risswachstumsdauer ist gemessen an der Gesamtlebensdauer recht unterschiedlich. Bei ungeschweißten kerbfreien Konstruktionen nimmt die Anrisslebensdauer im Allgemeinen den größeren Anteil ein, bei unbehandelten Schweißverbindungen dagegen eher die Risswachstumsdauer.

3.2.3 Ermüdungsverhalten von Schweißverbindungen

Schweißverbindungen weisen eine Reihe von Besonderheiten im Vergleich zu nicht geschweißten Bauteilen auf. Im Nahbereich der Schweißnaht fallen hohe Werkstoffinhomogenität, hohe Schweiß-eigenspannungen, siehe Abschnitt 2.4.3, Schweißnahtimperfectionen sowie hohe Kerbwirkungen aus der Schweißnahtgeometrie zusammen. Die Werkstoffinhomogenität ist dabei gekennzeichnet durch unterschiedliche Korngrößen, Festigkeiten und Härtewerte und damit auch mit unterschiedlichen und streuenden Rissentstehungs- und Risswachstumseigenschaften.

Ermüdungsrisse entstehen bei Schweißverbindungen im Allgemeinen nicht direkt in der Schweißnaht, sondern in der Wärmeeinflusszone (WEZ) am Nahtübergang oder in der Nahtwurzel. Zusätzlich sind winzige Gas- und Schlackeneinschlüsse, Bindemängel und Einbrandkerben im Bereich der Schweißnaht enthalten, die eigentlich noch keine Schweißnahtfehler darstellen, aber dazu führen dass bereits nach wenigen Schwingspielen Mikrorisse entstehen [4.12], [4.13] und damit zu einer wesentlich kürzeren Rissentstehungsphase als bei ungeschweißten kerbfreien Konstruktionen führen [7.1]. Daher ist bei unbehandelten Schweißverbindungen die Anrisslebensdauer im Vergleich zu ungeschweißten kerbfreien Bauteilen wesentlich kürzer, jedoch mit ansteigender Tendenz bei Beanspruchungen im Dauerfestigkeitsbereich und bei geringer Kerbwirkung.

3.3 Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit

3.3.1 Allgemeines

Die Ermüdungsfestigkeit beschreibt die Anzahl der Spannungswechsel infolge wiederholter veränderlicher Beanspruchungen bis zum definierten Versagen eines Bauteils. Als Haupteinflussfaktor auf die Ermüdungsfestigkeit gilt neben der Größe der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ die Kerbwirkung. Weitere maßgebende Einflussgrößen sind Mittel- und Eigenspannungen, Bauteilgröße, Belastungs-

geschichte und -frequenz sowie die Umgebungsbedingungen. Die im Rahmen dieser Arbeit wesentlichen Faktoren werden im Folgenden erläutert.

3.3.2 Kerbwirkung

Kerben jeglicher Art (Querschnittsprünge, Lochschwächungen, Werkstofffehler, Schweißnähte, Risse) führen zu einer Störung des Kraftflusses innerhalb eines Bauteils und verursachen dadurch starke lokale Spannungsspitzen, die die Ermüdungsfestigkeit deutlich herabsetzen. Dies ist darin begründet, dass die Ermüdungsschädigung bis zur Rissentstehung ein äußerst lokaler Vorgang ist. Die Reduktion der Ermüdungsfestigkeit ist jedoch im Verhältnis geringer als die entsprechende Erhöhung der Spannungskonzentration. Ursache hierfür sind Mikro- und Makrostützeffekte der Kerbe. Der elastischen Mikrostützwirkung liegt die Vorstellung zugrunde, dass nicht die Kerbhöchstspannung die Dauerfestigkeit bestimmt, sondern die über ein kleines Werkstoffelement im Kerbgrund gemittelte Kerbspannung [4.14]. Die bei Zeit- und Kurzzeitfestigkeit wesentliche elastisch-plastische Makrostützwirkung beruht dagegen auf dem Kerbspannungsabbau durch lokales Fließen im Kerbgrund.

Die Abweichung zwischen der Höchstspannung im Kerbgrund σ_K eines Querschnitts, der sogenannten Kerbspannung, zur linear verteilten Nennspannung σ_N wird durch den Kerbfaktor K_t wie folgt beschrieben:

$$K_t = \frac{\sigma_K}{\sigma_N} \quad (3.2)$$

Als maßgebend für die Größe der Kerbspannung ist die Geometrie eines Bauteils und deren Beanspruchung. Bei Schweißverbindungen werden die maximalen Kerbspannungen im Regelfall am Schweißnahtübergang oder an der Schweißnahtwurzel erreicht. Deren Größe wird dabei zum großen Teil vom Nahtübergangsradius r und Nahtwurzelradius r_w sowie vom Nahtanstiegswinkel θ bestimmt. Beim Konstruktionsdetail der Quersteife ergibt sich im Regelfall die größte Kerbwirkung und damit auch im Allgemeinen der Bruchausgang am Schweißnahtübergang und nicht in der Schweißnahtwurzel, siehe Bild 3.2. Eine ausführlichere Beschreibung zur Kerbwirkung am Konstruktionsdetail der Quersteife ist in Abschnitt 7.2 gegeben.

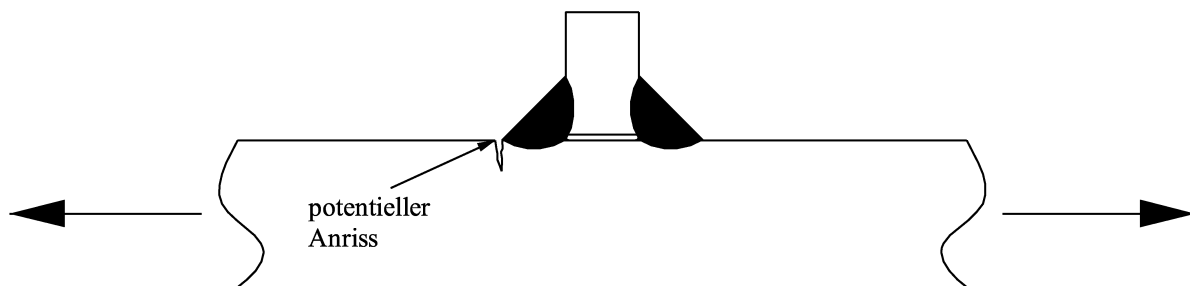


Bild 3.2: Potentielle Anrissstelle am Konstruktionsdetail der Quersteife

3.3.3 Werkstoff

Untersuchungen haben gezeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit von ungeschweißten, polierten Versuchsproben unter Wechselbeanspruchung bis zur Rissentstehung nahezu linear mit der Streckgrenze zunimmt [4.15]. Es kann daraus geschlossen werden, dass das Grundmaterial von höherfesten Stählen im kerbfreien Zustand ein besseres Ermüdungsverhalten im Vergleich zum Grundmaterial

von niedrigfesten Stählen besitzt. Mit steigender Kerbwirkung wird der Einfluss der Zugfestigkeit des Grundmaterials auf die Ermüdungsfestigkeit geringer, siehe Bild 3.3. Bei sehr scharfen Kerben ist die Ermüdungsfestigkeit nahezu unabhängig von der Streckgrenze des Grundmaterials.

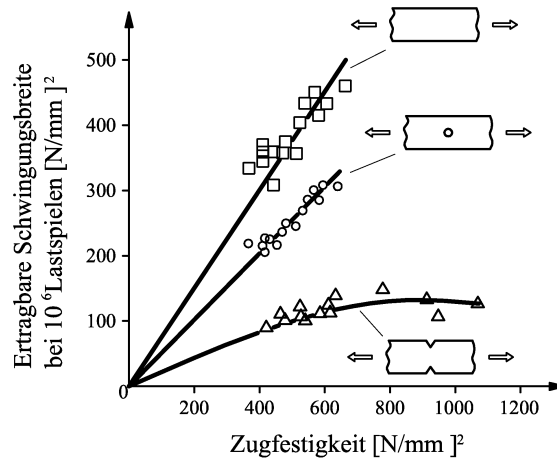


Bild 3.3: Einfluss der Kerbwirkung auf die Schwingfestigkeit in Abhängigkeit der Zugfestigkeit nach [4.13]

Eine Erklärung hierfür ist mit einfachen analytischen Modellen z.B. nach [4.16] möglich, bei denen die Gesamtlebensdauer in eine Phase der Rissentstehung und eine Phase des Risswachstums unterteilt wird, siehe Abschnitt 3.2.2. Die Rissentstehungsphase beschreibt dabei die Lebensdauer bis zur Entstehung eines erkennbaren technischen Anrisses mit einer charakteristischen Länge von ca. 0,5 bis 1,0mm. Untersuchungen haben gezeigt, dass die Rissentstehungsdauer von den Werkstoffkennwerten abhängig ist und mit steigender Zugfestigkeit zunimmt [6.1], [6.2].

Kerbscharfe Konstruktionen aus höherfesten Stählen können die Vorteile der höheren Ermüdungsfestigkeit des Grundmaterials jedoch kaum nutzen, da scharfe Kerben einem Anriss sehr nahe kommen und damit der Anteil der Rissentstehungsdauer an der Gesamtlebensdauer sehr gering ist [4.16]. Der größte Anteil an der Gesamtlebensdauer ist somit bei kerbscharfen Konstruktionen die Risswachstumsphase. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit, die eine Aussage über die Risswachstumsdauer ermöglicht, ist aber nahezu unabhängig von der Zugfestigkeit. Einzelne Untersuchungen haben sogar gezeigt, dass bei höherfesten Stählen im vergüteten Zustand bzw. mit martensitischen Gefüge die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei geringen Beanspruchungen vergleichsweise höher ist als bei niedrigfesten Stählen [7.2]-[7.5]. Dies erklärt auch die vergleichsweise größere Kerb- und Rissempfindlichkeit von höherfesten Stählen gegenüber niedrigfesten Stählen.

Eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Zugfestigkeit beschränkt sich somit auf die Rissentstehungsdauer. Der Ermüdungsfestigkeitsgewinn wird daher mit steigender Kerbwirkung geringer, da auch der Anteil der Rissentstehungsdauer bezogen auf die Gesamtlebensdauer mit steigender Kerbschärfe abnimmt. Als Konsequenz aus dem oben beschriebenen einfachen analytischen Modell erklärt sich, dass die Ermüdungsfestigkeiten von kerbscharfen Konstruktionen aus höherfesten Stählen ähnlich wie von kerbscharfen Konstruktionen aus niedrigfesten Stählen sind.

Da Schweißverbindungen aufgrund des inhomogenen Werkstoffgefüges und Einbrandkerben im Regelfall als extrem kerbscharfe Verbindungen anzusehen sind, siehe Abschnitt 3.2.3, hat sich bei einer Vielzahl an Untersuchungen an unterschiedlichen Konstruktionsdetails die gleiche Ermüdungsfestigkeit für höherfestere und niedrigfeste Stählen ergeben [4.1], [4.17]-[4.22], [5.3].

Die derzeit gültigen Normen im Brückenbau [1.1] sowie die zukünftigen europäischen Normen [1.2] beschränken sich daher auf eine Angabe der Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Streckgrenze. Vorteile beim Einsatz von höherfesten Baustählen ergeben sich jedoch insbesondere bei Schweißkonstruktionen, wenn eine Verlängerung der Rissentstehungsphase erreicht wird, z.B. durch ein kerbarmes Konstruieren oder durch die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren, siehe Kapitel 4. Neuere Untersuchungen an Schweißverbindungen zeigen auch, dass schon durch eine hohe Fertigungsgüte mit reduzierter Kerbwirkung höhere Ermüdungsfestigkeitswerte mit höherfesten Baustählen erzielt werden können [4.2], [4.3].

3.3.4 Mittelspannung

Zur Kennzeichnung des Einflusses der Mittelspannung σ_m bzw. des Spannungsverhältnisses R auf die Ermüdungsfestigkeit des Grundmaterials kann z.B. die Mittelspannungsempfindlichkeit M nach *Schütz* [4.23] verwendet werden. Die Mittelspannungsempfindlichkeit M gibt an, in welchem Maße eine Zugmittelspannung die Ermüdungsfestigkeit unter Wechselbeanspruchung (Wechselfestigkeit) abmindert. Die Mittelspannungsempfindlichkeit steigt bei Stählen mit der Zugfestigkeit an [4.15]. Der Anstieg wird mit der abnehmenden zyklischen Relaxations- bzw. Kriechfähigkeit bei höherfesten Stählen erklärt.

Die Mittelspannung hat allerdings im Wesentlichen nur bei Bauteilen mit geringen Schweißeigen- spannungen einen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Dabei wirken Druckmittelspannungen günstig und Zugmittelspannungen ungünstig. Druckmittelspannungen wirken günstig, weil man davon ausgehen kann, dass Spannungsamplituden die ganz oder teilweise im Druckbereich liegen kaum Schädigungen verursachen, da vorhandene Risse durch Druckspannungen geschlossen und das Risswachstum behindert wird. Neue Untersuchungen zeigen, dass bei ungeschweißten Bauteilen, die überwiegend durch wechselnde Druckspannungen beansprucht werden, praktisch keine zum Versagen führende Schädigung auftritt [4.24].

3.3.5 Eigenspannungen

3.3.5.1 Allgemeines

Der Einfluss von Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit in Bauteilen ist nach ihrem Charakter mit dem Einfluss von Mittelspannungen vergleichbar. Dementsprechend besitzen Druckeigen- spannungen einen günstigen Einfluss und Zugeigen- spannungen einen ungünstigen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Vorhandene Eigenspannungen addieren sich an kritischen Stellen als konstante Werte mit den Lastspannungen, können sich aber durch Plastizierungen und Spannungsumlagerungen abbauen. Die exakte Größe von Eigenspannungen und deren Verlauf lässt sich im konkreten Einzelfall auf Grund der komplexen Entstehungsvorgänge nur ansatzweise bestimmen. Die genauen Auswirkungen lassen daher nur durch Versuche mit Originalbauteilen bestimmen, da rechnerisch Eigenspannungen nur mit Einschränkungen und anhand von vereinfachten Modellvorstellungen erfassbar sind.

Bedeutend für die Dauerfestigkeit sind Eigenspannungen an bzw. dicht unter der Oberfläche bis zu einer Tiefe, die etwa dem technischen Anriss entspricht (ca. 0,5mm) [4.14]. Im Zeitfestigkeitsbereich ist zusätzlich der Tiefenverlauf der Eigenspannungen bedeutsam, da dieser die Lebensdauer in der Risswachstumsphase mit beeinflusst.

3.3.5.2 Schweißbeigenspannungen

Bei Schweißverbindungen bilden sich besonders an den Kerbstellen sehr hohe Eigenspannungen. Die derzeit gültigen Normen im Brückenbau [1.1] sowie die zukünftigen europäischen Normen [1.2] gehen daher vom ungünstigsten Fall aus, dass geschweißte Bauteile Schweißbeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze an der kritischen Anrissstelle haben. Durch die Überlagerung von Last- und Eigenspannungen stellt sich daher infolge des teilweisen Abbaus der Eigenspannungen durch Plastizieren eine wirksame Oberspannung in Höhe der Streckgrenze ein, siehe Bild 3.4. Dies bedeutet, dass die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Mittelspannung ist, siehe Kurve C in Bild 3.5. Untersuchungen von *Fisher et al.* [4.19], [4.26] an großen geschweißten Trägern bestätigen diese Annahme für unterschiedliche Konstruktionsdetails bei Spannungsverhältnissen zwischen $R=-0,6$ und $R=0,55$.

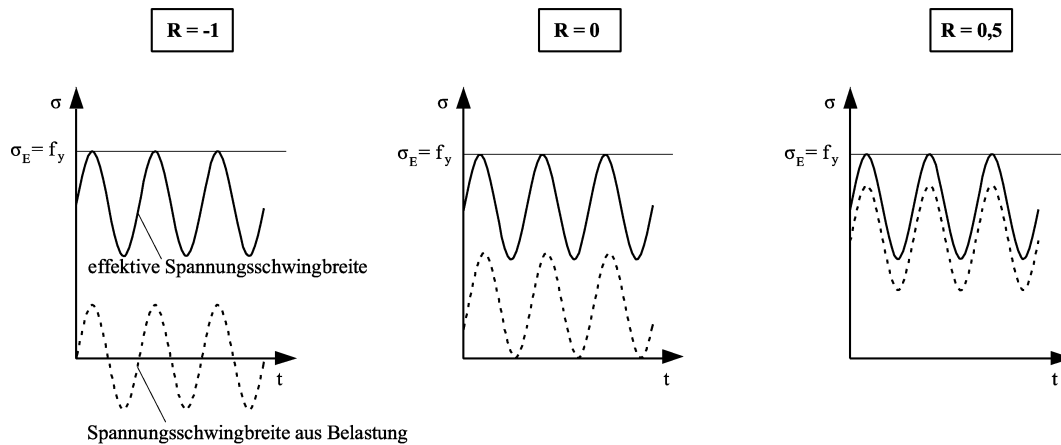


Bild 3.4: Effektive Spannungsschwingbreiten im Kerbgrund in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R bei Zugeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze

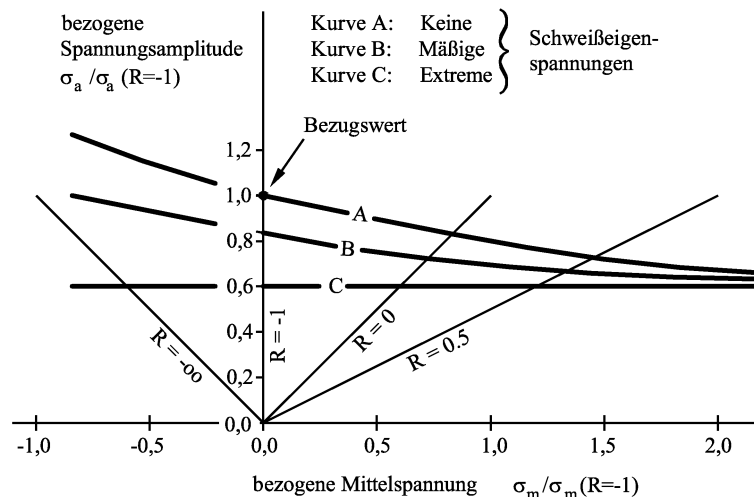


Bild 3.5: Auswirkungen der Eigenspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der Mittelspannung nach [4.15]

Im Gegensatz dazu kann man davon ausgehen, dass Kleinprüfkörper nur geringe bis mäßige Eigenspannungen besitzen und damit ein Einfluss der Mittelspannung auf die Ermüdungsfestigkeit besteht, siehe Kurve B in Bild 3.5. Ergebnisse an Kleinprüfkörperversuchen können jedoch für Bauteile mit hohen Eigenspannungen herangezogen werden, wenn infolge einer hohen Zugmittelspannung die Oberspannung die Streckgrenze erreicht, z.B. bei Spannungsverhältnissen $R \geq 0,5$ [4.27].

Trotz der hohen Schweißzugspannungen ergeben sich beim Einsatz höherfester Baustähle allerding Vorteile bei hohen Mittelspannungen (hohe statische Beanspruchung) auf Grund des höheren elastischen Dehnungsanteils [4.11], der auch in derzeitig gültigen Normen im Brückenbau [1.1] sowie in den zukünftigen europäischen Normen [1.2] ausgenutzt werden kann, siehe Abschnitt 3.5.2.

3.3.5.3 Druckeigenspannungen

Im Gegensatz zu den Zugeigenspannungen aus dem Schweißprozess wirken sich Druckeigenspannungen, wie sie z.B. durch die Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung erzeugt werden, besonders vorteilhaft auf die Ermüdungsfestigkeit aus [4.25], siehe Abschnitt 4.4.5. Druckeigenspannungen führen zu einer Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit, indem das effektive Spannungsverhältnis aus Beanspruchung und Eigenspannung in den Druckbereich geschoben wird und damit das Risswachstum verzögert ist oder vorhandene Risse sogar geschlossen werden. Einen Mittelspannungseinfluss ist im Gegensatz zu den unbehandelten Schweißverbindungen allerdings vorhanden, siehe Bild 3.6.

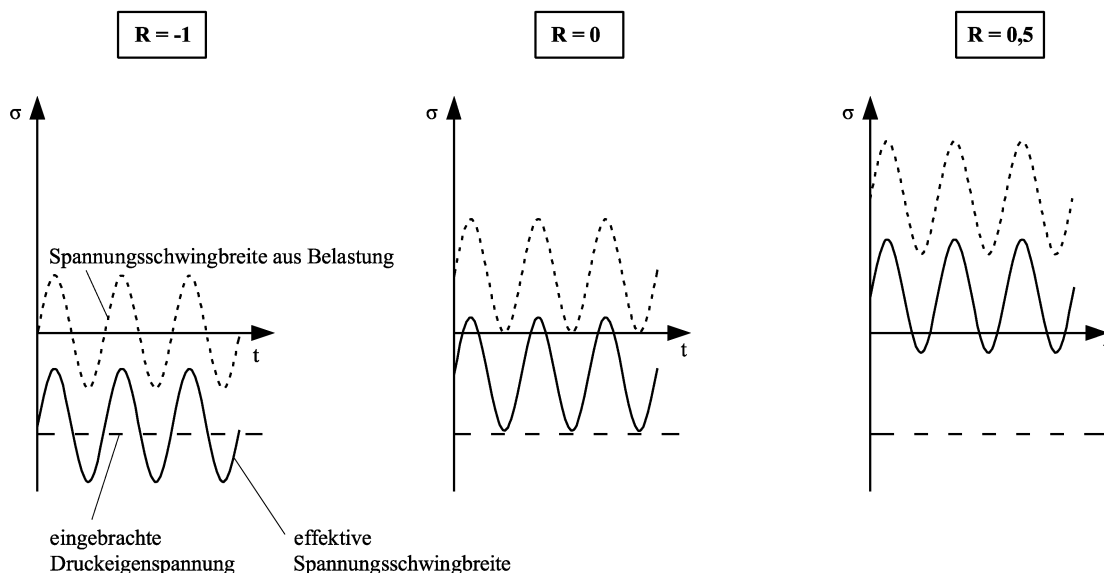


Bild 3.6: Vereinfachtes Modell für die effektiven Spannungsschwingbreiten in Abhängigkeit vom Spannungsverhältnis R bei eingebrachten Druckeigenspannungen an der Oberfläche

3.3.5.4 Eigenspannungsabbau

Gezielte Untersuchungen zur Auswirkung von Eigenspannungen auf das Dauerschwingverhalten zeigen, dass deren Wirksamkeit im starken Maße von der Härte des Werkstoffs und damit auch von der Festigkeit abhängig ist [5.4]. Eine Erklärung für die von der Festigkeit des Werkstoffs abhängige Eigenspannungsempfindlichkeit ist in dem teilweisen Abbau der Eigenspannungen bei Schwingbeanspruchungen zu sehen. Nach Wohlfahrt [5.4] ist für den Eigenspannungsabbau die Überschreitung der Streckgrenze des Werkstoffs infolge der Summe aus Last- und Eigenspannungen bei einachsiger Beanspruchung bzw. deren Vergleichsspannung bei mehrachsiger Beanspruchung verantwortlich. Dabei wird der den Streckgrenzenwert lokal übersteigende Spannungsanteil in plastische Dehnungen umgesetzt, die bei Entlastung zu einem Abbau der Eigenspannungen um den entsprechenden Betrag führen. Der zurückbleibende Betrag ist abhängig vom Verhältnis der Spannungsschwingbreite zur Streckgrenze des Werkstoffs und ist umso geringer, je größer dieses ist.

Neben diesem quasi-statischen Spannungsabbau nach dem ersten oder auch nach ein paar wenigen weiteren Schwingspielen tritt unter Ermüdungsbeanspruchung auch ein allmählicher Eigenspan-

nungsabbau über viele Schwingspiele auf, wenn die Summe aus Last- und Eigenspannung die zyklische Streckgrenze überschreitet. Analog zur Definition der statischen Streckgrenze wird unter der zyklischen Streckgrenze der Werkstoffwiderstand gegen plastische Verformungen bei wechselnder Beanspruchung verstanden. Auch der allmähliche Eigenspannungsabbau nimmt mit steigender Zugfestigkeit ab. Insgesamt kann daraus geschlossen werden, dass die Eigenspannungsempfindlichkeit von der statischen und zyklischen Streckgrenze eines Werkstoffs und damit auch von der Zugfestigkeit abhängig ist. Bei niedrigfesten Werkstoffen kann es daher von einer starken Verringerung bis zu einem völligen Abbau der Eigenspannungen kommen, siehe Bild 3.7. In hochfesten Werkstoffen werden dagegen die Eigenspannungen nur wenig oder gar nicht abgebaut und bleiben im starken Maße für die Ermüdungsfestigkeit wirksam.

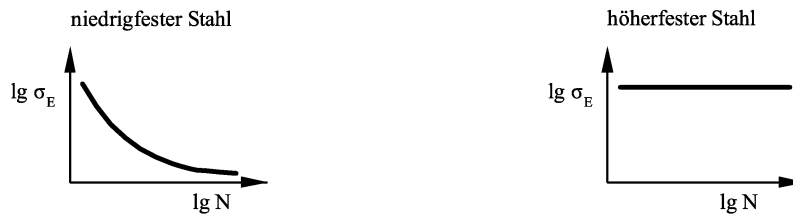


Bild 3.7: Vereinfachtes Modell zum Eigenspannungsabbau in Abhängigkeit der Festigkeit der Stahlsorte

Druckeigenspannungen an der Oberfläche, wie sie durch die Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung erzeugt werden, siehe Abschnitt 4.4.5, wirken sich daher besonders vorteilhaft auf die Ermüdungsfestigkeit höherfester Stähle aus, da auch der Abbau dieser Eigenspannungen bei diesen Stählen verzögert ist.

3.3.6 Probengröße

In einer Vielzahl von Versuchen hat sich gezeigt, dass die Ermüdungsfestigkeit mit wachsender Proben- und Bauteilgröße sinkt. Dabei wird im Weiteren zwischen den folgenden Entstehungsursachen unterschieden:

- Technologischer Größeneinfluss: Infolge von unterschiedlichen mechanischen und thermischen Prozessen bei der Herstellung von dünnen und dicken Bauteilen entstehen Materialien mit unterschiedlichen Gefügen und Reinheitsgraden, wobei im Besonderen die Größe, Form und Verteilung der nichtmetallischen Einschlüsse Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit besitzen. Ebenfalls fallen in den Bereich des technologischen Größeneinflusses die hohen Eigenspannungen in realen großen Bauteilen infolge Verformungsbehinderungen im Vergleich zu den geringen Eigenspannungen bei Kleinproben.
- Spannungsmechanischer Größeneinfluss: Die Zunahme der Blechdicke bei sonst gleichen weiteren Abmessungen führt bei einer Vielzahl von Konstruktionsdetails auch zu einer Erhöhung der Kerbspannungen, siehe Abschnitt 7.2, und damit zu Verringerung der Ermüdungsfestigkeit.
- Statistischer Größeneinfluss: Eine Vergrößerung der Proben- und Bauteilabmessungen hat auch eine Zunahme der Bauteiloberfläche und des Bauteilvolumens zur Folge. Damit steigt auch die Wahrscheinlichkeit für das Vorhandensein einer schwingbruchauslösenden Fehlstelle.
- Oberflächentechnischer Größeneinfluss: Die Oberflächen von realen Bauteilen besitzen gegenüber von Kleinproben eine größere Rauigkeit, deren kerbmechanische Wirkung einen negativen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit hat.

3.3.7 Überlasten

Vorzüge im Ermüdungsverhalten von geschweißten höherfesten Baustählen gegenüber niedrigfesten Stählen ergeben sich bei variablen Spannungskollektiven besonders bei Überlasten [4.1] und im Kurzzeitfestigkeitsbereich. Als Ursache werden hierfür die geringeren Dehnungen am Kerbgrund aufgrund des größeren elastischen Dehnungsanteils von höherfesten Baustählen angesehen.

3.3.8 Zusammenfassung für höherfeste Stähle

Schweißverbindungen sind infolge der Schweißeinbrandkerbe oder der Schweißnahtwurzel im Regelfall als extrem kerbscharfe Verbindungen anzusehen, deren Lebensdauer überwiegend aus Rissfortschritt besteht, der sich wiederum nur wenig abhängig von der Zugfestigkeit erweist. Schweißkonstruktionen aus höherfesten Stählen besitzen daher im Regelfall die gleiche Ermüdungsfestigkeit wie Schweißkonstruktionen aus niedrigfesten Stählen. Zusätzlich ist die Ermüdungsfestigkeit bei Schweißkonstruktionen unter Annahme von Zugeigenstressungen in Höhe der Streckgrenze infolge des Schweißprozesses unabhängig von der Mittelspannung.

Zusammenfassend kann allerdings festgestellt werden, dass höherfeste Stähle in Schweißverbindungen unter Ermüdungsbeanspruchung unter folgenden Bedingungen vorteilhaft einsetzbar sind:

- bei hohen Mittelspannungen (hohe statische Beanspruchung) z.B. bei weit gespannten Brücken. Dieser Vorteil kann auch in den derzeit gültigen Normen im Brückenbau [1.1] sowie den zukünftigen europäischen Normen [1.2] ausgenutzt werden,
- bei Schweißkonstruktionen, wenn eine Verlängerung der Rissentstehungsphase durch eine Reduktion der Kerbwirkung erzielt werden kann, z.B. durch kerbarmes Konstruieren und hohe Schweißqualität oder bei Anwendung der Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung, siehe Kapitel 4,
- bei Druckeigenstressungen an der Bauteiloberfläche, z.B. durch Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung, siehe Abschnitt 4.4.5,
- im Bereich der Kurzzeitfestigkeit und bei geringen Schwingspielzahlen,
- bei Lastkollektiven mit wenigen hohen Lastspitzen bzw. Überlasten.

3.4 Konzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit

3.4.1 Allgemeines

Zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit stehen heutzutage neben einer rein experimentellen Bewertung unterschiedliche rechnerische Konzepte zur Verfügung. Folgende Konzepte zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit werden im Weiteren vorgestellt:

- Nennspannungskonzept
- Strukturspannungskonzept (Hot-Spot-Konzept)
- Kerbspannungskonzept
- Kerbgrundkonzept (Örtliches Konzept)
- Rissfortschrittskonzept (Bruchmechanikkonzept)

3.4.2 Nennspannungskonzept

Wie schon der Name besagt, werden beim Nennspannungskonzept die Nennspannungen als maßgebend Größe für die Schädigung festgelegt. Sie werden in der Regel nach der elementaren Festigkeitslehre für Stabwerke und Balken bestimmt. Die örtlichen Spannungsspitzen werden im Gegensatz zu den lokalen Konzepten nicht rechnerisch erfasst, sondern sind auf der Widerstandsseite im Kerbdetail abgedeckt. Es ist einfach zu handhaben und in den bisherigen als auch in den neuen und zukünftigen Normen und Richtlinien [1.1]-[1.6], [1.18] als Standardnachweisverfahren verankert.

Das Nennspannungskonzept basiert dabei auf zahlreichen experimentellen Untersuchungen an einer Vielzahl unterschiedlicher Kerbdetails. Die ersten bekannten systematischen experimentellen Untersuchungen unter zyklischer Belastung wurden von *Wöhler* [4.28] in den Jahren um 1860 durchgeführt. Ihm zu Ehren werden heute die Ermüdungsfestigkeitsdiagramme beim Nennspannungskonzept mit der Darstellung von ertragbaren einstufigen Spannungsschwingbreiten in Abhängigkeit der Schwingspielzahl als *Wöhlerlinien* bezeichnet.

Beim *Wöhler*-versuch werden in verschiedenen Spannungshorizonten mit einstufiger Nennspannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ und vorgegebenen Beanspruchungsverhältnis ($\sigma_m = \text{konst.}$ oder $R = \text{konst.}$) mehrere Ermüdungsversuche durchgeführt und die Schwingspielzahl N bis zum definierten Versagen ermittelt. Nach statistischer Auswertung der Versuchsergebnisse erfolgt die Ermittlung einer *Wöhlerlinie*. Aufgrund der im Regelfall sehr großen Streuungen werden für die Bemessungswöhlerlinien Fraktilwerte angenommen, unter der Annahme dass die Logarithmen der Versuchsergebnisse ($\Delta\sigma$ und N) durch eine *Gaußsche* Normalverteilung erfasst werden können, siehe Bild 3.8. Um eine statistisch abgesicherte Auswertung der Ermüdungsversuche zu ermöglichen, sind eine ausreichend große Anzahl an Ermüdungsversuchen erforderlich, z.B. 12 Versuche nach [4.29] oder 15 Versuche nach [4.27].

Im Allgemeinen wird das *Wöhler*-diagramm in folgende drei Bereiche unterteilt, siehe Bild 3.8:

- Kurzzeitfestigkeit (low cycle fatigue): Bereich unter 10^4 Schwingspiele. Der Bruchvorgang ist wesentlich durch plastisches Fließen gekennzeichnet.
- Zeitfestigkeit: Bereich zwischen 10^4 bis 10^6 - 10^7 Schwingspiele und stark fallender Tendenz der *Wöhlerlinie*.
- Dauerfestigkeit (high cycle fatigue): Bereich ab 10^6 - 10^7 Schwingspiele, bei dem es zu keinem Ermüdungsbruch kommt.

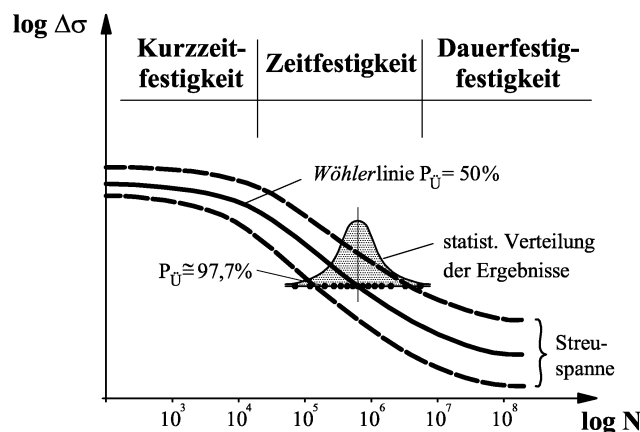


Bild 3.8: Bereiche der Ermüdungsfestigkeit im Wöhlerschaubild nach [4.30]

Die Auswertung von experimentellen Ergebnissen an unterschiedlichen Konstruktionsdetails erfolgt für Schweißkonstruktionen in [4.31]. Im Zeitfestigkeitsbereich ergibt sich im doppellogarithmischen Maßstab eine Gerade als *Wöhlerlinie* mit einer Steigung in der Größenordnung von $m=2-4$. Ausgehend von dieser Erkenntnis wurde das Konzept der normierten *Wöhlerlinien* für die Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen entwickelt [4.32], [4.33]. In einer modifizierten Form wurde das Konzept der normierten auch in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] und damit auch im DIN-Fachbericht 103 [1.1] aufgenommen. Eine schematische Darstellung der *Wöhlerlinie* nach Eurocode 3 kann für Schweißverbindungen unter Längsspannungen Bild 3.9 entnommen werden. Bezugsgröße ist der charakteristische Wert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen, der gleichzeitig als Bezeichnung $\Delta\sigma_C$ des Kerbfalls bzw. der Kerbgruppe verwendet wird. Der Abknickpunkt der Dauerfestigkeit wird bei $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen angenommen.

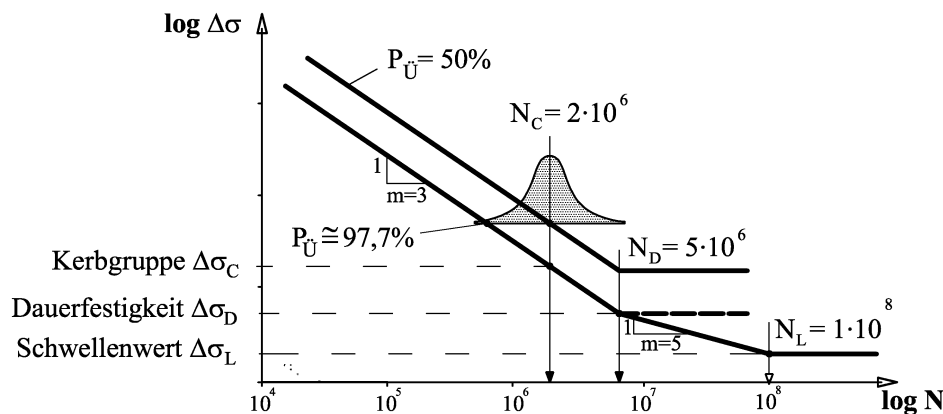


Bild 3.9: Definition der *Wöhlerlinie* in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2]

Mit Hilfe des Bezugswertes $\Delta\sigma_C$ kann die Gleichung der *Wöhlerlinie* wie folgt beschrieben werden:

$$N = N_C \cdot (\Delta\sigma / \Delta\sigma_C)^{-m} \quad (3.3)$$

mit

$$N_C = 2 \cdot 10^6$$

$m = 3$ Neigung der *Wöhlerlinie*

Trotz gewisser Veränderungen ist die Vorgehensweise beim Ermüdungsnachweis nach Eurocode [1.2] im Vergleich zu den Betriebsfestigkeitskonzepten der bisherigen Normen und Zulassungen [1.4]-[1.6], [1.18] im Kern gleich geblieben [4.30]. Die wesentlichen inhaltlichen Unterschiede beim Ermüdungsnachweis nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] mit dem bisherigen Betriebsfestigkeitskonzept nach DIN 4132 [1.4] lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- die Verwendung von Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$, $\Delta\tau$ anstelle von Oberspannungen σ_o , τ_o und Spannungsverhältnis κ ,
- ein variables Sicherheitsniveau, entsprechend dem Zuverlässigkeitskonzept,
- keine Unterscheidung hinsichtlich der Werkstoffe,
- Vernachlässigung des Mittelspannungseinflusses.

Der Ermüdungsnachweis kann nach Eurocode [1.2] entweder als Dauerfestigkeitsnachweis oder als Betriebsfestigkeitsnachweis geführt werden. Beim Nachweis der Dauerfestigkeit müssen alle auftretenden Beanspruchungen kleiner als die Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ sein und können beliebig oft ertragen werden. Untersuchungen in [4.34] und [4.35] haben gezeigt, dass bei Mehrstufenbeanspruchungen

eine Absenkung der Dauerfestigkeit eintritt. Diese Einflüsse werden nach Eurocode durch eine Erweiterung der *Wöhlerlinie* mit einer reduzierten Neigung m_D nach *Haibach* [4.36] berücksichtigt. Die Erweiterung beginnt ab der Dauerfestigkeit $\Delta\sigma_D$ bei $5 \cdot 10^6$ Schwingspielen bis zum Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_L$ bei 10^8 Schwingspielen, siehe Bild 3.9:

$$m_D = 2 \cdot m - 1 \quad (3.4)$$

Bei der Schädigungsberechnung für den Betriebsfestigkeitsnachweis kann damit der Einfluss von variablen Spannungsamplituden auf der Basis der vorhandenen *Wöhlerlinie* unter Anwendung einer Schadensakkumulationshypothese berücksichtigt werden. Die Grundlagen gehen dabei auf *Palmgren* [4.37] und *Miner* [4.38] zurück. Der durch eine Anzahl n_i an Spannungsschwingspielen auf einen Spannungsschwingbreitenhorizont $\Delta\sigma_i$ auftretende Schädigungsanteil n_i/N_i geht dabei linear in die Summe der Gesamtschädigung D ein. Hierbei ist N_i die der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_i$ zugeordnete Bruchlastspielzahl für die *Wöhlerlinie* des betreffenden Konstruktionsdetails. Das Versagen infolge Ermüdungsbeanspruchung tritt definitionsgemäß unter der vereinfachten Annahme ein, wenn die Summe der Teilschädigungen n_i/N_i den Wert $D = 1$ erreicht:

$$D = \frac{n_1}{N_1} + \frac{n_2}{N_2} + \dots + \frac{n_i}{N_i} = \sum \frac{n_i}{N_i} \leq 1 \quad (3.5)$$

Nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] bzw. DIN-Fachbericht 103 [1.1] kann der Nachweis der Betriebsfestigkeit im Regelfall vereinfacht mit schadensäquivalenten Spannungsschwingbreiten erfolgen, deren Herleitung allerdings auf Gl. (3.5) basiert.

3.4.3 Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept ist als eine Weiterentwicklung des Nennspannungskonzeptes speziell für Schweißkonstruktionen anzusehen. Es findet bei Konstruktionen Anwendung, bei denen die Nennspannungen aufgrund komplexer Geometrieformen nicht mehr in einfacher Weise nach der elementaren Festigkeitslehre bestimmt werden können oder in Fällen bei denen ein Konstruktionsdetail nicht eindeutig einem tabellierten Kerbdetail des Nennspannungskonzeptes zugeordnet werden kann. Das Strukturspannungskonzept geht auf einen Ansatz nach *Haibach* [4.39] zurück. Es erfasst die Spannungserhöhungen infolge der Bauteilstruktur im Schweißnahtfußpunkt rechnerisch, indem eine fiktive Strukturspannung an der kritischen Stelle (Hot-Spot) ermittelt wird. Die Strukturspannungsermittlung erfolgt durch Messung oder Berechnung von Spannungen im festgelegten Abstand zum Schweißnahtfußpunkt, die anschließend zum Schweißnahtfußpunkt linear oder quadratisch extrapoliert werden. In der fiktiven Strukturspannung sind Spannungserhöhungen aus der Geometrie (Struktur) der Konstruktion enthalten. Resultierende Spannungsspitzen infolge der Schweißnahteinbrandkerbe werden jedoch nicht erfasst. Bild 3.10 zeigt die Ermittlung der Strukturspannung im Vergleich zur Nennspannung und zur örtlichen Kerbspannung am Beispiel einer Quersteife.

Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit erfolgt durch Vergleich der vorhandenen Strukturspannung mit Strukturspannungswöhlerlinien. Den Strukturspannungen auf der Beanspruchungsseite sowie den zugehörigen *Wöhlerlinien* auf der Widerstandsseite muss jedoch eine einheitliche Definition der Strukturspannung zugrunde liegen. Betriebsfestigkeitsberechnungen erfolgen analog zum Nennspannungskonzept. Eine zusammenfassende Darstellung unterschiedlicher Ansätze ist in [4.40], [4.41] gegeben. Bei nichtrohrförmigen geschweißten Bauteilen können Empfehlungen [4.27], [4.42] entnommen werden.

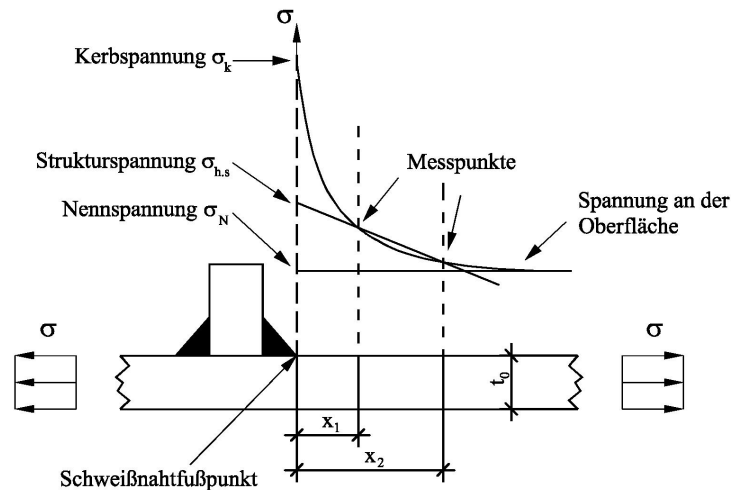


Bild 3.10: Definition von Nennspannung, Strukturspannung und örtlicher Kerbspannung, vgl. [4.47]

3.4.4 Kerbspannungskonzept

Beim Kerbspannungskonzept werden für den versagenskritischen Anrissort, die im Kerbgrund örtlich vorliegenden elastischen Spannungen zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit zu Grunde gelegt und örtlich ertragbaren Spannungen gegenübergestellt. Die Geometriewerte und der Werkstoffzustand müssen daher auch bei Schweißkonstruktionen in der Umgebung der versagenskritischen Stelle vollständig beschreibbar sein, da Spannungserhöhungen infolge der Kerbwirkung der Schweißeinbrandkerbe rechnerisch auf der Beanspruchungsseite berücksichtigt werden, siehe Bild 3.10.

Eine analytische Ermittlung der Kerbspannungen ist dabei im Allgemeinen nur für einfache Geometrieformen möglich. Daher werden die Kerbspannungen im Regelfall mit Hilfe von Finite Element Berechnungen ermittelt. Für typische Konstruktionsdetails stehen jedoch auch parametrisierte Formeln zur Verfügung [4.43]-[4.45].

Die Anfänge des Kerbspannungskonzepts gehen auf *Radaj* [4.12] zurück und beziehen sich auf die Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen, da dort näherungsweise rein elastische Spannungen im Kerbgrund auftreten. Der reale Radius der Schweißnahtkerbe wird dabei fiktiv in Abhängigkeit vom Werkstoff, der Streckgrenze und der Festigkeitshypothese ausgerundet, da örtliche Spannungen im Kerbgrund nicht in voller Höhe auf die Ermüdungsfestigkeit wirksam sind (Mikrostützwirkung). Für Schweißnähte mit stahlgussähnlichem Gefüge ergibt sich auf der sicheren Seite liegend ein fiktiver Radius von $r_{fik}=1\text{mm}$. Die mit diesem fiktiven Radius ermittelten Spannungen werden dann direkt der Dauerfestigkeit des Grundwerkstoffs gegenübergestellt. Die Verallgemeinerung in den Zeitfestigkeitsbereich erfolgt in [4.46], indem die Kennwerte und Kennfunktionen des Nennspannungskonzepts auf das Kerbspannungskonzept übertragen werden. Dabei wird als realer Radius an der Schweißeinbrandkerbe bei Konstruktionen im Schweißzustand von einem statistischen Mittelwert von $r=1\text{mm}$ ausgegangen. Die damit berechneten Kerbspannungen werden Kerbspannungswöhlerlinien auf der Widerstandsseite gegenübergestellt. Vorhandene Streuungen in der Schweißnaht aus Nahtgeometrie, Rauigkeit, Nahtfehlern, Eigenspannungen und Werkstofffestigkeiten sind in den Wöhlerlinien beinhaltet. Als Empfehlung ist für diese Kerbspannungswöhlerlinie in [4.27] der charakteristische Widerstandswerts von $\Delta\sigma_{c,k} = 225\text{N/mm}^2$ angegeben.

3.4.5 Kerbgrundkonzept

Die Anfänge des Kerbgrundkonzeptes gehen auf *Lawrence* [6.3] zurück. Später wurde es von *Seeger* wissenschaftlich fundiert aufbereitet [4.10]. Es ist allgemein für ungeschweißte Bauteile und geschweißte Konstruktionen aus Stahl anwendbar.

Beim Kerbgrundkonzept werden für den versagenskritischen Anrissort, die im Kerbgrund örtlich vorliegenden Dehnungen auf Basis eines elastisch-plastischen Werkstoff- und Bauteilverhaltens berechnet. Diese werden zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit örtlich ertragbaren Dehnungen des Werkstoffs gegenübergestellt. Beim Kerbgrundkonzept wird davon ausgegangen, dass das Schädigungsverhalten im Kerbgrund mit dem Schädigungsverhalten der ungekerbten Werkstoffprobe gleichzusetzen ist [4.41]. Beim Kerbgrundkonzept müssen wie beim Kerbspannungskonzept die Geometriewerte und der Werkstoffzustand im versagenskritischen Anrissort vollständig beschreibbar sein. Es kann sowohl für ungeschweißte als auch für geschweißte Bauteile eingesetzt werden. Im Gegensatz zum Kerbspannungskonzept, das hauptsächlich auf experimentellen Untersuchungen beruht, wird beim Kerbgrundkonzept jedoch versucht, die realen Beanspruchungs- und Versagensvorgänge näherungsweise rechnerisch zu erfassen. Dabei basieren nur die Werkstoffkenndaten auf experimentellen Untersuchungen an einachsigen beanspruchten ungekerbten Werkstoffproben.

Mit dem Kerbgrundkonzept kann bei gegebener Lastfolge direkt die Lebensdauer von Bauteilen bis zum technischen Anriss bestimmt werden. Ebenfalls besteht die Möglichkeit rechnerische Anrisswöhlerlinien für die Anwendung des Nennspannungs-, Strukturspannungs- oder Kerbspannungskonzept zu ermitteln. Einzelheiten zum Kerbgrundkonzept sind in Abschnitt 8.2.2 gegeben.

3.4.6 Rissfortschrittskonzept

Das Rissfortschrittskonzept (Bruchmechanik) geht von einem bereits rissbehafteten Bauteil aus, bei dem die Anfangsrissgröße und -form als bekannt vorausgesetzt wird. Untersucht wird das Risswachstum bis zu einer kritischen Risslänge, bei der es aufgrund der Querschnittsschwächung zum statischen Bruch des Querschnitts kommt. Die Lebensdauer des Bauteils bis zum Anriss bleibt beim Rissfortschrittskonzept unberücksichtigt. Als kennzeichnende Beanspruchungsgrößen an der Risspitze sind Spannungen und Dehnungen ungeeignet, da die Beanspruchungen an der Risspitze sehr hohe, theoretisch unendlich hohe Werte annehmen. Stattdessen wird bei der linear-elastischen Bruchmechanik (LEBM) mit vernachlässigbaren kleinen plastischen Zonen an der Risspitze der von Risslänge und Spannungshöhe abhängige Spannungsintensitätsfaktor K verwendet. Große plastische Risspitzenbeanspruchungen können durch die elastisch-plastische Bruchmechanik (EPBM) erfasst werden. Dabei wird der Spannungsintensitätsfaktor K durch das J -Integral oder die Risspitzenverschiebung δ als maßgebende Beanspruchungsgröße ersetzt.

Bei Schwingbeanspruchungen wird als maßgebender Kennwert für den zyklischen Rissfortschritt in der LEBM die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktor ΔK angesehen. Da die schädigende Wirkung der Risse nur im geöffneten Zustand gegeben ist, können Rissöffnungs- und Rissschließeffekte mit Hilfe der Berechnung von effektiven Spannungsintensitätsfaktoren berücksichtigt werden. Einzelheiten zum Rissfortschrittskonzept sind in Abschnitt 8.2.3 gegeben.

Im Bereich des Bauwesens ist es erst in den letzten Jahren zu einer größeren Anwendung der Bruchmechanik gekommen, im Besonderen zur Abschätzung der Restlebensdauer von bestehenden Stahlbrücken [7.6], [7.7]. Ferner findet die Bruchmechanik auch Anwendung zur Festlegung von zulässigen Blechdicken zur Vermeidung der Sprödbbruchgefahr [1.19].

3.4.7 Bewertung der Nachweiskonzepte

Die rein experimentelle Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktion ist bei Verwendung von Originalbauteilen unter realen Umweltbedingungen das aussagekräftigste Verfahren zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit. Aufgrund der großen Streuungen bei Ermüdungsversuchen ist jedoch eine große Anzahl an Versuchskörpern notwendig. Die Bestimmung der Ermüdungssicherheit ist damit sehr kosten- und zeitintensiv.

Die Vorteile des Nennspannungskonzept liegen vor allem in seiner Einfachheit. Es stößt jedoch an seine Grenzen, wenn Konstruktionsdetails zu beurteilen sind, die nicht in den Kerbfallkatalogen gängiger Normen und Richtlinien [1.1]-[1.5], [4.27] enthalten sind. Abweichende Konstruktionen können nur mittels Vergleich mit vorhandenen Kerbfällen mehr oder wenig treffend eingeordnet werden und damit nur näherungsweise beurteilt werden.

Das Struktur- und Kerbspannungskonzept ist als Weiterentwicklung des Nennspannungskonzepts anzusehen. Die Nachweiskonzepte sind jedoch allgemeiner als das Nennspannungskonzept gehalten, da der Einfluss der Geometrie auf das örtliche Schädigungsverhalten nicht direkt durch die *Wöhlerlinie* des Kerbdetails sondern über die im Einzelfall zu ermittelnde Struktur- bzw. Kerbspannung berücksichtigt wird. Somit besteht die Möglichkeit gleichartige Bauteile mit wenigen Struktur- bzw. Kerbspannung*wöhlerlinien* zu erfassen. Der Vorteil des Kerbspannungskonzepts im Vergleich zum Strukturspannungskonzept liegt darin, dass die lokalen Geometrieparameter der Schweißnaht mit erfasst werden können. Rückschlüsse auf den genauen lokalen Anrissort sind daher beim Kerbspannungskonzept besser möglich. Die Anwendung der beiden Konzepte setzt jedoch die Kenntnis der Struktur- bzw. der örtlichen Kerbspannung voraus. Können diese Spannungen nicht durch Anwendung einfacher parametrisierten Formeln aus der Literatur ermittelt werden, sind aufwändige Finite Element Berechnungen erforderlich.

Das Kerbgrundkonzept besitzt den Vorteil der universellen Anwendbarkeit, beschränkt sich jedoch auf die Phase der Rissentstehung eines Bauteils. Die notwendigen Werkstoffkenndaten basieren allgemeingültig auf experimentellen Untersuchungen an einachsigen beanspruchten ungekerbten Werkstoffproben und können damit rechnerisch auf den Kerbgrund eines beliebigen Bauteils übertragen werden. Die Möglichkeit der rechnerischen Erfassung von bauteilrelevanten Einflussgrößen wie Mittelspannung, Eigenspannung, Größe ist dabei gegeben. Anriss*wöhlerlinien* für das Nennspannungskonzept können somit rechnerisch abgeschätzt werden. Diese hängen jedoch stark von den getroffenen Annahmen ab. Das Kerbgrundkonzept setzt einen erfahrenen Anwender voraus, da die einzelnen Module zu einem komplexen Vielparameterproblem führen. Es eignet sich daher nicht zur allgemeinen Anwendung in der Baupraxis.

Beim Rissfortschrittskonzept ergeben sich sinngemäß die gleichen Vor- und Nachteile wie beim Kerbgrundkonzept. Es beschränkt sich jedoch auf die Risswachstumsphase unter Vernachlässigung der Rissentstehungsphase. Insbesondere bei Schweißverbindungen hat sich aufgrund der im Regelfall vorhandenen Schweißnahtimperfectionen die Anwendung der linear elastischen Bruchmechanik unter Vernachlässigung der Rissentstehungsphase zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung bewährt [4.48], [5.5], [7.8]. Untersuchungen [5.5], [5.27] zeigten, dass auch bei vorhandenen Druckeigenspannungen am Schweißnahtübergang eine Abschätzung der Lebensdauer allein mit der linear elastischen Bruchmechanik unter Berücksichtigung von Risschließeffekten möglich ist. Dies ist allerdings aufgrund der schwingspielweisen Integration sehr zeitintensiv, siehe Abschnitt 8.2.3.5.

Insbesondere bei nachbehandelten Konstruktionsdetails und im Dauerfestigkeitsbereich bringt daher eine Berücksichtigung der Anrisslebensdauer zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung Vorteile. Um rechnerisch Rissentstehung als auch Rissfortschritt zu erfassen, haben sich so genannte Mischkonzepte zur Bewertung der Ermüdungssicherheit und zur Abschätzung von rechnerischen *Wöhlerlinien* bewährt [4.10]-[4.12], [4.47], [4.49], [4.50]. Die Berechnung der Gesamtlebensdauer erfolgt dabei durch eine Kombination von Kerbgrund- und Rissfortschrittskonzept, wobei jedoch die Problematik der Definition einer zutreffenden Anrisslänge zur Abgrenzung beider Verfahren besteht.

3.5 Regelungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife

3.5.1 Allgemeines

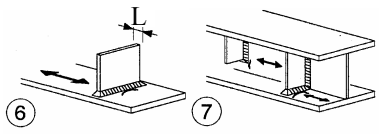
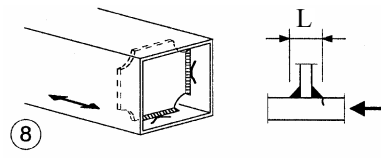
Aufgrund wesentlicher inhaltlicher Unterschiede beim Betriebsfestigkeitsnachweis und dem Sicherheitskonzept nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] (bzw. DIN-Fachbericht 103 [1.1]) mit den bisherigen Regelungen in DIN 4132 [1.4] (bzw. der Zulassung Z-30.1-1 [1.6] und DASt-Richtlinie 011 [1.16]) und der DS 804 [1.18] ist ein direkter Vergleich der Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ am Konstruktionsdetail der Quersteife nicht möglich, siehe Abschnitt 3.4.2.

In Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] wird davon ausgegangen, dass geschweißte Bauteile Schweißbeigenspannungen in Höhe der Streckgrenze an der kritischen Anrissstelle haben und die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ dadurch unabhängig von der Mittelspannung ist. Im Gegensatz dazu erfolgt in bisherigen Regelungen die Angabe der Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit der Mittelspannung. Die Ursache liegt voraussichtlich darin, dass die Ermüdungsfestigkeitswerte mit Versuchsergebnissen aus Kleinprüfkörpern ermittelt wurden und diese im Allgemeinen nur geringe bis mäßige Schweißbeigenspannungen besitzen [4.15], siehe auch Abschnitt 3.3.5.2. Sowohl die bisherigen Regelungen als auch die neuen Regelungen gehen allerdings davon aus, dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ im Grundsätzlichen unabhängig von der Streckgrenze ist.

3.5.2 Eurocode 3

Das Konstruktionsdetail der Quersteife wird für das Nennspannungskonzept, siehe Abschnitt 3.4.2, nach Eurocode Teil 1-9 [1.2] bzw. nach DIN-Fachbericht [1.1] bei Abständen der Schweißnahtfußpunkte L bis 50mm unabhängig vom Spannungsverhältnis und der Streckgrenze der Stahlsorte in Kerbgruppe 80 eingestuft, siehe Tabelle 3.1. Die Kerbgruppe 80 stellt hierbei die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c=80\text{N/mm}^2$ bei $2 \cdot 10^6$ Schwingspielen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U=95\%$ und einem zweiseitigen Vertrauensintervall von 75% dar, was einer Überlebenswahrscheinlichkeit von ungefähr $P_U=97,7\%$ entspricht. Bei Abständen der Schweißnahtfußpunkte L zwischen 50 und 80mm ist die Ermüdungsfestigkeit nach Eurocode Teil 1-9 [1.2] bzw. nach DIN-Fachbericht [1.1] auf $\Delta\sigma_c=71\text{N/mm}^2$ abzumindern. Die zugehörige *Wöhlerlinie* besitzt nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] eine Steigung von $m=3$ und einen Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit bei $N_D=5 \cdot 10^6$ Schwingspielen, siehe Abschnitt 3.4.2. Die entsprechende *Wöhlerlinie* für das Konstruktionsdetail der Quersteife mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=80\text{N/mm}^2$ kann Bild 3.11 entnommen werden. Da die ertragbare Spannungsschwingbreite unabhängig von der Mittelspannung ist, ergeben sich sinnvolle Einsatzbereiche von höherfesten Stähle in Konstruktionen mit hohen Mittelspannungen aus ständiger Last und kleinen Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ aus der Verkehrslast, z.B. weit gespannte Brücken. Die höheren Streckgrenzen f_y von höherfesten Baustählen kann unter dieser Situation voll ausgenutzt werden, siehe Bild 3.12.

Tabelle 3.1: Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für das Konstruktionsdetail Quersteife nach Eurocode 3 [1.2]

Kerbgruppe	Konstruktionsdetail		Beschreibung	Anforderung
80	$L \leq 50\text{mm}$		<u>Quersteifen:</u> 6: Quersteife auf Platte. 7: Vertikalsteifen in Walzträgern oder geschweißten Blechträgern.	7: Wenn die Steifen im Stegblech enden, ist die Spannungsschwingbreite der Hauptspannungen zu verwenden.
71	$50 < L \leq 80\text{mm}$		8: Am Steg oder Flansch angeschweißte Querschotte in Kastenträgern.	

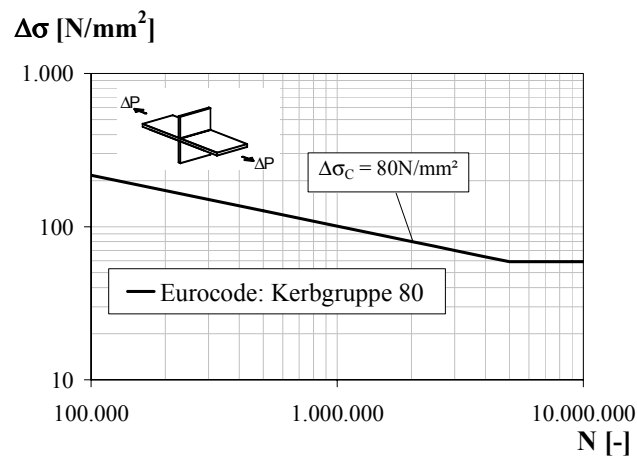


Bild 3.11: Wöhlerlinie für das Konstruktionsdetail der Quersteife nach Eurocode 3

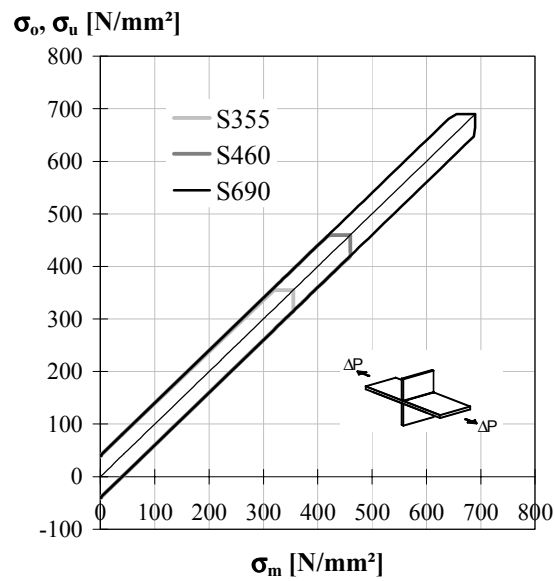


Bild 3.12: Grenzspannungen nach Eurocode 3 in Abhängigkeit der Stahlsorte und Mittelspannung σ_m

3.5.3 Zusammenfassung

Bestehende Untersuchungen zeigen, dass die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen im unbehandelten Zustand nahezu unabhängig von der Streckgrenze des Grundwerkstoffs ist. Sowohl die bisherigen Regelungen in DIN 4132 [1.4] und DS 804 [1.18] als auch die neuen Regelungen nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] (bzw. DIN-Fachbericht 103 [1.1]) gehen beim Betriebsfestigkeitsnachweis daher davon aus, dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ unabhängig von der Streckgrenze ist. Die Vorteile des hohen Festigkeitspotentials von höherfesten Baustählen lassen sich daher in unbehandelten Schweißkonstruktionen unter Ermüdungsbeanspruchung in vielen Fällen nicht ausnutzen, siehe z.B. Studie für den Verbundbrückenbau in Abschnitt 2.5.4. Um einen effektiven Einsatz von höherfesten Baustählen auch in diesen Schweißkonstruktionen zu ermöglichen, ist daher eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit insbesondere an kritischen Konstruktionsdetails notwendig. Vorteile beim Einsatz von höherfesten Baustählen ergeben sich jedoch insbesondere bei Schweißkonstruktionen, wenn eine Verlängerung der Rissentstehungsphase erreicht wird. Dies kann zum Einen durch ein ermüdungsgerechtes Konstruieren oder durch die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren erreicht werden.

4 Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit

4.1 Übersicht

In der bisherigen Arbeit konnte gezeigt werden, dass ein effektiver Einsatz von höherfesten Baustählen unter Ermüdungsbeanspruchung in vielen Fällen erst durch eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit an kritischen Konstruktionsdetails möglich ist. In diesem Kapitel erfolgt eine übersichtliche Darstellung unterschiedlicher Möglichkeiten und Verfahren zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen. Dabei ist neben einer kurzen allgemeinen Beschreibung zur kerbarmen Detailausbildung eine übersichtliche Zusammenstellungen und Bewertung unterschiedlicher Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung und den dazu bestehenden Bemessungsempfehlungen gegeben.

4.2 Allgemeines

Eine vorteilhafte Anwendung von höherfesten Baustählen bietet sich bei ermüdungsbeanspruchten Schweißverbindungen im Allgemeinen nur an, wenn beim Einsatz von niedrigfesten Stählen nicht die Ermüdungsfestigkeit sondern die statische Festigkeit bemessungsmaßgebend ist. Um die Einschränkung der Vorzüge von höherfesten Stählen infolge der Ermüdungsfestigkeit zu begegnen, sollten kerbscharfe Schweißdetails daher möglichst in wenig beanspruchte Bereiche einer Konstruktion gelegt werden.

Falls diese Möglichkeit wie in vielen realen Konstruktionen nicht besteht, ist andernfalls eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit erforderlich. Diese kann insbesondere durch eine Verlängerung der Rissentstehungsphase mit Vorzügen beim Einsatz von höherfesten Baustählen erreicht werden, siehe Abschnitt 3.3.3. Ein Überblick über mögliche Maßnahmen zur Erhöhung der Ermüdungssicherheit ist in Bild 4.1 gegeben.

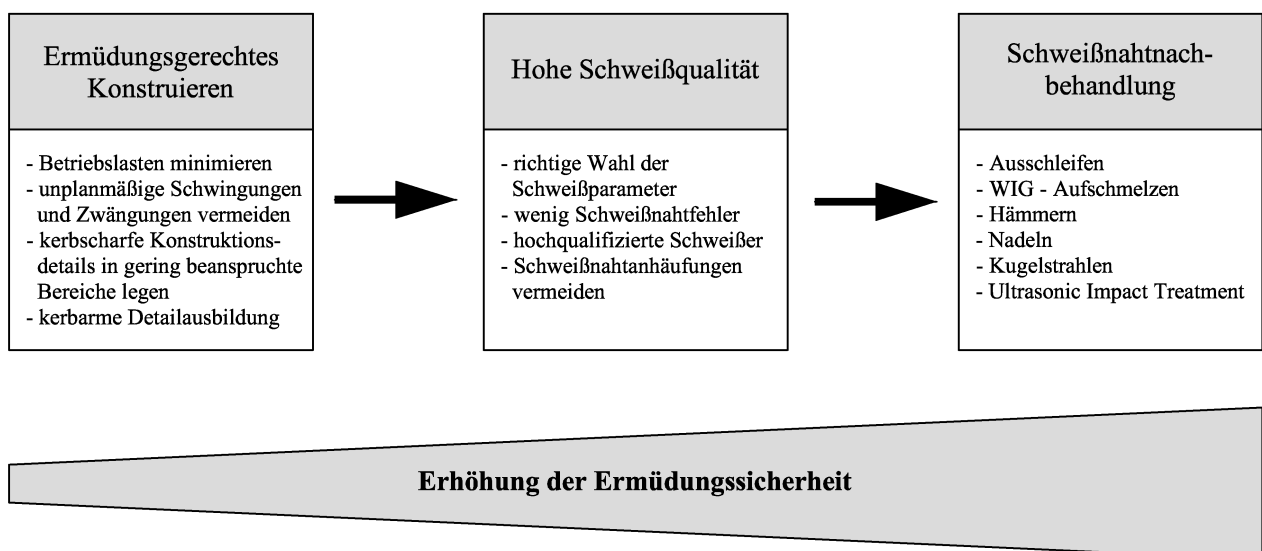


Bild 4.1: Maßnahmen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit

4.3 Ermüdungsgerechtes Konstruieren

4.3.1 Kerbarme Detailausbildung

Eine Verlängerung der Rissentstehungsdauer kann bei vielen Konstruktionsdetails schon konstruktiv durch eine kerbarme Detailausbildung mit einer Verringerung der Kerbwirkung verwirklicht werden, z.B. durch die Ausbildung von fließenden Übergängen und Abrundungen an kritischen Stellen, siehe Bild 4.2. Für eine große Anzahl typischer Konstruktionsdetails des Stahlbaus, wie der Quersteife, sind solche kerbarmen Detailausbildungen allerdings konstruktiv schwer ausführbar. Weitere ausführlichere Empfehlungen für eine kerbarme Ausbildung von Konstruktionsdetails können z.B. [4.51] entnommen werden.

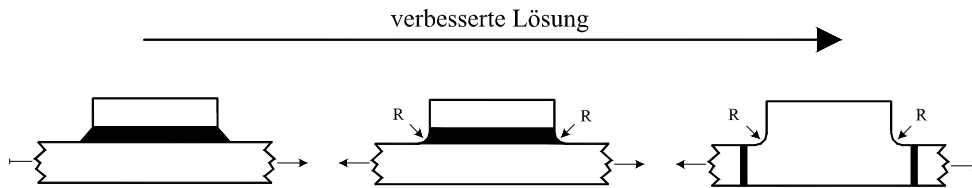


Bild 4.2: Verbesserung des Kraftflusses durch kerbarme Detailausbildung nach [4.51]

4.3.2 Hohe Schweißqualität

Um bei ermüdungsbeanspruchten Schweißkonstruktionen eine erhöhte Ermüdungsfestigkeit zu erreichen ist insbesondere auf eine hohe Schweißqualität zu achten. Vorhandene Unregelmäßigkeiten dürfen vorgegebenen Grenzen nicht überschreiten. Im Regelfall sollten daher mindestens die Grenzwerte der Bewertungsgruppe B nach DIN EN 5817 [1.20] eingehalten werden, da größere Schweißnahtfehler zu einer deutlichen Reduktion der Ermüdungsfestigkeit führen können. Im Gegensatz dazu führen im Regelfall überdurchschnittlich gute Schweißnahtausführungen mit milden Nahtübergängen zu einer Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit. Diese positiven Effekte können jedoch bisher nicht in den Ermüdungsnachweisen berücksichtigt werden, führen jedoch zu einem zusätzlichen Sicherheitsgewinn.

Im Weiteren ist bei Schweißkonstruktionen darauf zu achten, dass lokale Anhäufungen von Schweißnähten möglichst vermieden werden. Dabei sind insbesondere Schweißnahtansätze und -enden in wenig beanspruchte Bereiche zulegen.

4.4 Schweißnahtnachbehandlungsverfahren

4.4.1 Allgemeines

Die örtlich begrenzte Anwendung von Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung bietet die Möglichkeit, die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen, speziell aus höherfesten Stählen, entscheidend zu verbessern. In vielen Bereichen des Maschinenbaus werden diese Verfahren bereits standardmäßig angewandt. Im entsprechenden Bereich des Bauwesens, dem Stahlbau, ist der Einsatz dieser Nachbehandlungsverfahren bisher sehr begrenzt. Ursache hierfür sind u.a. die gegenwärtigen Normen [1.1]-[1.6], die bisher keine Möglichkeit bieten, die Vorteile dieser Verfahren zu nutzen.

4.4.2 Übersicht

Die Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung die zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen dienen, können grundsätzlich in die beiden folgenden Hauptgruppen unterteilt werden.

- Verfahren mit einer Verringerung der Kerbschärfe am Schweißnahtübergang,
- Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung (Erzeugung von Druckeigenstress am Schweißnahtübergang).

Eine Übersicht über die gängigsten bestehenden Nachbehandlungsverfahren ist in Bild 4.3 gegeben. Im Weiteren werden diese Verfahren kurz vorgestellt. Auf thermische Nachbehandlungsverfahren wie z.B. das Spannungsarmglühen wird im Rahmen dieser Arbeit nicht eingegangen.

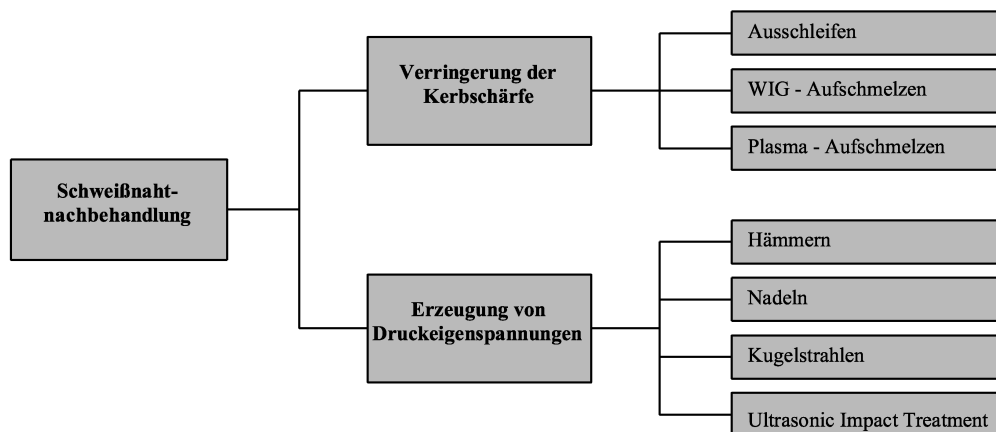


Bild 4.3: Übersicht über bestehende Nachbehandlungsverfahren

4.4.3 Anwendungsgrenzen

Die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren beschränkt sich auf eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang. Eine mögliche Verlagerung des Anrisses in die Schweißnahtwurzel muss daher bei allen Konstruktionsdetails berücksichtigt werden, siehe Bild 4.4.

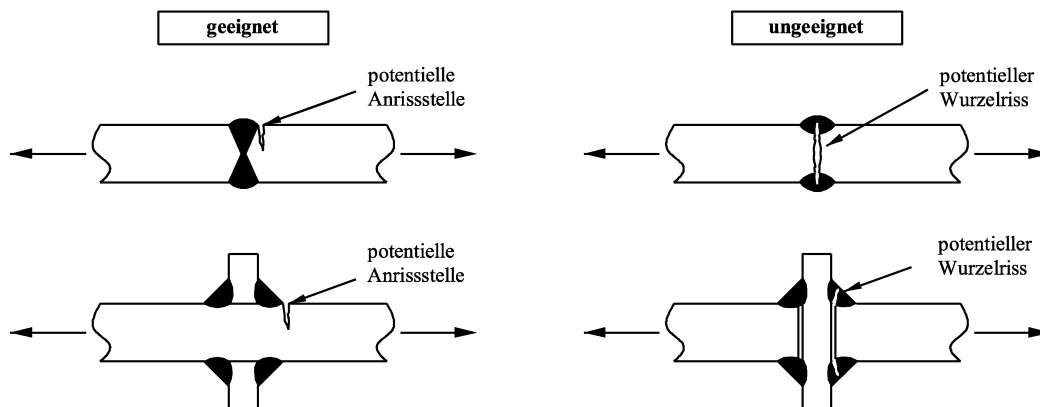


Bild 4.4: Geeignete und ungeeignete Konstruktionsdetails für die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren

4.4.4 Verringerung der Kerbschärfe

4.4.4.1 Allgemeines

Kerben jeglicher Art führen zu einer Störung des Kraftflusses innerhalb eines Bauteils und verursachen dadurch starke lokale Spannungsspitzen, die die Ermüdungsfestigkeit deutlich herabsetzen, siehe Abschnitt 3.3.2. Eine Reduktion der Kerbwirkung am Schweißnahtübergang führt insbesondere bei Schweißverbindungen zu einer erheblichen Verlängerung der Rissentehungsdauer. Speziell höherfeste Stähle profitieren aufgrund der höheren Kerbempfindlichkeit und der höheren Ermüdungsfestigkeit des Grundmaterials davon, siehe Abschnitt 3.3.3.

4.4.4.2 Ausschleifen

Das flächige Überschleifen der Schweißnähte bei voll durchgeschweißten Stumpfstoßen ist ein bei der Herstellung und Fertigung von Brückentragwerken übliches Verfahren zur Beseitigung von Nahtüberhöhungen und Schweißspritzern. Diese Maßnahme zur Qualitätssicherung hat gleichzeitig einen positiven Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit. Neben der Verbesserung der Kerbform werden Mikrorisse am Schweißnahtübergang beseitigt. Die Rissentehungszeit wird ohne großen zusätzlichen Aufwand erheblich verlängert. Eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch Überschleifen kann auch schon in den gegenwärtigen Normen [1.1]-[1.6] bei vielen Konstruktionsdetails erreicht werden. Zum Beispiel kann nach DIN-Fachbericht 103 [1.1] durch das Blechebenschleifen eines Stumpfstoßes die Ermüdungsfestigkeit von Kerbgruppe 80 auf Kerbgruppe 112 erhöht werden.

Bei einer weiterentwickelten Methode, dem lokalen Ausschleifen der Schweißnahtübergänge (burr grinding) an kerbscharfen Konstruktionen wird insbesondere auf die Ausarbeitung eines gleichmäßigen Schweißnahtübergangs geachtet. Dabei soll der Ausradius nicht weniger als 25% der Blechdicke betragen. Aufgrund der schlechten Zugänglichkeit und des damit verbundenen großen Zeitaufwandes ist dieses Verfahren aus wirtschaftlichen Gründen jedoch bei vielen Konstruktionsdetails wie z.B. den am Gurt angeschweißten Querstreifen nicht sinnvoll einsetzbar. Eine große Anzahl von Untersuchungen [4.22], [5.6]-[5.12] zeigen jedoch bei sorgfältiger Ausführung mit Hilfe von pneumatischen, hydraulischen oder elektrischen Schleifmaschinen die Wirksamkeit dieses Nachbehandlungsverfahrens.

Empfehlungen zur Ausführung und Bewertung nach dem Nennspannungskonzept sind für das Nachbehandlungsverfahren des lokalen Ausschleifens von Schweißnahtübergängen in [5.10] gegeben. Es wird empfohlen, die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails mit Anrissbeginn vom Nahtübergang bei niedrigfesten Stählen um 30% und bei höherfesten Stählen um 50% bis maximal auf die Kerbgruppe 100 zu erhöhen. Die Ergebnisse einer umfassenden Auswertung von vorhandenen Versuchsergebnissen für unterschiedliche Konstruktionsdetails und Stahlsorten ist in [5.11] gegeben.

4.4.4.3 WIG-Aufschmelzen

Beim WIG-Aufschmelzen findet durch ein nachträgliches Aufschmelzen der Schweißnaht ein Ausrunden des Schweißnahtübergangs und eine damit verbundene Verringerung der Kerbschärfe statt, siehe Bild 4.5. Einbrandkerben und Schweißnahtfehler im Oberflächenbereich werden dabei außerdem entfernt. Das Aufschmelzen erfolgt dabei mit einem Standard WIG-Schweißgerät ohne der Verwendung eines Zusatzwerkstoffs. Das Verfahren besitzt den Vorteil, dass es von vielen Stahlbauunternehmen standardmäßig eingesetzt werden kann. Nachteilig ist, dass das nochmalige Aufschmelzen möglichst in Wannennlage bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten erfolgen muss.

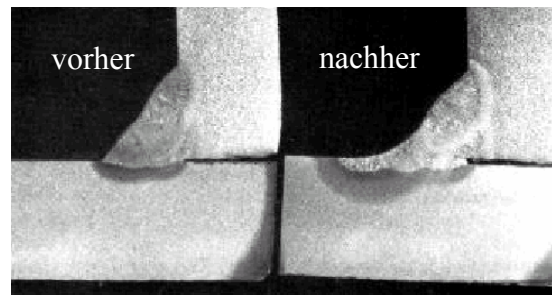


Bild 4.5: Ausrunden des Schweißnahtübergangs durch WIG-Aufschmelzen [5.10]

Ausführungsempfehlungen für das WIG-Aufschmelzen sind z.B. in [5.10], [5.12], [5.13] gegeben. Dabei wird jedoch ausdrücklich empfohlen, die einzelnen Ausführungsparameter wie Schweißstrom, Vorschubgeschwindigkeit und Vorwärmtemperatur auf die jeweilige Situation durch einfache Vorversuche abzustimmen.

Die Anwendung des WIG-Aufschmelzens besitzt den Vorteil, dass bei der Beurteilung auf eine große Anzahl von Versuchsergebnissen an unterschiedlichen Konstruktionsdetails und Stahlsorten sowohl an Kleinprüfkörpern als auch an Bauteilen zurückgegriffen werden kann [5.3], [5.10]-[5.21]. Dabei handelt es sich bei einem Großteil der Versuche um höherfeste Baustähle der älteren Generation. Die Höhe der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit variiert dabei stark in Abhängigkeit des Konstruktionsdetails und der Stahlsorte. Es wird z.B. in [5.20], [5.21] von Verbesserungen um nur ca. 10% bei Stumpfnähten aus niedrigfesten Stählen und von Verbesserungen um ca. 140% bei Kehlnahtverbindungen aus hochfesten Stahl berichtet. Durchschnittliche Erhöhungen liegen jedoch im Bereich von 50-70% [5.22]. Eine umfassende Auswertung von Ermüdungsversuchen an unterschiedliche Konstruktionsdetails und Stahlsorten ist ebenfalls in [5.11] gegeben.

Empfehlungen für die Bewertung der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept sind für die Anwendung des WIG-Aufschmelzens in [5.10] gegeben. Es wird empfohlen, die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails mit Anrissbeginn am Nahtübergang bei niedrigfesten Stählen um 30% und bei höherfesten Stählen um 50% bis maximal auf die Kerbgruppe 100 zu erhöhen.

4.4.5 Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung

4.4.5.1 Allgemeines

Bei den Verfahren der mechanischen Oberflächenbehandlung werden mit geeigneten Mitteln (z.B. Hämmern, Nadeln, Beschießen mit Teilchenstrahl) oberflächennahe Schichten elastisch-plastisch kaltverformt und verfestigt. Die elastisch-plastische Verformung ist unmittelbar an der Oberfläche am größten und nimmt mit wachsender Oberflächenentfernung ab. Dabei wird die theoretische Verlängerung der Oberflächenschicht durch den darunter liegenden Werkstoffbereich elastisch behindert. Es entstehen somit aus Gleichgewichtsgründen Druckeigenstressungen an der Oberfläche und Zugeigenstressungen in den darunter liegenden Werkstoffbereichen [5.23].

Gerade das Einbringen von Druckeigenstressungen an bzw. dicht unter der Oberfläche bis zu einer Tiefe, die etwa dem technischen Anriss entspricht (ca. 0,5mm), ist für die nachhaltige Steigerung der Ermüdungsfestigkeit von wesentlicher Bedeutung, siehe Abschnitt 3.3.5.1. Probabilistische Untersuchungen in [5.24] zeigen, dass insbesondere die Qualität der Nachbehandlung, ausgedrückt in den Streuungen der eingebrachten Druckeigenstressungen, wesentlich für die Wirksamkeit Ermüdungsfestigkeitsverbesserung bedeutend ist.

Die Verfahren der mechanischen Oberflächenbehandlung können besonders in Konstruktionen aus höherfesten Baustählen sehr wirkungsvoll eingesetzt werden, da diese Stähle höhere Druckeigenstressungen entwickeln und im Vergleich zu niedrigfesten Stählen eine größere Eigenspannungsempfindlichkeit besitzen, siehe Abschnitt 3.3.5.4. Im Weiteren besitzen höherfeste Baustähle auch den Vorteil, dass der Abbau der positiven Druckeigenstressungen infolge Überlasten durch die vergleichsweise höheren elastischen Dehnungsanteile verzögert ist.

4.4.5.2 Entstehung von Druckeigenstressungen

Für eine genaue analytische Bestimmung von Druckeigenstressungen infolge einer mechanischen Oberflächenbehandlung wäre eine Beschreibung der komplexen Entstehungsvorgänge unter Berücksichtigung von Verfestigung, bestehenden Eigenspannungszustand, Geometrie, Nachbehandlungsbedingungen und der lokalen Mikrostruktur der unterschiedlichen Gefügezonen sowie deren gegenseitigen Zusammenhänge erforderlich. Ein Grossteil dieser Parameter ist bei Schweißverbindungen nicht bekannt. Eine zuverlässige Bestimmung von Druckeigenstressungen infolge einer mechanischen Oberflächennachbehandlung erfolgt daher im Regelfall mit Hilfe experimenteller Methoden.

Zur Beschreibung der Entstehungsvorgänge von Druckeigenstressungen infolge einer mechanischen Oberflächenbehandlung wird jedoch im Folgenden ein vereinfachtes ingenieurmäßiges Modell nach [5.25] verwendet, das auf Grundlage eigener numerische Berechnungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) in Abschnitt 7.3.2 überarbeitet wurde.

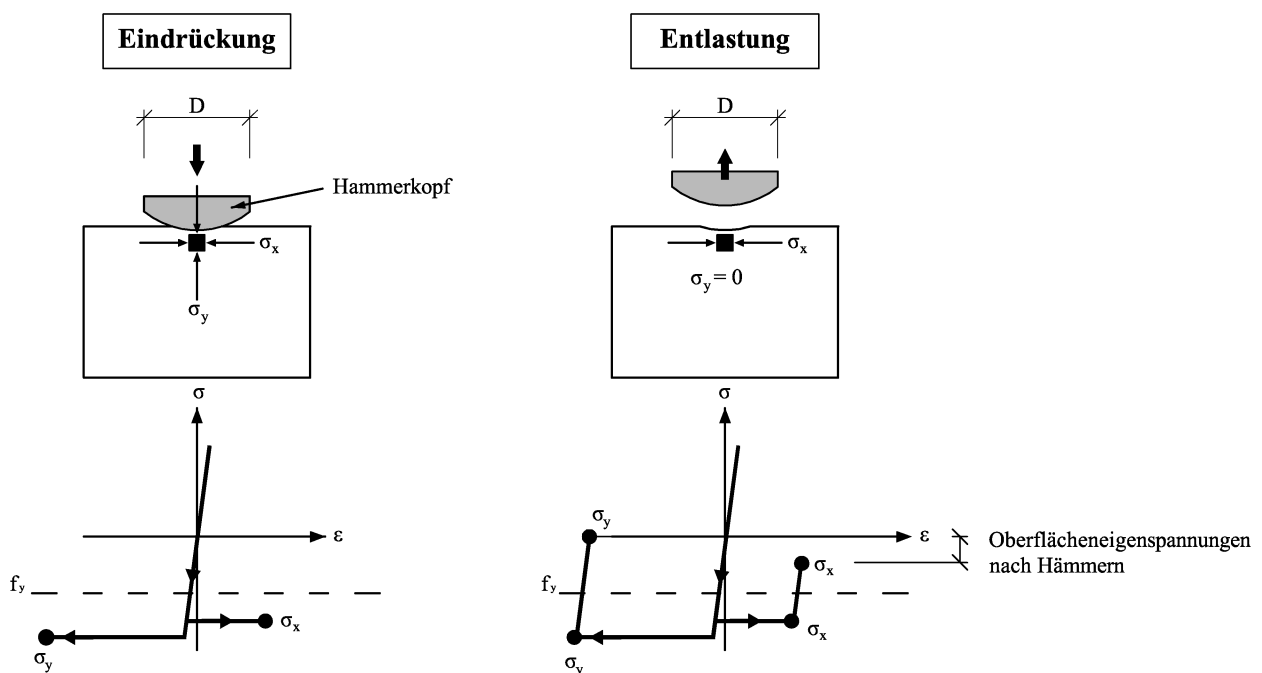


Bild 4.6: Vereinfachtes Modell zur Beschreibung der Entstehungsvorgänge von Druckeigenstressungen durch Hämmern

Beim Kontaktieren des Hammerkopfs bleibt das Werkstoffverhalten zuerst elastisch. Die größten Spannungen und somit auch das erste Fließen des Werkstoffs treten nach der Theorie von Hertz [3.11] nicht an der Oberfläche sondern in einer Tiefe von etwa dem halben Radius des Hammerkopfes auf. Die Fließspannungen liegen jedoch wegen des 3-axialen Spannungszustands weit über der einachsigen Fließgrenze. Die Druckspannungen σ_x senkrecht zur Naht entstehen aufgrund von Verträglichkeitsbedingungen, da die Dehnungen aus der Querkontraktion infolge des Fließvorgangs in σ_y -Richtung (*Poisson's Effekt*) durch die nebenliegenden Werkstoffbereiche behindert

werden. Beim Entlasten gehen die Spannungen an der Oberfläche in σ_y -Richtung auf null zurück. In σ_x -Richtung entstehen im Oberflächenbereich infolge der elastischen Rückdehnung der umliegenden Bereiche Druckeigenstressungen, die im Gleichgewicht mit tieferliegender Werkstoffbereiche liegen. Die Größe und der Tiefenverlauf der Druckeigenstressungen sind dabei vor allem von dem Volumen der plastizierten Werkstoffbereiche, aber auch vom Ausgangseigenstressungszustand durch den Schweißprozess abhängig [5.25].

4.4.5.3 Abbau von Druckeigenstressungen

Wie bereits in Abschnitt 3.3.5.4 beschrieben, führen hohe Beanspruchungen durch Plastizierungen und Spannungsumlagerungen zu einem quasi-statischen oder auch allmählichen Abbau von Eigenstressungen.

In Untersuchungen an Längssteifen zur Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln konnte in [5.5] festgestellt werden, dass sich Druckeigenstressungen nach 1000 Lastspielen mit einem maximalen Nennspannungsniveau von 200N/mm^2 und einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ reduzieren. Nach dem Aufbringen von weiteren 1000 Lastspielen mit einem maximalen Nennspannungsniveau von 256N/mm^2 konnte keine weitere Eigenstressungsreduktion festgestellt werden.

Weitere Untersuchungen an Hohlprofilknoten in [5.26] zeigten, dass bei Ermüdungsversuchen bei denen die Prüfkörper vorab mit einzelnen Vorlasten beansprucht wurden die Effektivität einer Kugelstrahlbehandlung bei Drucklasten ab einer Höhe von ca. 65% der Streckgrenze aufgrund des Eigenstressungsabbaus abnimmt. Es zeigte sich jedoch auch, dass Zugvorlasten keinen Einfluss auf die Effektivität einer Nachbehandlung besitzen.

Untersuchungen zur Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Nadeln und Hämmern in [5.27] zeigten, dass die Form des Beanspruchungskollektivs aufgrund von Reihenfolgeeffekten einen großen Einfluss auf den Betriebsfestigkeitsnachweis bei diesen Nachbehandlungsverfahren besitzt. Als Haupteinflussfaktoren zeigten sich dabei neben der Spannungsschwingbreite insbesondere die maximalen Spannungen. Weitere Untersuchungen mit variabler Beanspruchung in [5.28] zeigten ebenfalls, dass die Effektivität einer UIT-Behandlung bei Betriebslastkollektiven leicht abnimmt. Dies ist vermutlich vor allem auch auf einen schnellen Abbau der Eigenstressungen durch hohe anfängliche Beanspruchungen zurückzuführen. Da die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bei den Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung vor allem auf dem Einbringen von Druckeigenstressungen beruht, ist insbesondere ein vorzeitiger quasi-statischer Eigenstressungsabbau durch einzelne hohe Spannungsschwingbreiten auszuschließen. Ein allmählicher Eigenstressungsabbau ist dagegen schon in den experimentellen Ergebnissen der Ermüdungsversuche enthalten.

Zur Beschreibung des vorzeitigen (quasi-statischen) Abbaus von Druckeigenstressungen kann ein einfaches ingenieurmäßiges Modell mit einer einmaligen Drucklast verwendet werden. Die eingebrachten Druckeigenstressungen infolge der Oberflächenbehandlung werden dabei mit den Spannungen aus der Belastung überlagert, siehe Bild 4.7. Beim Erreichen der Fließgrenze f_y wird die elastische Spannungsverteilung mit der Spannungsspitze am Kerbgrund durch eine plastische Spannungsumlagerung in weniger beanspruchte Bereiche abgeflacht, was aufgrund der lokalen Kerbspannungserhöhung K_t am Kerbgrund und der im Regelfall hohen Druckeigenstressungen an der Oberfläche σ_E schon bei geringen Beanspruchungen der Fall ist.

Beim anschließenden elastischen Entlasten erfolgt ein quasi-statischer Abbau der Druckeigenstressungen an der Bauteiloberfläche. Ein quasi-statischer Abbau der Druckeigenstressungen erfolgt somit näherungsweise sobald die aufgebrachte Nenndruckspannung σ_D den folgenden Wert übersteigt:

$$\sigma_D > (f_y - \sigma_E) / K_t \tag{4.1}$$

Die vorhandenen Druckeigenstressungen σ_E werden dabei an der Bauteiloberfläche näherungsweise um den Betrag σ_A infolge der plastischen Spannungsumlagerung abgebaut:

$$\sigma_A = \sigma_E + K_t \cdot \sigma_D - f_y \tag{4.2}$$

mit

$\sigma_D, \sigma_A, \sigma_E$ siehe Bezeichnungen in Bild 4.7

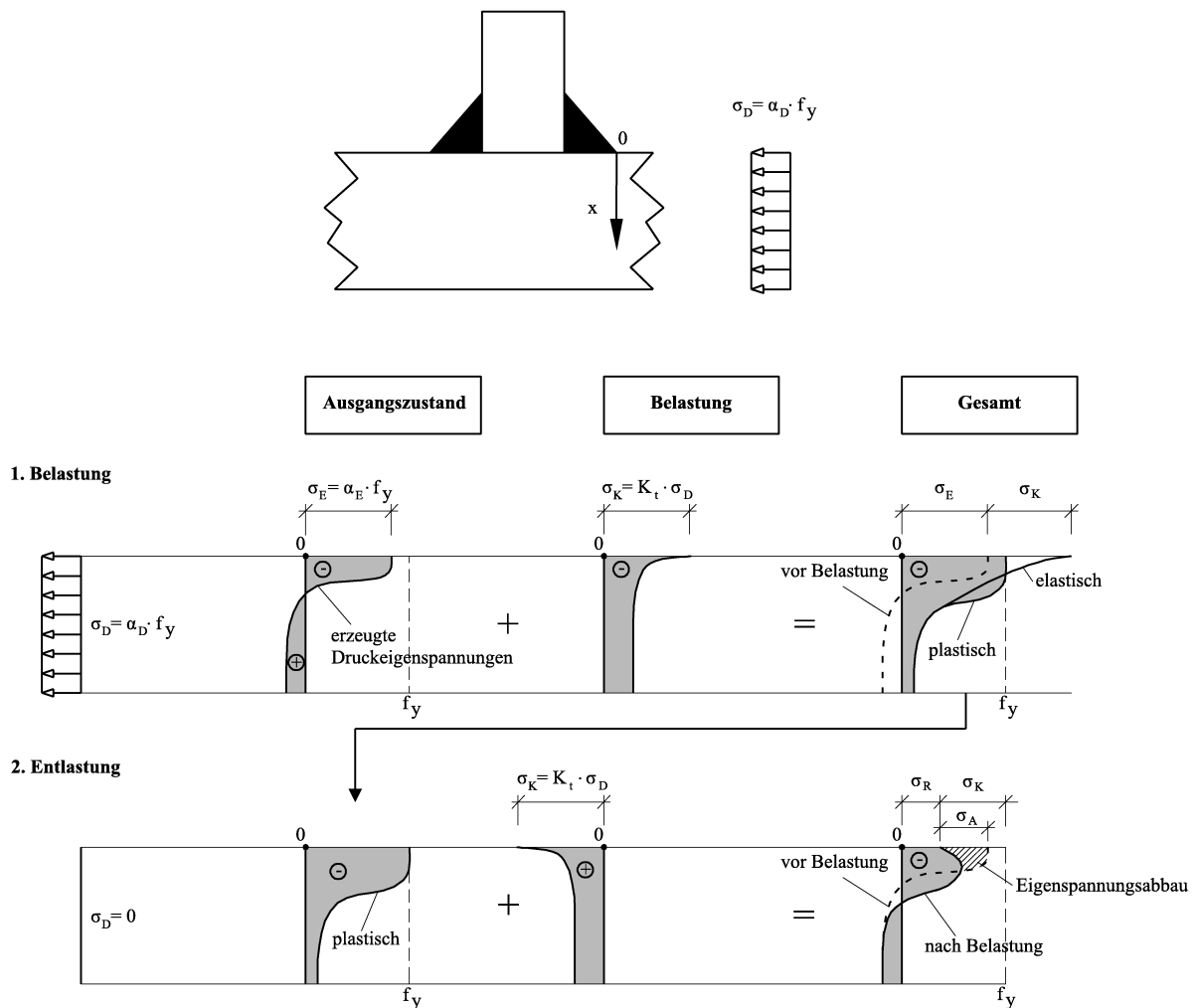


Bild 4.7: Vereinfachtes Modell zur Beschreibung des quasi-statischen Abbaus von Druckeigenstressungen durch Drucklasten

4.4.5.4 Kugelstrahlen

Im Gegensatz zum im Stahlbau üblichen Reinigungs- oder Raustrahlen ist das Kugelstrahlen eine mechanische Oberflächennachbehandlung, bei der die zu behandelnde Oberfläche mit eindeutig definierten und auf den Werkstoff genau abgestimmten Strahlparametern gestrahlt wird. Dabei wird meist annähernd kugelförmiges Strahlmaterial in Strahlanlagen unterschiedlicher Art beschleunigt und mit großer Geschwindigkeit auf die Oberfläche des zu behandelnden Bauteils geschossen.

Durch den Aufprall des Strahlguts erfolgt eine Verfestigung der Oberfläche und es werden Druckeigenstressungen bis in Tiefen von 0,2 bis 0,5mm der oberflächennahen Werkstoffschicht erzeugt, deren genauen Beträge und Tiefenverläufe eine große Variationsbreite in Abhängigkeit von Strahlmittel, Strahlintensität, Überdeckungsgrad und Auftreffwinkel zeigen [5.29], [5.30]. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit ist somit von der jeweiligen Anwendungssituation abhängig.

Das Kugelstrahlen ist ein sehr flexibles Oberflächennachbehandlungsverfahren, da es sich an Bauteilen mit beliebigen Abmessungen und beliebiger Geometrie mit Kerbstellen wie Querschnittübergänge, Hohlkehlen, Bohrungen anwenden lässt [5.4]. Aufgrund der komplexen Strahlanlagen ist eine wirtschaftliche Anwendung nur an Bauteilen der Serienfertigung, z.B. Federn, Pleuel oder Zahnräder sinnvoll. Für den Stahlbau, bei denen die Konstruktionen zum großen Teil aus Einzelfertigungen bestehen ist der Einsatz des Kugelstrahlens eher ungeeignet.

Das Reinigungs- oder Raustrahlen, in der Umgangssprache auch häufig Sandstrahlen genannt, wird dagegen zum Entfernen von Rost und Zunderschichten bei metallischen Oberflächen und zur Oberflächenvorbereitung für nachfolgende Behandlungen, wie Lackierungen oder Pulverbeschichtungen verwendet. Dabei werden auch Druckeigenstressungen in der oberflächennahen Randschicht eingebracht, jedoch im Gegensatz zum Kugelstrahlen unkontrolliert, so dass mögliche Verbesserungen bei der Ermüdungsfestigkeit bei der Tragwerksbemessung nicht zuverlässig erreicht werden und so bei der Bemessung auch nicht berücksichtigt werden können.

4.4.5.5 Hämmern, Nadeln

Bei den mechanischen Oberflächennachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln wird der Schweißnahtübergang von Schweißverbindungen mit Hilfe eines Pressluftwerkzeugs (Hämmern) oder mit mehreren nadelartigen Hämmerstößeln (Nadeln) plastisch verformt und Druckeigenstressungen im Oberflächenbereich erzeugt.

Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erfolgt dabei im Wesentlichen durch:

- Einbringen von Druckeigenstressungen am Ort der potentiellen Rissentstehung,
- Verbesserung der Kerbform durch Einebnen des Nahtübergangs,
- Verfestigung der Oberfläche.

Die Wirksamkeit dieser Verfahren auf die Ermüdungsfestigkeit sind von der Eigenstressungstiefe und -verlauf und damit von den Werkstoffeigenschaften und den Anwendungsparametern (Hammerkraft, Hämmerzeit pro Längeneinheit in Verbindung mit der Hämmerfrequenz und Anzahl der Durchgänge) abhängig. Im Allgemeinen können jedoch bei diesen Nachbehandlungsverfahren Druckeigenstressungen bis in tiefe Schichtdicken eingebracht werden. Eigenstressungsmessungen in [5.5] zeigten Druckeigenstressungen bis in Tiefenbereiche von ca. 4,0mm unterhalb der Oberfläche bei Anwendung des Hämmerns und bis in Tiefenbereiche von ca. 1,5mm unterhalb der Oberfläche bei Anwendung des Nadelns, im Vergleich zu ca. 0,8mm bei Anwendung des Kugelstrahlens. Weitere Eigenstressungsmessungen in [5.31] zeigten nahezu konstanten Druckeigenstressungen bis in Tiefenbereiche von 1,5mm unterhalb der Oberfläche beim Hämmern und 0,8mm beim Nadeln. Die Oberflächeneigenstressungen lagen dabei beim Hämmern bei ca. 65% der Streckgrenze und beim Nadeln bei ca. 90% der Streckgrenze.

Die Höhe der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit variiert bei gleichen Anwendungsparametern in Abhängigkeit des Konstruktionsdetails und der Stahlsorte, wobei die Effektivität mit steigender Zugfestigkeit zunimmt [5.12]. Bisherige Untersuchungen zum Nachbehandlungsverfahren Häm-

mern [5.6]-[5.9] zeigten am Konstruktionsdetail der Quersteife bei richtiger Ausführung Verbesserungen bei der Ermüdungsfestigkeit im Bereich von 30-130%.

Eine zusammenfassende Auswertung von Ermüdungsversuchen für unterschiedliche Konstruktionsdetails und Stahlsorten ist ebenfalls in [5.11] gegeben. Empfehlungen für die Anwendung sowie die Bewertung der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept sind für die Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln z.B. in [5.10] gegeben. Darin wird empfohlen, die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails mit Anrissbeginn am Nahtübergang bei niedrigfesten Stählen um 30% und bei höherfesten Stählen um 60% bis maximal auf die Kerbgruppe 125 bei Blechdicken unter 20mm zu erhöhen. Bei Blechdicken über 20mm reduziert sich die mögliche Verbesserung auf 50% bis maximal auf die Kerbgruppe 100. Aufgrund des möglichen Abbaus der positiven Druckeigenspannungen ist nach [5.10] die maximal auftretende Druckbeanspruchung auf das 0,25-fache der Streckgrenze f_y zu begrenzen. Im Weiteren ist im Schwellbereich der Mittelspannungseinfluss so zu berücksichtigen, dass anstelle der Spannungsschwingbreite die maximalen Spannungen anzuwenden sind, siehe auch Abschnitt 4.4.6.3.

Trotz der hohen Steigerungsmöglichkeit der Ermüdungsfestigkeit haben sich die Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln bisher für die Belange des Stahlbaus als wenig praktikabel erwiesen. Die Bearbeitung erfolgt bei einer Frequenz von ca. 25Hz bis 100Hz mit einer damit verbundenen hohen Geräusch- und Vibrationsbelastung. Auch ist deshalb die notwendige Reproduzierbarkeit und damit eine gleichbleibende Qualität nicht unbedingt gegeben.

4.4.5.6 Ultrasonic Impact Treatment (UIT)

Das Nachbehandlungsverfahren UIT (Ultrasonic Impact Treatment) ist ein bisher wenig bekanntes aber sehr zukunftsträchtiges Verfahren zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen, das für den Einsatz im Stahlbau besonders geeignet ist. Das UIT-Verfahren wurde in den 70er Jahren von *Statnikov* [5.32] entwickelt. Es basiert auf einer Umwandlung von harmonischen Schwingungen durch einen Ultraschallwandler in mechanische Impulse und hochfrequenter Ultraschallenergie. Die Nachbehandlung des Schweißnahtübergangs erfolgt dabei durch ein mechanisches Hämmern mit einem oder mehreren gehärteten Bolzen, bei ca. 200Hz, die sich mit einer Amplitude von ca. 40 μ m bewegen, siehe Bild 4.8. Dabei werden infolge plastischer Verformungen Druckeigenspannungen wie beim Hämmern oder Nadeln eingebracht. Gleichzeitig wird durch die Bolzen Ultraschallenergie mit einer Frequenz von ca. 27-55kHz eingebracht. In Eigenspannungsmessungen in [3.12] konnten Druckeigenspannungen senkrecht zur Behandlungsrichtung in Höhe von ca. 70-100% der Streckgrenze bis in Tiefen von ca. 1,0-1,5mm festgestellt werden. Andere Untersuchungen in [3.13] berichten von einer Reduktion der Oberflächeneigenspannungen senkrecht zur Behandlungsrichtung von 150N/mm².

Die Standardausrüstung beim UIT-Verfahren besteht aus dem Ultraschall Generator mit einer Leistung von 1-3kW und einer Ausgangsfrequenz von 27-55kHz sowie dem Handgerät mit Adapter für verschiedene industrielle Anwendungen, siehe Bild 4.9. Ein kleines Kühlaggregat wird für die Kühlung des Handgerätes benötigt. Weitere Einzelheiten zu dieser Technologie können [5.33] entnommen werden. Die UIT-Technologie ist unter dem Namen *Esonix*[®] Ultrasonic Impact Treatment (UIT) Eigentum und patentiert von Applied Ultrasonics, USA.

Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erfolgt beim UIT-Verfahren analog zu den herkömmlichen Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln durch das Einbringen von Druckeigenspannungen und die Verbesserung der Kerbform am Nahtübergang.

Das UIT-Verfahren ermöglicht jedoch im Gegensatz zum Hämmern oder Nadeln eine sehr einfache Handhabung und eine hohe Reproduzierbarkeit. Es zeichnet sich durch folgende Vorteile aus:

- leichte Bedienbarkeit,
- geringe Vibrationsbelastung,
- geringe Geräuschbelastung,
- gute Anpassungsfähigkeit an den Werkstoff und
- hohe Reproduzierbarkeit.

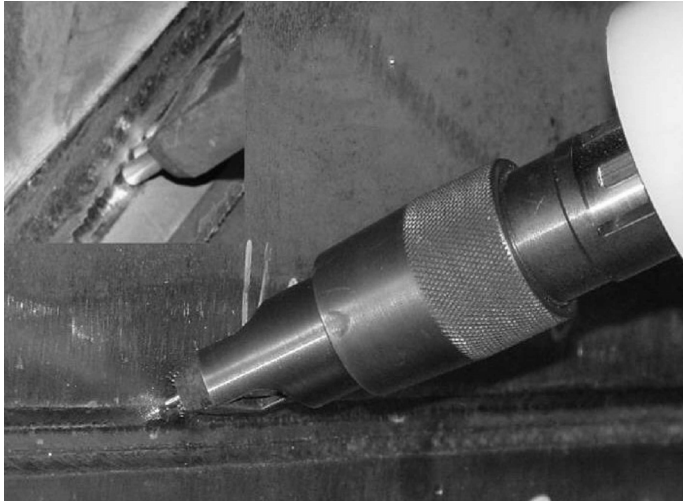


Bild 4.8: UIT-Behandlung



Bild 4.9: UIT-Geräteausstattung

Bisherige Versuchsergebnisse führten bei Anwendung dieser Methode zu einer deutlichen Steigerung der Ermüdungsfestigkeit im Bereich von 50% bis 120% [5.34]-[5.41]. Untersuchungen an Kleinprüfkörpern unter Normalbeanspruchung und an Bauteilen sind jedoch für das häufig bemessungsrelevante Konstruktionsdetail der Quersteife bisher nicht durchgeführt worden. Empfehlungen für die Bewertung der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept sind für das UIT-Verfahren ebenfalls bisher nicht vorhanden.

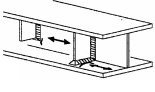
4.4.6 Bestehende Bemessungsempfehlungen

4.4.6.1 Allgemeines

Wie bereits bei der Vorstellung der einzelnen Nachbehandlungsverfahren beschrieben, sind Empfehlungen für die Bewertung der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept für die Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen, WIG-Aufschmelzen, Nadeln und Hämmern in einer IIW-Empfehlung von *Haagensen* und *Maddox* [5.10] gegeben. Allgemeingültige Empfehlungen für das UIT-Verfahren sind dem Autor nicht bekannt.

Bei Anwendung dieser IIW-Empfehlung [5.10] auf das Konstruktionsdetail der Quersteife ergeben sich die in Tabelle 4.1 gegebenen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$. Für das Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln gelten die Angaben nur für Stahlsorten mit einer Streckgrenze f_y von mindestens 350N/mm². Eine Änderung der Steigung m der *Wöhler*linien ist bei Anwendung der Empfehlung nicht vorzunehmen.

Tabelle 4.1: Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bei Anwendung der IIW-Empfehlung für Nachbehandlungsverfahren auf das Konstruktionsdetail der Quersteife [5.10].

Quersteife	Nachbehandlung	Kerbgruppe	Mittelspannungseinfluss	Gültigkeitsgrenzen
	im Schweißzustand	80	-	-
	Ausschleifen	100	-	-
	WIG-Aufschmelzen	100	-	-
	Hämmern Nadeln	125* für $t \leq 20\text{mm}$ 100 für $t > 20\text{mm}$	$\Delta\sigma' = \sigma_{\max}$ für $R \geq 0$ $\Delta\sigma' = \Delta\sigma$ für $R \leq 0$	max. Druckspannung: $\sigma_{\min} \leq 0,25 f_y$
* nur für $f_y > 350\text{N/mm}^2$				

4.4.6.2 Ausschleifen und WIG-Aufschmelzen

Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für das Konstruktionsdetail der Quersteife liegt bei Anwendung der IIW-Empfehlung [5.10] für das Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen und WIG-Aufschmelzen, bei denen die Verbesserung auf der Verringerung der Kerbschärfe am Schweißnahtübergang beruht, siehe Abschnitt 4.4.4, um 2 Kerbklassen oder 25% über der entsprechenden Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ der unbehandelten Quersteife nach Eurocode Teil 1-9 [1.2].

4.4.6.3 Hämmern und Nadeln

Beim Hämmern und Nadeln, bei denen die Verbesserung hauptsächlich durch das Einbringen von Oberflächendruckeigenstress bewirkt wird, siehe Abschnitt 4.4.5, liegt nach [5.10] die empfohlene Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bei Blechdicken bis 20mm sogar um 4 Kerbklassen oder 56% über der entsprechenden Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ der unbehandelten Quersteife nach Eurocode Teil 1-9 [1.2]. Bei größeren Blechdicken ($t > 20\text{mm}$) wird jedoch aufgrund bisher fehlender Untersuchungen empfohlen die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit auf die Kerbgruppe 100 zu beschränken. Werden die empfohlenen Erhöhungen der Ermüdungsfestigkeit auf die Lebensdauer eines Bauteils bezogen, entspricht die Verbesserung auf Kerbgruppe 100 einer Lebensdauerverlängerung um den Faktor 1,95 und eine Verbesserung auf Kerbgruppe 125 einer Lebensdauerverlängerung um den Faktor 3,81. Die *Wöhlerlinien* für das Konstruktionsdetail der Quersteife sind bei Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln in Abhängigkeit der Blechdicke t für das Spannungsverhältnis $R=0$ in Bild 4.10 zusammen mit der entsprechenden Eurocodewöhlerlinie für das unbehandelte Konstruktionsdetail der Quersteife gegeben.

Ein Mittelspannungseinfluss ist nach der IIW-Empfehlung [5.10] nur für die Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln im Schwellbereich auf der Beanspruchungsseite zu berücksichtigen, siehe Tabelle 4.1. Dies bedeutet indirekt eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit im Schwellbereich. Die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$, bei denen der Mittelspannungseinfluss auf der Beanspruchungsseite auf die Widerstandseite eingerechnet wurde, können in Abhängigkeit des Spannungsverhältnisses R Bild 4.11 entnommen werden. Es ist darin deutlich erkennbar, dass bei hohen Spannungsverhältnissen (ab $R=0,21$ für Blechdicken $t > 20\text{mm}$ bzw. $R=0,37$ für Blechdicken $t \leq 20\text{mm}$) bei Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln sogar geringere Ermüdungsfestigkeiten anzusetzen sind als bei der unbehandelten Quersteife nach Eurocode 3 [1.2].

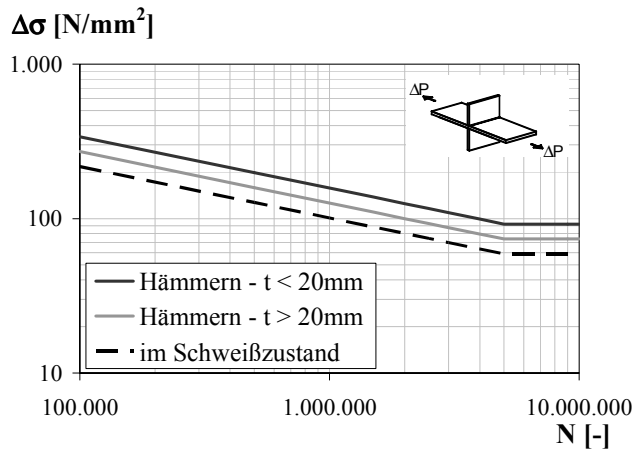


Bild 4.10: Wöhlerlinien für Konstruktionsdetail der Quersteife nach Eurocode 3 (unbehandelt) und IIW-Empfehlung (gehämmert, $R=0$, $f_y > 350 \text{ N/mm}$)

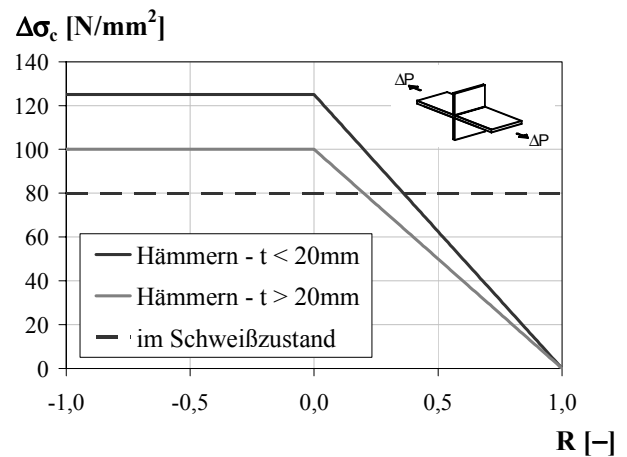


Bild 4.11: $\Delta\sigma_c$ nach Eurocode (unbehandelt) und IIW-Empfehlung (gehämmert, $f_y > 350 \text{ N/mm}$) in Abhängigkeit von R

Nach Meinung des Autors wird damit der Mittelspannungseinfluss beim Hämmern oder Nadeln nach der IIW-Empfehlung [5.10] weit zu konservativ angesetzt, da durch die richtige Anwendung eines Nachbehandlungsverfahrens im Allgemeinen von keiner Verschlechterung bei der Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zum unbehandelten Ausgangszustand auszugehen ist. Als minimaler Grenzwert sollte daher mindestens die Kerbgruppe 80 des unbehandelten Konstruktionsdetails nach Eurocode 3 [1.2], siehe Abschnitt 3.5.2, ansetzbar sein.

4.4.7 Bewertung der Verfahren

Die herkömmlichen Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung wie Ausschleifen, WIG-Aufschmelzen, Kugelstrahlen, Hämmern oder Nadeln haben ihre Wirksamkeit zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit bereits durch eine große Anzahl an Versuchsergebnissen an unterschiedlichen Konstruktionsdetails und Stahlsorten bestätigt. Die Anwendung der positiven Eigenschaften von Nachbehandlungsverfahren auf die Ermüdungsfestigkeit ist bisher im bauaufsichtlichen Regelbereich noch nicht möglich.

Die bestehende IIW-Empfehlung [5.10] gibt jedoch für die Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen, WIG-Aufschmelzen, Nadeln und Hämmern allgemeine Empfehlungen zur Erhöhung der Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ in Abhängigkeit von Streckgrenze, Konstruktionsdetail und Beanspruchungssituation an. Beim Konstruktionsdetail der Quersteife ergeben sich damit Verbesserungen bis zu 2 bzw. 4 Kerbklassen je nach Nachbehandlungsverfahren und Blechdicke. Insbesondere bei hohen Spannungsverhältnissen R und großen Blechdicken t erscheinen die vorhandenen Empfehlungen für das Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln allerdings zu konservativ zu sein, da die Anwendung der Empfehlungen teilweise zu geringen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ führen als im unbehandelten Schweißzustand. Hierbei ist anzumerken, dass die bemessungsmaßgebenden Konstruktionsdetails im Brückenbau im Regelfall solchen Ermüdungsbeanspruchungen unterliegen und somit keine Querschnittsreduzierungen bei der Dimensionierung möglich sind.

Beim Vergleich der Wirtschaftlichkeit zwischen den herkömmlichen Schweißnahtnachbehandlungsverfahren in [5.42] zeigt sich, dass die relativen Anwendungskosten beim Ausschleifen der Schweißnahtübergänge bei komplexen Konstruktionsdetails, wie z.B. der Quersteife, aufgrund der schlechten Zugänglichkeit und des hohen Zeitaufwands am höchsten sind und damit für die praktische Anwendung wirtschaftlich uninteressant ist, siehe Tabelle 4.2.

Tabelle 4.2: Vergleich der Kosten für herkömmliche Nachbehandlungsverfahren nach [5.42]

Nachbehandlungsverfahren	Relative Kosten
Hämmern	1
Kugelstrahlen (Shot Peening)	1,5
Ausschleifen (Bohrschleifgerät)	30-40
Überschleifen (Scheibenschleifgerät)	5
WIG-Aufschmelzen	3

Wirtschaftlich günstiger ist das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen, obwohl auch dieses Verfahren bei der Ausführung zeitintensiv ist, da die Nachbehandlung möglichst in Wannenlage erfolgen soll und nur geringe Vorschubgeschwindigkeiten möglich sind. Es zeichnet sich jedoch dadurch aus, dass zur Anwendung nur ein WIG-Schweißgerät benötigt wird und damit von vielen Stahlbauunternehmen standardmäßig eingesetzt werden kann. Ein weiterer Vorteil des WIG-Aufschmelzens ist, dass eine einfache visuelle Qualitätskontrolle möglich ist.

Die Nachbehandlungsverfahren Hämmern, Nadeln und UIT, bei denen lokal hohe Druckeigenspannungen auch in tiefe Schichtbereiche an den kritischen Stellen eines Konstruktionsdetails eingebracht erweisen sich besonders wirksam für die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit für höherfeste Baustähle. Die Kosten bei der Anwendung sind dabei nach [5.42] für das Nachbehandlungsverfahrens Hämmern im Vergleich zu den anderen Nachbehandlungsverfahren am geringsten, wobei das UIT-Verfahren in diesem Kostenvergleich nicht enthalten ist. Aufgrund der hohen Geräusch- und Vibrationsbelastung und der damit verbundenen schlechteren Reproduzierbarkeit sind jedoch die Verfahren Hämmern und Nadeln dem UIT-Verfahren unterlegen. Nachteilig beim UIT-Verfahren ist jedoch der patenrechtliche Schutz der UIT-Technologie.

4.5 Zusammenfassung

Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit kann in vielen Fällen schon durch ein ermüdungsgerechtes Konstruieren mit einer kerbarmen Detailausbildung und einer hohen Schweißqualität verwirklicht werden. Für eine große Anzahl typischer Konstruktionsdetails des Stahlbaus, wie der Quersteife, sind solche kerbarmen Detailausbildungen allerdings konstruktiv schwer ausführbar. Insbesondere hier bieten die Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung die Möglichkeit die Ermüdungsfestigkeit deutlich zu erhöhen.

Im Gesamten gesehen scheint allerdings das bisher wenig bekannte Nachbehandlungsverfahren UIT den herkömmlichen Nachbehandlungsverfahren aufgrund der Anwenderfreundlichkeit und Wirksamkeit praxistauglicher zu sein. Die weiteren experimentellen und numerischen Ausführungen konzentrieren sich auch aufgrund bisher fehlender Bemessungsempfehlungen hauptsächlich auf das UIT-Verfahren.

5 Systematische Auswertung bestehender Versuchsreihen

5.1 Übersicht

Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt eine Aufbereitung des derzeitigen Kenntnisstands über das Ermüdungsverhalten des Konstruktionsdetails der Quersteife im unbehandelten und nachbehandelten Zustand durch die systematische Auswertung von bestehenden bisher unabhängigen Versuchsreihen und Empfehlungen aus der Literatur unter Berücksichtigung von Einflussgrößen wie Streckgrenze, Bauteilgröße, Mittelspannung und Fertigung. Die Ermittlung von charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten erfolgt für die bestehenden Versuchsreihen nachfolgend in Kapitel 9 zusammen mit den eigenen Versuchen aus Kapitel 6.

5.2 Datenquelle

Für die Datensammlung dient die im Rahmen des Forschungsprojekts „Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung“ [5.1] aufgebaute Datenbank für „Versuchsergebnisse ermüdungsbeanspruchter Bauteile mit Schweißnähten“. Als Grundlage der Auswertung dienen 200 unabhängige Versuchsreihen mit insgesamt 2165 einzelnen Versuchen für das Konstruktionsdetail der Quersteife. Die Hauptdatenquelle stellt die Datensammlung im *Wöhlerlinien*katalog von *Olivier* und *Ritter* [4.52] sowie für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen die Untersuchungen von *Minner* [5.3] dar. Darüber hinaus werden zusätzlich Versuche aus [4.1], [4.31], [4.48], [4.53], [4.54] berücksichtigt.

Es werden grundsätzlich nur Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Normalkraftbeanspruchung und Trägerversuchsreihen mit mindestens sechs auswertbaren Versuchen berücksichtigt. Kleinprüfkörperversuchsreihen unter Biegebeanspruchung (4-Punkt-Biegeversuche) werden nicht berücksichtigt, da die Ermüdungsfestigkeiten bei dieser Versuchsdurchführung insbesondere bei dünnen Blechen und einer zusätzlichen Oberflächennachbehandlung mit dem Einbringen von Druckeigenspannungen aufgrund des sehr hohen Spannungsgradienten erheblich zu hoch eingeschätzt werden. Eine Übertragbarkeit der Ergebnisse auf Biegeträgerversuche ist daher mit 4-Punkt-Biegeversuchen an Kleinprüfkörpern nur unzureichend möglich.

Bei einer Kleinprüfkörperversuchsreihe mit der Stahlsorte S420 konnte unter Biegebeanspruchung allerdings mit dem UIT-Verfahren die höchsten Ermüdungsfestigkeiten im Vergleich mit den Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen, Kugelstrahlen, Hämmern erzielt werden [5.41]. Die Verbesserungen waren dabei bei Anwendung des UIT-Verfahren so hoch, dass die Brüche nicht mehr am Schweißdetail der Quersteife sondern hauptsächlich im Grundmaterial auftraten. Wenige Trägerversuche für das Konstruktionsdetail der Quersteife liegen zwar von *Fisher* [5.34], [5.38] vor, eine Auswertung ist allerdings nur beschränkt möglich, da das Versagen der Träger im Regelfall von anderen Konstruktionsdetails ausging. Kleinprüfkörperversuche unter Normalkraftbeanspruchung konnten für das UIT-Verfahren am Konstruktionsdetail der Quersteife der Literatur nicht entnommen werden.

5.3 Vorgehensweise

Die einzelnen Versuchsreihen wurden zur Auswertung systematisch in verschiedene Kategorien eingeteilt. Die Gruppierung erfolgte dabei hinsichtlich Nachbehandlungszustand, Streckgrenze, Geometrie und Beanspruchung entsprechend der Unterteilung in Tabelle 5.1.

Tabelle 5.1: Einteilung der vorhandenen Versuchsreihen

Nachbehandlung:	im Schweißzustand	Ausschleifen	WIG-Aufschmelzen	Hämmern	
Bauteilgröße:	Kleinprüfkörper		Träger		
Streckgrenze f_y:	< 420N/mm ²	420-600N/mm ²		> 600N/mm ²	
Spannungsverhältnis R:	-1	0-0,2	0,2-0,3	0,4-0,6	> 0,7
Blechdicke t:	8-25mm	30-45mm	50-60mm	100mm	
Steifendicke s:	3mm	6-15mm	30mm	220mm	

5.4 Statistische Auswertung

Bei der Auswertung der einzelnen Versuchsreihen werden die statistischen Verfahren nach dem Hintergrundbericht zu Eurocode 3 [4.29], siehe Anhang A dieses Dokuments, angewendet. Als Grundlage zur Bewertung der unterschiedlichen Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit dienen die mittleren *Wöhlerlinienkurven*.

Bei der Auswertung werden im Allgemeinen nur Versuche mit Bruchausgang vom Schweißnahtübergang der Quersteife berücksichtigt. Versuche im Kurzzeitfestigkeitsbereich mit maximalen Spannungen größer als 95% der Streckgrenze ($\sigma_0 > 0,95 \cdot f_y$) und Durchläufer, also Versuche die ohne Bruch durchgelaufen sind, bleiben unberücksichtigt. Ebenso werden Versuche in Spannungshorizonten mit einem über 50%igen Anteil an Durchläufern bei der Auswertung nicht einbezogen.

Aufgrund der zu geringen Anzahl an Versuchen im Dauerfestigkeitsbereich ist eine genaue Bestimmung der Dauerfestigkeit nicht möglich. Die Festlegung des Abknickpunkts zur Dauerfestigkeit N_D erfolgt daher näherungsweise bei der höchsten Spannungsschwingbreite, ab der ausschließlich Durchläufer mit mindestens 5 Millionen Lastwechsel vorhanden sind. Liegen keine Untersuchungen im Dauerfestigkeitsbereich vor, wird der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit N_D entsprechend den Eurocode Regelungen [1.2] auf 5 Millionen Lastwechsel festgelegt.

5.5 *Wöhlerliniensteigung*

Bei der Auswertung der Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Blechdicken bis 25mm kann festgestellt werden, dass bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern die durchschnittliche *Wöhlerliniensteigung* mit $m=3,5$ nur geringfügig von der *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ nach Eurocode [1.2] abweicht. Für die Versuchsreihen mit den Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen bzw. WIG-Aufschmelzen ergeben sich leicht flachere *Wöhlerlinien* mit durchschnittlichen *Wöhlerliniensteigungen* von ca. $m=4$. Die Abweichungen zum Eurocode 3 [1.2] sind jedoch noch annehmbar. Im Gegensatz dazu weicht die durchschnittliche *Wöhlerliniensteigung* bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern mit einem Wert von ca. $m=5$ im Vergleich zur *Wöhlerliniensteigung* nach Eurocode 3 [1.2] deutlich ab. Für die weitere Auswertung der bestehenden Versuchsreihen und deren Vergleich wurde daher grundsätzlich die *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ entsprechend Eurocode 3 [1.2] angewendet, nur bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern wurde die *Wöhlerliniensteigung* auf $m=5$ festgelegt.

Insgesamt kann festgestellt werden, dass der Wert m der *Wöhlerliniensteigung* mit der Anwendung von Nachbehandlungsverfahren zunimmt, das heißt dass die *Wöhlerlinien* flacher verlaufen, insbesondere bei den Verfahren bei denen lokale Druckeigenstressungen in die oberflächennahen Bereiche eingebracht werden, wie z.B. beim Hämmern.

Die durchschnittliche *Wöhlerliniensteigungen* m aus allen Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Blechdicken unter 25mm können in Abhängigkeit des Nachbehandlungsverfahrens Tabelle 5.2 entnommen werden.

Tabelle 5.2: Auswertung von *Wöhlerliniensteigungen* m einzelner Versuchsreihen

Nachbehandlungsverfahren	Anzahl der Versuchsreihen	<i>Wöhlerliniensteigung</i> m				
		Mittelwert	Standardabweichung	Minimale Versuchsreihe	Maximale Versuchsreihe	festgelegter Wert
im Schweißzustand	73	3,5	0,62	2,4	5,7	3
Ausschleifen	5	3,9	0,98	3,0	5,3	3
WIG-Aufschmelzen	17	3,7	0,54	3,0	4,9	3
Hämmern	4	5,2	0,80	4,2	5,9	5

5.6 Einfluss von Nachbehandlungsverfahren und Streckgrenze

Eine Zusammenfassung der Auswertung für die bestehenden Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Blechdicken $t \leq 25\text{mm}$ und einem Spannungsverhältnis von $R=0-0,2$ in Abhängigkeit des Nachbehandlungsverfahrens und der vorhandenen Streckgrenze des Grundmaterials kann Tabelle 5.3 entnommen werden. Die durchschnittliche Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel liegt bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Kleinprüfkörpern bei 115N/mm^2 . Bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen verbessert sich die durchschnittliche Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ auf 154N/mm^2 , mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen auf 205N/mm^2 und mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern auf 209N/mm^2 . Die höchsten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ werden bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens Hämmern an höherfesten Stählen erzielt.

Auf Grundlage der Versuchsauswertung kann außerdem bei den im Schweißzustand belassenen Versuchsreihen die Tendenz festgestellt werden, dass die Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Streckgrenze geringfügig abfällt, siehe Bild 5.1. Im Gegensatz dazu konnte bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen und WIG-Aufschmelzen ein leichter und mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern ein starker Anstieg der Ermüdungsfestigkeit mit der Streckgrenze festgestellt werden, siehe Bild 5.2 bis 5.4.

Es erklärt sich daher auch, dass die Effektivität von Nachbehandlungsverfahren mit zunehmender Streckgrenze des Grundmaterials zunehmen und die Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens Hämmern an höherfesten Stählen am höchsten sind, siehe Bild 5.5. Diese Auswertung beruht auf der Grundlage von Versuchsreihen, bei denen sowohl unbehandelte als auch nachbehandelte Versuche innerhalb eines Forschungsvorhabens untersucht worden sind. Nur beim Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen scheint sich die Tendenz einer höheren Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Streckgrenze des Grundmaterials nicht zu bestätigen. Ursache hierfür ist, dass schon die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei einzelnen im Schweißzustand belassenen Versuchsreihen aus höherfesten Stählen in [5.3] überdurchschnittlich hoch waren.

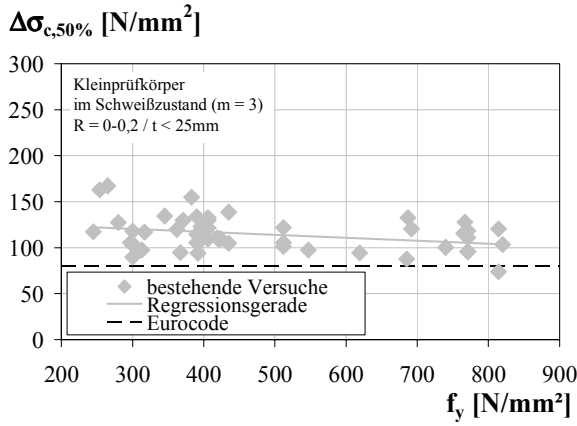


Bild 5.1: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender im Schweißzustand belassener Kleinprüfkörperversuchsreihen

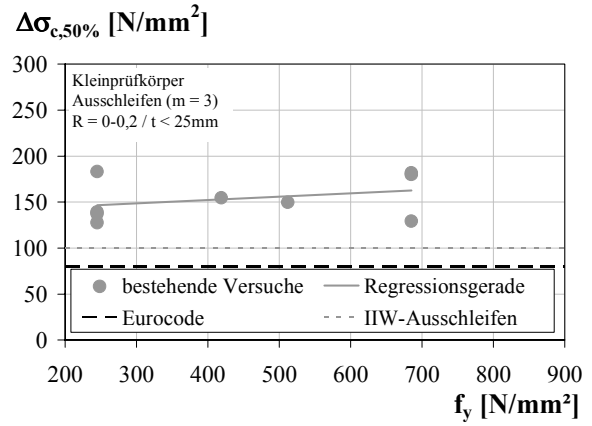


Bild 5.2: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen

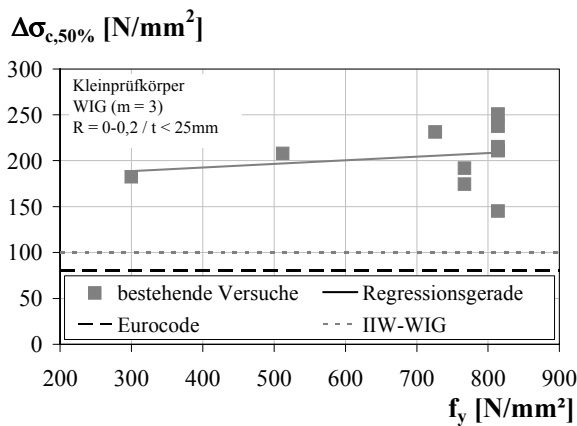


Bild 5.3: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen

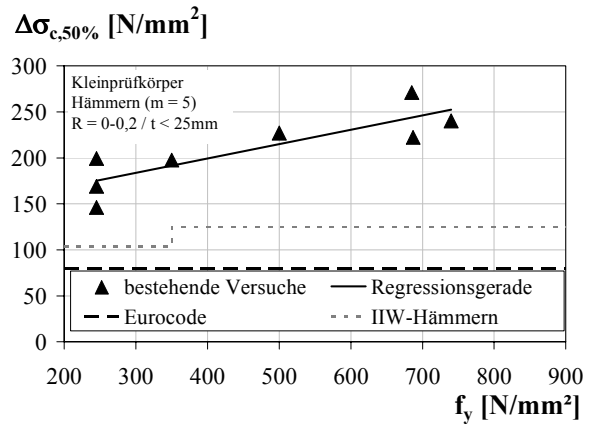


Bild 5.4: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Nachbehandlungsverfahren Hämmern

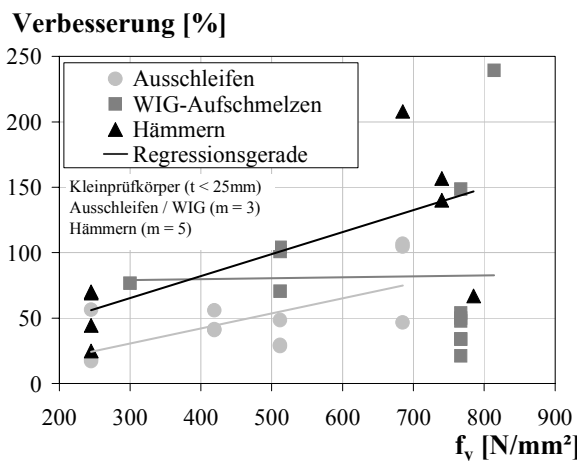


Bild 5.5: Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ durch Anwendung unterschiedlicher Nachbehandlungsverfahren in Abhängigkeit der Streckgrenze

Im Weiteren kann auf Grundlage der Versuchsauswertung festgestellt werden, dass durch die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit N_D zu einer niedrigen Lastspielzahl verschoben ist, siehe Tabelle 5.3. Dabei ist dieser nur bei Versuchsreihen näherungsweise abgeschätzt worden, bei denen Durchläufer mit mindestens 5 Millionen Lastwechsel vorhanden sind.

Tabelle 5.3: Ergebnisse der Auswertung bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen am Konstruktionsdetail der Quersteife ($t \leq 25\text{mm}$, $R = 0-0,2$)

Nachbehandlungs- verfahren	Streckgrenze	festgelegte Wöhlerlinien- steigung	Anzahl an Versuchsreihen	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel		Abknickpunkt Dauerfestigkeit
				Mittelwert	Standard- abweichung	
	f_y [N/mm ²]	m [-]	n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	N_D [-]
im Schweißzustand belassen	< 420	3	22	121	18,3	4.000.000
	420-600		4	106	10,7	4.000.000
	> 600		15	108	17,2	5.000.000
	alle		41	115	18,2	5.000.000
Ausschleifen	< 420	3	5	148	21,7	2.000.000
	420-600		1	150	-	-
	> 600		3	164	29,7	-
	alle		9	154	22,6	2.000.000
WIG-Aufschmelzen	< 420	3	1	182	-	-
	420-600		1	208	-	-
	> 600		9	207	32,8	3.000.000
	alle		11	205	30,3	3.000.000
Hämmern	< 420	5	4	178	25,4	-
	420-600		1	227	-	-
	> 600		3	245	24,7	2.000.000
	alle		8	209	39,8	2.000.000

5.7 Blechdickeneinfluss

Ausführliche experimentelle und bruchmechanische Untersuchungen zum Einfluss der Blech- und Steifendicken auf die Ermüdungsfestigkeit am Konstruktionsdetail der Quersteife erfolgten von Gurney in [4.48]. Es zeigte sich dabei, dass die Ermüdungsfestigkeit bei Quersteifenkonstruktionen vielmehr vom Abstand der Schweißnahtfußpunkte L der angeschweißten Quersteife als von der Gurtblechdicke t abhängig ist. Experimentelle Untersuchungen in [4.53], [4.55] konnten dies grundsätzlich bestätigen. Aufbauend auf der Empfehlung in [4.48] wird in der IIW-Empfehlung von Hobbacher [4.27] für das Konstruktionsdetail der Quersteife unter Normalkraftbeanspruchung folgende Blechdickenkorrektur k_L auf die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bei Blechdicken t ab 25mm empfohlen:

$$k_L = (t_{\text{Ref}} / t_{\text{eff}})^n \quad (5.1)$$

$$t_{\text{eff}} = 0,5 \cdot L \quad \text{wenn} \quad L \leq 2 \cdot t$$

$$t_{\text{eff}} = t \quad \text{wenn} \quad L > 2 \cdot t$$

$$n = 0,3 \quad \text{Nahtübergang im Schweißzustand belassen}$$

$$n = 0,2 \quad \text{Nahtübergang ausgeschliffen}$$

mit

t vorhandene Blechdicke, siehe Bild 5.6

t_{Ref} Referenzblechdicke der Basiswöhlerlinie, $t_{\text{Ref}} = 25\text{mm}$ nach [4.27]

L Abstand der Schweißnahtfußpunkte, siehe Bild 5.6

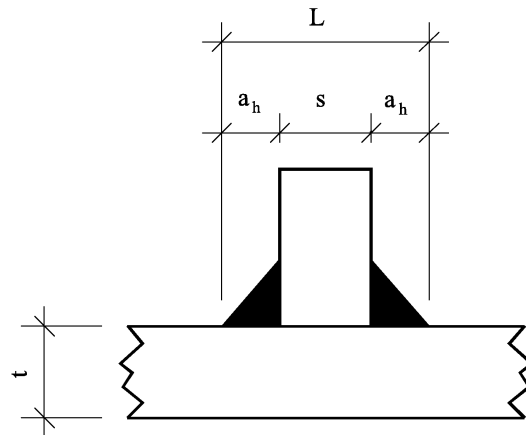


Bild 5.6: Geometrie Größen am Konstruktionsdetail der Quersteife

Im DIN-Fachbericht 103 [1.1] und Eurocode 3 [1.2] ist dagegen für das Konstruktionsdetail der Quersteife auch für größere Blechdicken keine Blechdickenkorrektur erforderlich. Die Ermüdungsfestigkeit ist nur bei Abständen der Schweißnahtfußpunkte $L > 50\text{mm}$ in niedrigere Kerbfallklassen einzustufen, siehe Abschnitt 3.5.2. Beim Vergleich der beiden Ansätze zum Blechdickeneinfluss zeigt sich, dass auch nach der IIW-Empfehlung die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für das Konstruktionsdetail der Quersteife erst ab einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L > 50\text{mm}$ abzumindern ist, siehe Bild 5.7, und die Eurocoderegelung [1.2] bis zu einem Abstand der Schweißnahtpunkte von $L=75\text{mm}$ konservativer ist.

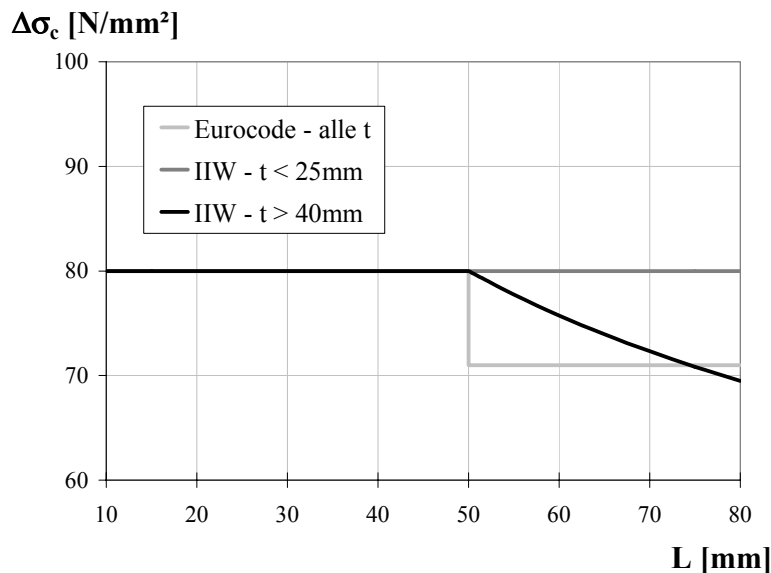


Bild 5.7: Blechdickeneinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ für das Konstruktionsdetail der Quersteife

5.8 Bauteileinfluss

Bei der Auswertung der bestehenden Trägerversuchsreihen mit eingeschweißter Quersteife und einem Spannungsverhältnis von $R=0-0,2$ ergeben sich tendenziell ähnliche Ergebnisse wie bei Auswertung der bestehenden Kleinprüfkörperversuchsreihen. Bei den im Schweißzustand belassenen Trägerversuchsreihen ist die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel nahezu unabhängig von der Streckgrenze, siehe Bild 5.8, dagegen kann bei den einzelnen Trägerversuchsreihen mit WIG-nachbehandelter Quersteife ein Anstieg der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ mit zunehmender Streckgrenze festgestellt werden, siehe Bild 5.9. Trägerversuchsreihen mit einem Quersteifendetail und der Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen oder Hämmern konnten der Literatur nicht entnommen werden.

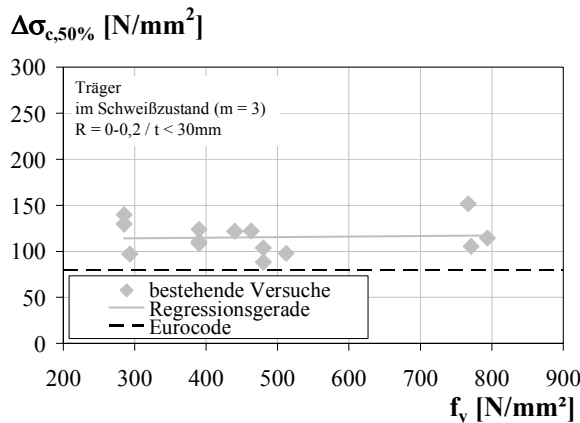


Bild 5.8: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender im Schweißzustand belassener Trägerversuchsreihen

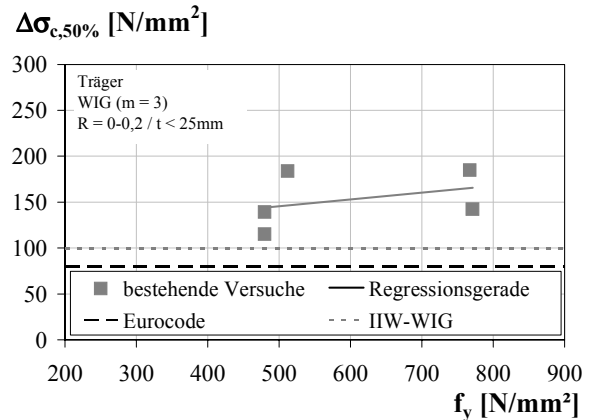


Bild 5.9: Mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bestehender Trägerversuchsreihen mit Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen

Die durchschnittliche Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel liegt bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Trägern bei 115N/mm^2 , siehe Tabelle 5.4. Damit ergibt sich keine Abminderung zu dem Mittelwert der Kleinprüfkörperversuchsreihen. Ursache hierfür ist vermutlich die geringe Anzahl an Bauteilversuchsreihen, so dass wenige Versuchsreihen mit hohen Ermüdungsfestigkeiten aufgrund einer hohen Schweißqualität das mittlere Ergebnis stark verbessern. Bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen verbessert sich die durchschnittliche Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ auf 153N/mm^2 und ist damit um 25% geringer als der Mittelwert der Kleinprüfkörperversuchsreihen. Eine Zusammenfassung der Auswertung für die bestehenden Trägerversuchsreihen mit einem Spannungsverhältnis von $R=0-0,2$ in Abhängigkeit des Nachbehandlungsverfahrens und der vorhandenen Streckgrenze des Grundmaterials kann Tabelle 5.4 entnommen werden.

Aussagekräftiger sind jedoch Versuchsreihen, bei denen der Bauteileinfluss durch eine Gegenüberstellung von Kleinprüfkörper- und Trägerversuchsreihen innerhalb eines Forschungsprojekts untersucht wurde. Bei der Auswertung der Versuchsreihen in [5.3] liegt die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei im Schweißzustand belassenen Trägerversuchen mit einem Spannungsverhältnis von $R=0$ um ca. 20% unterhalb der Ermüdungsfestigkeit der entsprechenden Kleinprüfkörperversuche. Beim WIG-Aufschmelzen nimmt die Abminderung dagegen auf ca. 30-35% zu. Aufgrund dieser Versuchsergebnisse kann daher angenommen werden, dass die Effektivität des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen bei Großbauteilen gegenüber Kleinbauteilen abnimmt.

Tabelle 5.4: Ergebnisse der Auswertung bestehender Trägerversuchsreihen am Konstruktionsdetail der Quersteife ($t < 30\text{mm}$, $R = 0-0,2$)

Nachbehandlungsverfahren	Streckgrenze	festgelegte Wöhlerrlinienstigung	Anzahl an Versuchsreihen	Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel		Abweichung zu den Kleinprüfkörperversuchsreihen
				Mittelwert	Standardabweichung	
	f_y [N/mm ²]	m [-]	n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	- [%]
im Schweißzustand belassen	< 420	3	6	118	15,6	-1,0
	420-600		5	107	14,9	+1,0
	> 600		3	124	24,5	+14,8
	alle		14	115	17,4	±0
WIG-Aufschmelzen	< 420	3	-	-	-	-
	420-600		3	146	34,8	-29,8
	> 600		2	163	30,0	-21,3
	alle		5	153	30,0	-25,4

5.9 Einfluss von Schweißnahtansatzstellen

Zur Herstellung von Kleinprüfkörper mit dem Konstruktionsdetail der Quersteife stehen grundsätzlich die beiden folgenden Fertigungsverfahren zur Verfügung:

- die Quersteifen werden vorab über eine größere Länge auf eine Stahlplatte vollmechanisch aufgeschweißt und anschließend zu einzelnen Prüfkörpern herausgetrennt. An den Prüfkörpern sind keine Schweißnahtansatzstellen vorhanden, siehe Bild 6.3;
- bei den Prüfkörpern werden die Quersteifen einzeln manuell aufgeschweißt. An den Prüfkörpern sind Schweißnahtansatzstellen vorhanden, siehe Bild 6.4.

Bei der Auswertung der Kleinprüfkörperversuchsreihen von *Minner* [5.3] zeigt sich ein Einfluss der manuellen Schweißung mit vorhandenen Schweißnahtansatzstellen auf die Ermüdungsfestigkeit. Die Prüfkörper mit einzeln aufgeschweißten Quersteifen besitzen im Regelfall eine etwas geringere Ermüdungsfestigkeit als die sonst gleichen Prüfkörper ohne Schweißnahtansatzstellen.

Die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel liegt mit Schweißnahtansatzstellen sowohl bei den Versuchsreihen, die im Schweißzustand belassen sind, als auch bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen bis auf wenige Ausnahmen zwischen 5% und 10% unterhalb der Ermüdungsfestigkeit der entsprechenden Versuchsreihen ohne Schweißnahtansatzstellen.

5.10 Einfluss von Freischnitten

Träger mit eingeschweißten Quersteifen werden bei ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen im Bereich des Bauwesens bisher im Regelfall mit runden Freischnitten ausgebildet, siehe Bild 5.10. Eine Alternative zu dieser Ausführungsform ist das Einpassen und Vollumschweißen der Quersteife, siehe Bild 5.11.

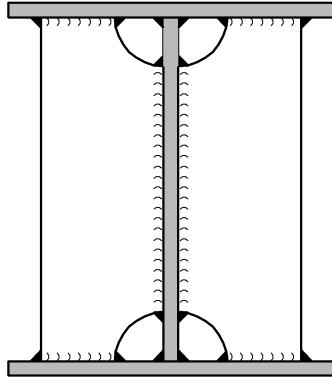


Bild 5.10: Quersteife mit Freischnitt

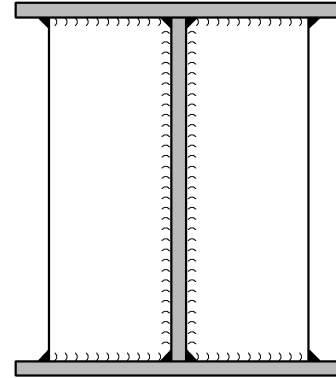


Bild 5.11: Eingepasste Quersteife

Forschungsergebnisse an Trägern mit unterschiedlicher Quersteifenausbildung zeigten, dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel von voll umschweißten eingepassten Quersteifen um bis zu 25% höher ist als bei Quersteifen mit Freischnitten [4.56]. Im Gegensatz dazu ergeben sich bei der Auswertung der Trägerversuche von [4.57] um ca. 8% höhere Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei Quersteifen mit Freischnitt gegenüber den Ermüdungsfestigkeiten von voll eingepassten Quersteifen.

Eigene Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode in Abschnitt 7.2.3.4 zeigen, dass unter der Annahme gleicher Nahtübergangsradien keine wesentlichen Unterschiede bei der Kerbwirkung zwischen den beiden Ausführungsarten vorhanden sind. Die Ursache für die Unterschiede bei den ermittelten Ermüdungsfestigkeitswerten liegt daher vermutlich vor allem an den vorhandenen Schweißnahtansatzstellen oder einer unzureichenden Umschweißung der Quersteifen im Bereich der Freischnitte. Diese Bereiche sind auch aufgrund von Bindefehlermängeln und Einbrandkerben mit vorhandenen Mikrorissen die typischen Ausgangsstellen für Ermüdungsrisse. Günstiger ist bei Biegeträgern mit eingepassten voll umschweißten Quersteifen, wenn die Schweißnahtansatzstellen über den Bereich des Zwickels zwischen Steg, Gurt und Quersteife hinaus in den Steg gelegt werden, da dort geringere Biegespannungen vorhanden sind.

5.11 Mittelspannungseinfluss

5.11.1 Kleinprüfkörperversuche

Bei der Auswertung der Kleinprüfkörperversuchsreihen mit unterschiedlichen Spannungsverhältnissen R konnte grundsätzlich ein Mittelspannungseinfluss festgestellt werden. Bei den im Schweißzustand belassenen Versuchsreihen ist der Mittelspannungseinfluss im Durchschnitt vergleichbar zu den Angaben in DIN 4132 [1.4], siehe Bild 5.12. Im Vergleich dazu ist der Mittelspannungseinfluss sowohl bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen als auch bei den Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Ausschleifen und Hämmern etwas höher als nach DIN 4132 [1.4], siehe Bild 5.13.

Untersuchungen in [5.43] zeigen außerdem, dass die Effektivität des Nachbehandlungsverfahrens Hämmern bei hohen Mittelspannungen und zusätzlich hohen Spannungsschwingbreiten abnimmt. Als Ursache hierfür wird angenommen, dass aufgrund der hohen Beanspruchungen die effektive Spannungsschwingbreiten trotz der lokal eingebrachten Druckeigenstressungen zum größten Teil im Zugbereich liegen. Die positiven Effekte der Druckeigenstresserzeugung sind damit nicht mehr voll wirksam. Auch können aufgrund von hohen Beanspruchungsamplituden und hohen Maximalbeanspruchungen die eingebrachten Eigenstressungen durch Wechselplastizierungen verringert werden.

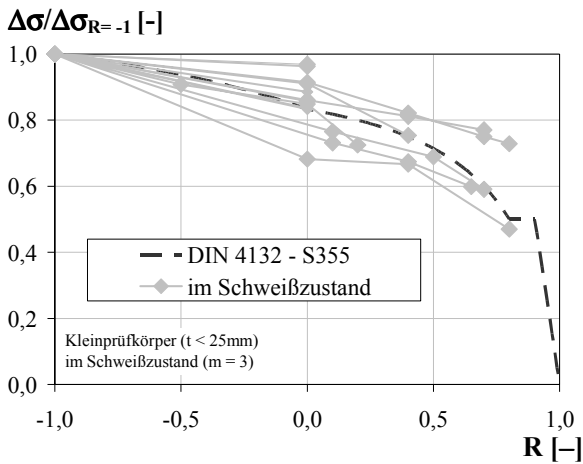


Bild 5.12: Mittelspannungseinfluss bestehender im Schweißzustand belassener Kleinprüfkörperversuchsreihen

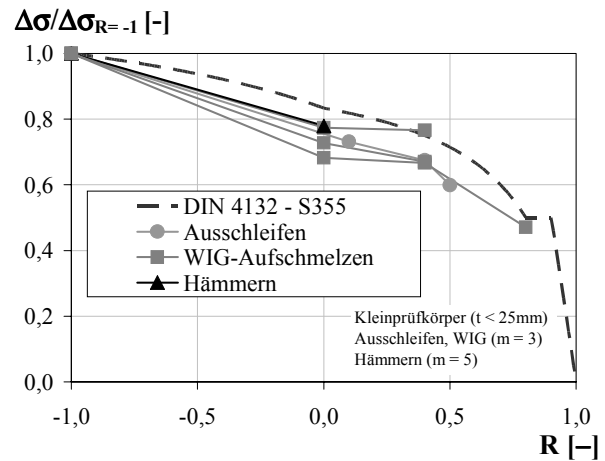


Bild 5.13: Mittelspannungseinfluss bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Anwendung von Nachbehandlungsverfahren

5.11.2 Trägerversuche

Im Gegensatz zu den Kleinprüfkörperversuchen sind für das Konstruktionsdetail der Quersteife nur wenige Trägerversuche zur Untersuchung des Mittelspannungseinfluss bekannt. Untersuchungen mit Trägern bei denen sowohl Versuchsreihen im Wechsel- als auch im Schwellbereich durchgeführt worden sind, konnten der Literatur nicht entnommen werden.

Im Allgemeinen zeigt sich bei den im Schweißzustand belassenen Trägerversuchsreihen nur ein geringer Mittelspannungseinfluss, siehe Bild 5.14. Die Regelungen zum Betriebsfestigkeitsnachweis nach Eurocode 3 [1.2] bzw. DIN-Fachbericht 103 [1.1] lassen sich daher tendenziell bestätigen. Bei den Trägerversuchen mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen aus [5.3] kann ebenfalls kein Mittelspannungseinfluss festgestellt werden, siehe Bild 5.15. Ursache hierfür ist voraussichtlich, dass sich der vorhandene Eigenstresszustand aus dem Schweißprozess durch das WIG-Aufschmelzen nur unwesentlich ändert.

Im Gegensatz dazu wird aufgrund des nachträglich lokalen Einbringens von Druckeigenstressungen, z.B. beim Hämmern oder UIT-Verfahren, der Eigenstresszustand an der Quersteife auch bei Großbauteilen in den Druckbereich geschoben. Der Mittelspannungseinfluss sollte daher bei diesen Nachbehandlungsverfahren auch bei Großbauteilen im Größenordnungsbereich von Kleinprüfkörperversuchen liegen. Untersuchungen hierzu konnten der Literatur nicht entnommen werden.

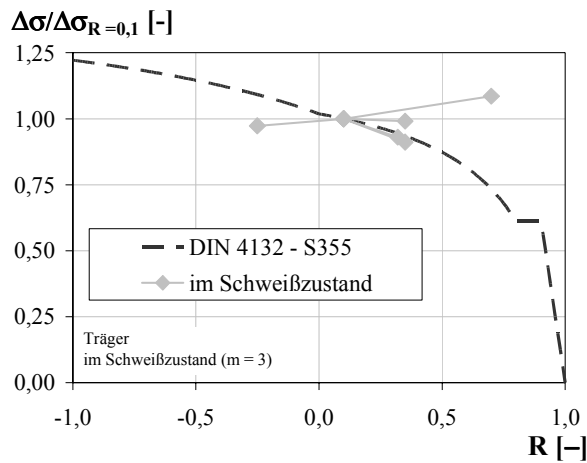


Bild 5.14: Mittelspannungseinfluss bestehender im Schweißzustand belassener Trägerversuchsreihen

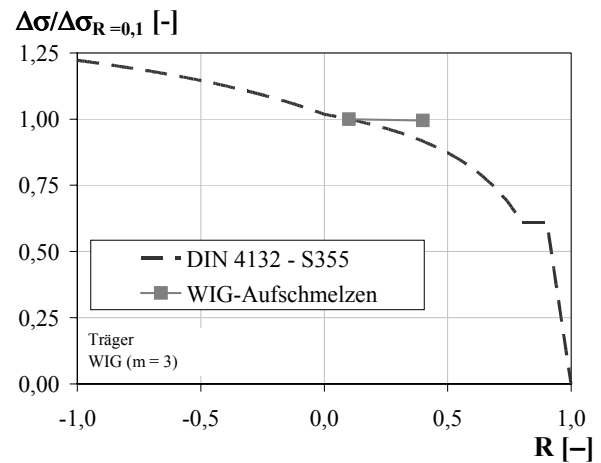


Bild 5.15: Mittelspannungseinfluss bestehender Kleinprüfkörperversuchsreihen mit Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen

5.12 Zusammenfassung

Bei der systematischen Auswertung von bisher unabhängigen bestehenden Versuchsreihen konnten folgende Ergebnisse aufgezeigt werden:

- Bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern kann nur ein geringfügiger Einfluss der Streckgrenze auf die Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden.
- Die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren führt zu Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit. Dabei nehmen mit steigender Streckgrenze des Grundmaterials die prozentualen Verbesserungen zu.
- Bei der Anwendung von höherfesten Stählen können die höchsten Ermüdungsfestigkeiten mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern erzielt werden, siehe Bild 5.16. Für das Nachbehandlungsverfahren UIT liegen bisher für das Konstruktionsdetail der Quersteife keine Versuche unter Normalkraftbeanspruchung und keine auswertbaren Trägerversuche vor.
- Der Wert m in der *Wöhler*liniensteigung nimmt mit der Anwendung von Nachbehandlungsverfahren zu. Dies bedeutet, die *Wöhler*linien werden flacher, siehe Bild 5.16.

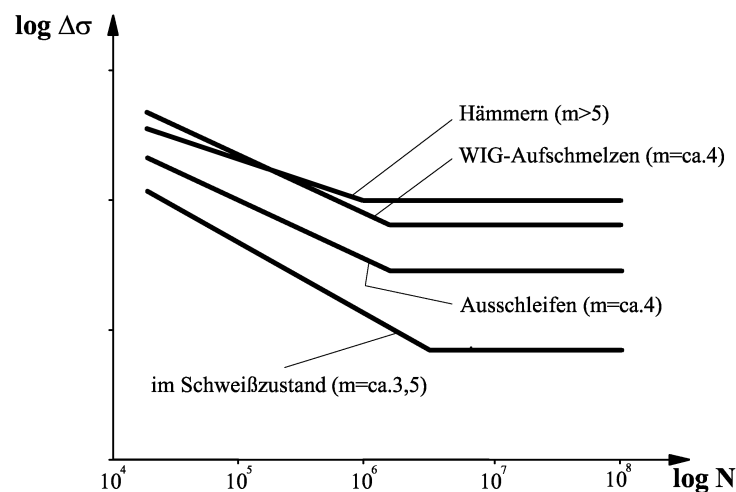


Bild 5.16: Schematische Darstellung der Ergebnisse der Auswertung bestehender Versuchsreihen für das Konstruktionsdetail der Quersteife

- Tendenziell ist zu beobachten, dass die Dauerfestigkeit durch die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren deutlich ansteigt und die *Wöhler*linien flacher verlaufen. Da die Kurzzeitfestigkeit nahezu unabhängig vom Eigenspannungszustand ist, verschiebt sich der Abknickpunkt N_D zur Dauerfestigkeit zu niedrigeren Lastspielzahlen, siehe Bild 5.16.
- Der Mittelspannungseinfluss nach DIN 4132 [1.4] wird durch die im Schweißzustand belassenen und nachbehandelten Kleinprüfkörpern grundsätzlich bestätigt. Versuchsreihen mit bauteilähnlichen Großprüfkörpern liegen insbesondere im Wechselbereich nur vereinzelt vor. Es ist jedoch bei den im Schweißzustand belassenen Biegeträgerversuchen im Schwellbereich die Tendenz zu erkennen, dass die Ermüdungsfestigkeit entsprechend Eurocode 3 [1.2] bzw. DIN-Fachbericht 103 [1.1] unabhängig von der Mittelspannung ist.
- Die Ermüdungsfestigkeit ist bei Trägerversuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Querstreifen und einem Spannungsverhältnis von $R=0-0,2$ ca. 20% geringer als die Ermüdungsfestigkeit von entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihen. Beim WIG-Aufschmelzen nimmt die Abminderung der Ermüdungsfestigkeit auf ca. 30-35% zu. Es ist daher anzunehmen, dass die Effektivität des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen bei Großbauteilen abnimmt.

6 Experimentelle Untersuchungen

6.1 Übersicht

In diesem Kapitel werden eigene sowie an der Materialforschungs- und Prüfanstalt der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführte experimentelle Untersuchungen beschrieben und ausgewertet. Diese wurden größtenteils im Rahmen des AiF-Forschungsprojekts „Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung“ [5.1] durchgeführt.

Mit Hilfe der Versuche in [5.1] wurde die Anwendung und die Effektivität des Nachbehandlungsverfahrens „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen insbesondere aus höherfesten Baustählen untersucht und mit der Wirksamkeit des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen verglichen. Hierzu wurde der Einfluss der Streckgrenze, der Blechdicke und des Spannungsverhältnisses am Konstruktionsdetail der Quersteife an Klein- und Großprüfkörpern durch Ermüdungsversuche unter Normalbeanspruchung für die Stahlsorten S355J2, S460ML und S690QL1 bestimmt.

Zum Vergleich wurden zusätzlich Ermüdungsversuche mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern, an Prüfkörpern mit einer nachträglichen Reinigungsstrahlbehandlung (SA 2½) sowie an Prüfkörpern mit Schweißnahtansatzstellen ausgeführt. Der Bauteileinfluss wurde an Trägerversuchen aus der höherfesten Stahlsorte S690QL1 mit eingeschweißter Quersteife geprüft. Ermüdungsversuche wurden außerdem zur Bestimmung des Einflusses einer UIT-Behandlung unter Last durchgeführt. Außerdem erfolgten typische Begleituntersuchungen wie Zugversuche, Eigenspannungsmessungen, Nahtgeometriemessungen und Untersuchungen zur Metallographie.

Ergänzend zu den Untersuchungen in [5.1] wurden im Rahmen dieser Arbeit Versuche zur Bestimmung des Einflusses von Überlasten auf eine UIT-Behandlung ausgeführt. Auch wurde in Vorversuchen [5.44] die Frage behandelt, inwieweit sich das UIT-Verfahren zur Ertüchtigung bestehender vorgeschädigter Konstruktionen eignet. Darüber hinaus erfolgten im Rahmen dieser Arbeit noch Rissfortschrittmessungen an unbehandelten und nachbehandelten Großprüfkörpern.

Aus den Versuchsergebnissen werden die folgenden Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit analysiert, teilweise in Verbindung mit theoretischen und numerischen Untersuchungen:

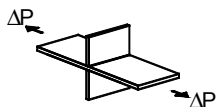
- Einfluss der Streckgrenze
- Einfluss der Schweißnahtnachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT
- Einfluss einer nachträglichen Reinigungsstrahlbehandlung
- Einfluss von Mittelspannung bzw. Spannungsverhältnis
- Einfluss geometrischer Größe (Maßstabeffekt)
- Einfluss der Blechdicke
- Einfluss einer manuellen Schweißung mit vorhandenen Schweißnahtansatzstellen
- Übertragbarkeit der Ergebnisse von Kleinprüfkörper auf Bauteile
- Anwendung des UIT-Verfahrens unter Last
- Einfluss von Überlasten auf das UIT-Verfahren
- Effektivität einer UIT-Anwendung zur Ertüchtigung vorgeschädigter Konstruktionen
- Einfluss von Nahtgeometrie und Eigenspannungen

6.2 Versuchsprogramm

6.2.1 Übersicht

Insgesamt besteht das Versuchsprogramm aus ca. 200 Kleinprüfkörper-, 50 Großprüfkörper- und 12 Trägerversuchen für das Konstruktionsdetail der Quersteife. Das gesamte Versuchsprogramm ist zusammenfassend in Tabelle 6.1 dargestellt.

Tabelle 6.1: Versuchsprogramm

Prüfkörper	Einflussfaktor	Stahl	Nachbehandlung	Dicke	Spannungsverhältnis
 Klein- und Großprüfkörper	Nachbehandlung Stahlsorte Größe	S355 S460 S690	im Schweißzustand WIG-Aufschmelzen UIT-Verfahren	12mm	R = 0,1
	Nachbehandlung	S690	Reinigungsstrahlung	12mm	R = 0,1
	Mittelspannung	S690	im Schweißzustand UIT-Verfahren	12mm	R = -1 R = 0,5
	Blechdicke	S690	im Schweißzustand UIT-Verfahren	25mm	R = 0,1
	Schweißnaht- ansatzstellen	S690	UIT-Verfahren	12mm	R = 0,1
	Nachbehandlung unter Last	S690	UIT-Verfahren	12mm	R = 0,5
	Überlasten	S355 S460 S690	UIT-Verfahren	12mm	R = 0,1
	Ertüchtigung	S460	UIT-Verfahren	12mm	R = 0,1
Träger	Bauteil	S690	im Schweißzustand UIT	12mm	R = -1 R = 0,5
Begleit- untersuchungen	Nahtgeometrie Eigenspannungen Metallographie	S355 S460 S690	im Schweißzustand Reinigungsstrahlung WIG-Aufschmelzen UIT-Verfahren	12mm	-
	Rissfortschritt Rissgeometrie	S355 S460 S690	im Schweißzustand UIT-Verfahren	12mm	R = 0,1

6.2.2 Werkstoffe

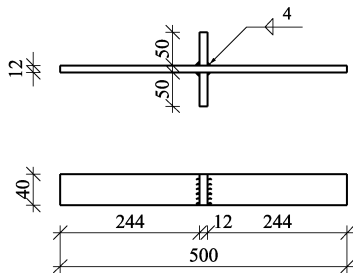
Für die Herstellung der Prüfkörper kamen die Stahlsorten S355J2, S460ML und S690QL1 zur Anwendung. Die Stähle stammten im Regelfall aus einer Charge. Nur bei der Stahlsorte S690 und einer Blechdicke von 12mm kamen Stähle aus drei verschiedenen Chargen zur Anwendung. Die chemische Zusammensetzung sind im Anhang B.1 gegeben. Die mechanischen Eigenschaften längs zur Walzrichtung der Bleche wurden mittels Zugversuchen nach DIN EN 10002-1 [1.21] ermittelt. Die dabei erzielten Werte sind zusammen mit den Kerbschlagarbeiten aus den Kerbschlagbiegeversuchen nach DIN EN 10045-1 [1.22] entsprechend den Werksangaben im Anhang B.2 gegeben.

6.2.3 Abmessungen der Probekörper

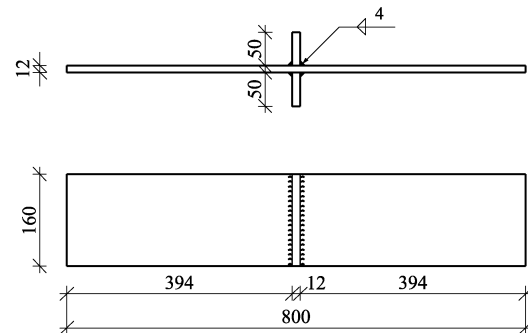
6.2.3.1 Klein- und Großprüfkörper

Die Ermüdungsversuche wurden am typischen Konstruktionsdetail des Brückenbaus, der Quersteife, durchgeführt. Für die Klein- und Großprüfkörper kamen insgesamt sechs verschiedene Probekörpertypen zur Anwendung. Die Breite der Kleinprüfkörper entsprach 40mm, die der Großprüfkörper 160mm. Die Blech- und Steifendicke der Standardprüfkörper betrug 12mm mit einer Schweißnahtdicke von 4mm. Die einzelnen Abmessungen der unterschiedlichen Prüfkörpertypen sind in Bild 6.1 gegeben.

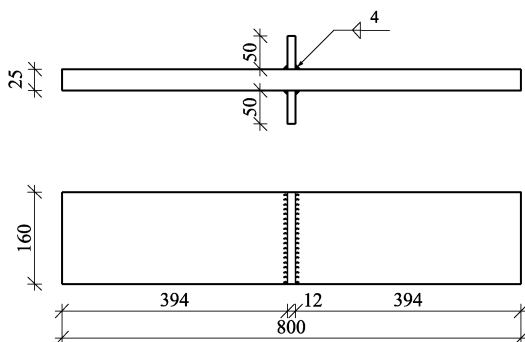
Kleinprüfkörper QS1:



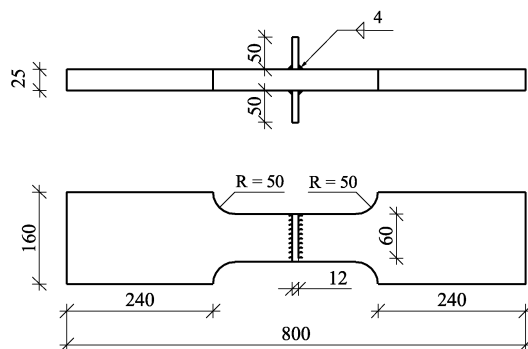
Großprüfkörper QS2:



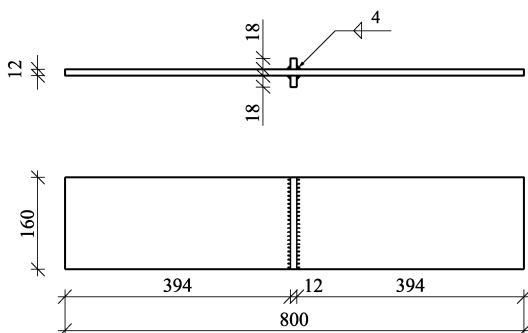
Großprüfkörper QS3



Großprüfkörper QS4:



Großprüfkörper QS5:



Großprüfkörper QS6:

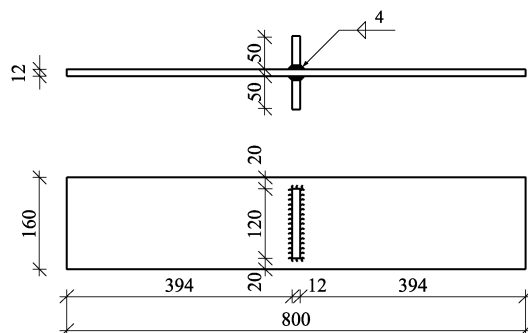


Bild 6.1: Abmessungen der Klein- und Großprüfkörper

6.2.3.2 Träger

Für die Bauteilversuche wurde ein einheitlicher geschweißter Träger mit einer Länge von 4,0m aus der Stahlsorte S690QL1 mit einer eingepassten Quersteife in Trägermitte gewählt. Die Blechdicke des Stags und der Gurte betrug wie bei den Klein- und Großversuchskörpern 12mm. Die einzelnen Querschnittsabmessungen sowie Schweißnahtdicken können Bild 6.2 entnommen werden.

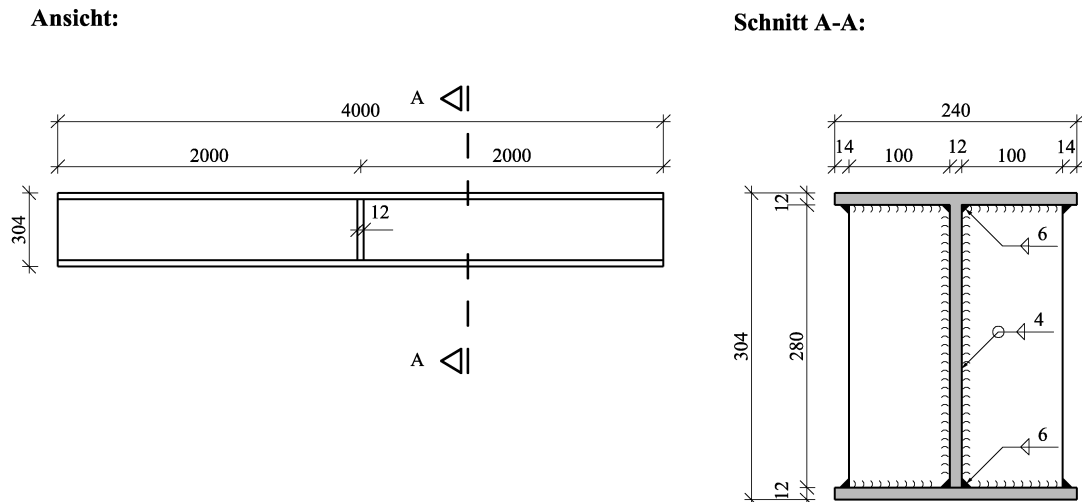


Bild 6.2: Querschnittsabmessungen der Träger

6.2.4 Herstellung der Probekörper

6.2.4.1 Klein- und Großprüfkörper

Bei der Herstellung der Klein- und Großprüfkörper (QS1, QS2, QS3, QS5) wurden vorab die Querstreifen an beiden Seiten der Stahlplatten mit einer Länge von ungefähr 1.000mm in Horizontallage unter betriebsüblichen Bedingungen vollmechanisch aufgeschweißt. Als Schweißverfahren kam das MAG-Verfahren zur Anwendung. Anschließend wurden die einzelnen Prüfkörper durch Sägeschnitt aus den Platten herausgetrennt. Die Randstücke wurden vorab entfernt, so dass keine Schweißnahtansatzstellen in den Probekörpern vorhanden waren, siehe Bild 6.3.

Bei der Fertigung der Schenkelproben (Probekörper QS4) erfolgte zuerst die Herstellung der Ausnehmungen und der Übergangsradien mittels Fräsung. Anschließend wurden An- und Auslaufbleche im Bereich der Quersteife angeheftet und die Querstreifen wurden in Horizontallage mit dem MAG-Verfahren manuell angeschweißt. Nach dem Entfernen der An- und Auslaufbleche wurden die Randseiten der Probekörper abschließend blecheben geschliffen.

Bei der Herstellung der Großprüfkörper (QS6) wurden die einzelnen Bleche vorab aus den Stahlplatten mittels Brennschnitt herausgetrennt. Anschließend wurden die Querstreifen auf beiden Seiten mit dem MAG-Verfahren manuell aufgeschweißt, so dass bei allen Probekörpern Schweißnahtansatzstellen vorhanden waren, siehe Bild 6.4.

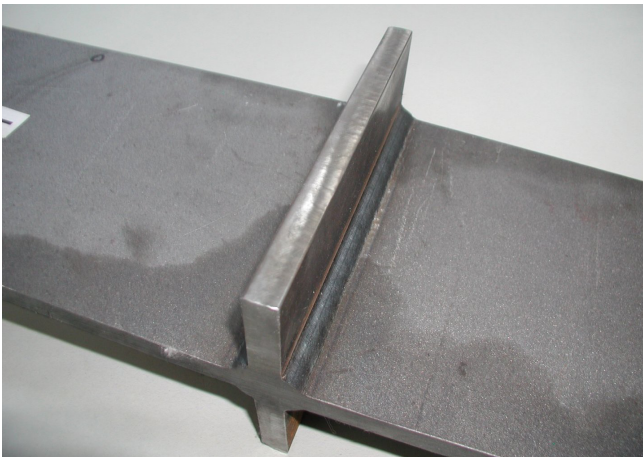


Bild 6.3: Großprüfkörper (QS 1) ohne Schweißnahtansatzstellen



Bild 6.4: Großprüfkörper (QS 6) mit Schweißnahtansatzstellen

Weitere Einzelheiten zu den Schweißparametern können dem Anhang B.3 bzw. [5.1] entnommen werden. Auf Grundlage einer Überprüfung der Schweißnahtgeometrie und der dazugehörigen Schweißnahtunregelmäßigkeiten sind die Schweißnähte in Bewertungsgruppe B nach EN ISO 5817 [1.20] einzuordnen.

6.2.4.2 Träger

Insgesamt wurden 12 Träger aus der Stahlsorte S690QL1 gefertigt, jeweils 6 Träger aus Stahl der Dillinger Hüttenwerke AG und 6 Träger der voestalpine Grobblech GmbH. Der Zuschnitt der Gurtbleche, Stegbleche und Quersteifen erfolgte durch Autogenbrennschneiden.

Bei der Herstellung der Träger wurden zuerst die Halskehlnähte zwischen Gurte und Steg in Horizontallage vollmechanisch geschweißt. Die Quersteifen wurden anschließend spaltfrei eingepasst, angeheftet und rundum in Horizontallage manuell verschweißt. Die Schweißnahtansatzstellen wurden, um ungünstige Werte zu erzielen, in den Zwickelbereich aus Gurt, Steg und Quersteife gelegt, siehe Bild 6.5. Als Schweißverfahren kam sowohl für die Längsnähte als auch für die Nähte der Quersteifen das MAG-Verfahren zur Anwendung. Weitere Einzelheiten zu den Schweißparametern können Anhang B.3 entnommen werden.

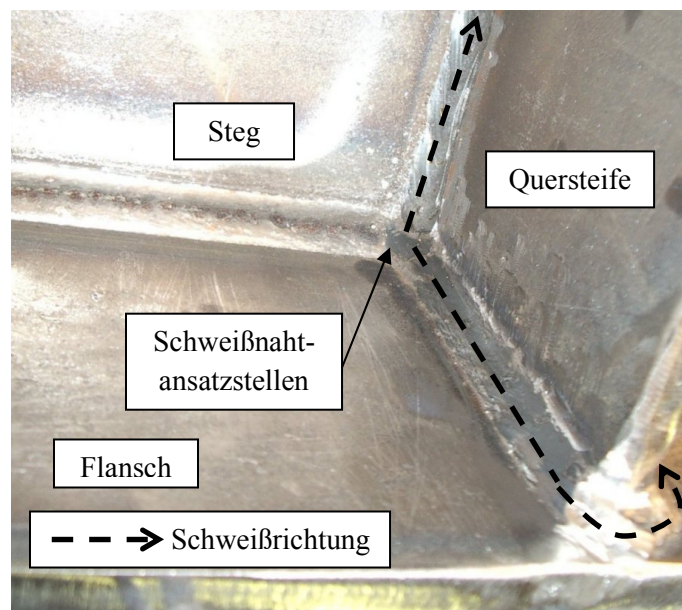


Bild 6.5: Schweißanweisung für eingepasste Quersteife

6.2.5 Nachbehandlung

6.2.5.1 Reinigungsstrahlung

Ein Teil der Kleinprüfkörper (QS1) aus der Stahlsorte S690QL1 wurde abschließend nach dem Trennen zu einzelnen Prüfkörpern unter betriebsüblichen Bedingungen reinigungsgestrahlt (SA 2½).

6.2.5.2 WIG-Aufschmelzen

Das WIG-Aufschmelzen des Nahtübergangs wurde von einem erfahrenen Schweißer unter Berücksichtigung der Empfehlungen in [5.10] vor dem Trennen zu einzelnen Prüfkörpern manuell in Wannenlage durchgeführt. Die Vorschubgeschwindigkeit betrug ca. 7cm/min.

6.2.5.3 UIT-Verfahren

Als UIT-Verfahren kam das Verfahren *Esonix*[®] Ultrasonic Impact Treatment (UIT) zur Einsatz. Die Anwendung erfolgte bei den Klein- und Großprüfkörpern abschließend am bereits zugeschnittenen Prüfkörpern am Schweißnahtübergang. Die Ausführung erfolgte mit einer Ausgangsfrequenz von 27kHz mit einer Leistung von 900W durch einen oder mehrere gehärtete Bolzen mit einem Durchmesser von 3mm, siehe Bild 6.6. Die Nachbehandlungsqualität konnte optisch kontrolliert werden, da plastische Verformungen durch Eindrückungen am Schweißnahtübergang mit einer glänzenden Oberfläche deutlich erkennbar waren, siehe Bild 6.7. Im Regelfall war zur Nachbehandlung des Schweißnahtübergangs ein Arbeitsgang ausreichend.



Bild 6.6: UIT-Behandlung der Klein- und Großprüfkörper

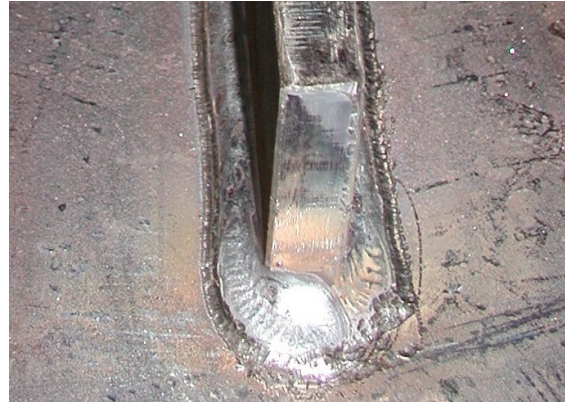


Bild 6.7: Verbleibende Eindrückungen am Schweißnahtübergang nach einer UIT-Behandlung

Die Nachbehandlung der Träger erfolgte nur an den Nahtübergängen im Bereich der Quersteife. Die behandelten Bereiche sind hierzu in Bild 6.8 gekennzeichnet. Es ist anzumerken, dass die Nachbehandlung und deren Kontrolle im Bereich des Zwickels zwischen Steg, Quersteife und Gurt auch aufgrund vorhandener Schweißnahtansatzstellen deutlich schwieriger war im Vergleich zu den gerade laufenden Kehlnähten der Klein- und Großprüfkörper.

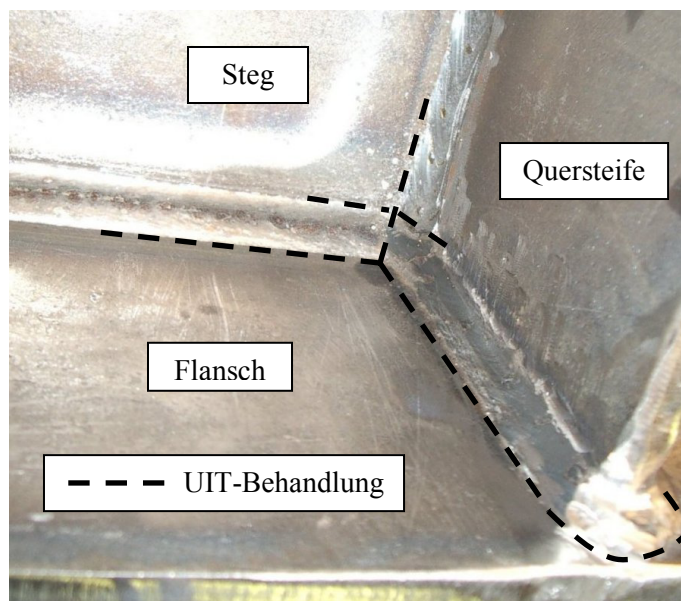


Bild 6.8: UIT-Behandlung der Träger im Bereich der Quersteifen

6.3 Ermüdungsversuche an Klein- und Großprüfkörpern

6.3.1 Versuchsdurchführung

Die Ermüdungsversuche an den Klein- und Großprüfkörpern erfolgten sowohl durch das Institut für Konstruktion und Entwurf (KE) der Universität Stuttgart an der Material- und Prüfanstalt Stuttgart (MPA) sowie durch die Materialforschungs- und Prüfanstalt (MFPA) der Bauhaus-Universität Weimar. Weitere Angaben sind [5.1] zu entnehmen.

6.3.2 Versuchsergebnisse

6.3.2.1 Allgemeines

Eine umfassende Zusammenstellung der Ergebnisse der einzelnen Versuchsreihen an Klein- und Großprüfkörper kann [5.1] entnommen werden. In diesem Kapitel erfolgt die Darstellung der Versuchsergebnisse in *Wöhler*diagrammen, in denen zusätzlich die mittlere Ermüdungsfestigkeit bei 2 Millionen Lastwechsel $\Delta\sigma_{c,50\%}$ (Überlebenswahrscheinlichkeit $P_U=50\%$) angegeben ist. Die statistische Auswertung der Versuche erfolgt dabei entsprechend dem Auswerteverfahren nach Anhang A in diesem Dokument.

Bei der Bestimmung der *Wöhler*linien werden wie bereits bei der Auswertung bestehender Versuchsreihen in Kapitel 5 im Regelfall nur Versuche mit Bruchausgang vom Schweißnahtübergang der Quersteife berücksichtigt. Werden Grund- und Einspannbrüche mitberücksichtigt, ist dies an der entsprechenden Stelle explizit gekennzeichnet. Die Bestimmung der Nennspannungsschwingbreite erfolgt aus der bei den Versuchen vorgegebenen Kraftschwingbreite dividiert durch die vorhandene Querschnittsfläche der Prüfkörper. Aufgrund der zu geringen Anzahl an Versuchen im Dauerfestigkeitsbereich ist eine genaue Bestimmung der Dauerfestigkeit wie bereits bei den bestehenden Versuchsreihen in Kapitel 5 nicht möglich. Die Festlegung des Abknickpunkts zur Dauerfestigkeit N_D erfolgt daher ebenfalls näherungsweise bei der höchsten Spannungsschwingbreite, ab der ausschließlich Durchläufer mit mindestens 5 Millionen Lastwechsel vorhanden sind. Liegen keine Untersuchungen im Dauerfestigkeitsbereich vor, wird der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit N_D entsprechend den Eurocoderegelungen [1.2] auf 5 Millionen Lastwechsel festgelegt.

6.3.2.2 Einfluss von Stahlsorte und Schweißnahtnachbehandlung

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche an den Kleinprüfkörpern (QS1) mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ zeigen, dass bei allen Stahlsorten durch die Anwendung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren die Ermüdungsfestigkeiten im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich deutlich gesteigert werden konnten. Die höchsten Ermüdungsfestigkeiten konnten bei der Versuchsreihe mit Prüfkörpern aus der Stahlsorte S355 mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen, siehe Bild 6.9, und bei den Versuchsreihen mit Prüfkörpern aus den höherfesten Stahlsorten S460 und S690 mit dem UIT-Verfahren erzielt werden, siehe Bild 6.10 und 6.11. Die mittleren Ermüdungsfestigkeiten bei 2 Millionen Lastwechsel $\Delta\sigma_{c,50\%}$ mit variabler Steigung m sind in Tabelle 6.2 für die einzelnen Versuchsserien zusammengefasst.

Die Versuchskörper versagten üblicherweise am Schweißnahtübergang der Quersteife, nur bei den Prüfkörpern aus der Stahlsorte S690 bei Anwendung des UIT-Verfahrens und bei den Prüfkörpern aus der Stahlsorte S355 bei Anwendung des WIG-Aufschmelzens war die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Nahtübergang der Quersteife so hoch, dass sich die Anrisse größtenteils ins Grundmaterial oder in den Einspannbereich der Prüfkörper verlagerten.

Tabelle 6.2: Ergebnisse der Kleinprüfkörperversuche (QSI) mit Spannungsverhältnis $R=0,1$

Stahlsorte	Nachbehandlungs- verfahren	ausgewertete Versuche	Ermüdungs- festigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der <i>Wöhlerlinie</i>	Abknickpunkt Dauerfestigkeit	Standard- schätzfehler	Verbesserung durch Nach- behandlung
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	N_D [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_{Nach}/\Delta\sigma_{AW}$ [-]
S355	im Schweißzustand	13	100	3,3	2.500.000	0,11	-
	WIG-Aufschmelzen	9*	> 250	5,5	4.500.000	0,22	> 2,50
	UIT-Verfahren	7	203	6,6	1.700.000	0,15	2,03
S460	im Schweißzustand	12	116	3,4	5.000.000	0,17	-
	WIG-Aufschmelzen	7	176	3,6	3.000.000	0,14	1,52
	UIT-Verfahren	5	208	5,3	900.000	0,19	1,79
S690	im Schweißzustand	13	168	4,2	5.000.000	0,22	-
	Reinigungsstrahlung	7	196	4,1	3.500.000	0,21	1,17
	WIG-Aufschmelzen	4	183	3,0	1.500.000	0,10	1,09
	UIT-Verfahren	3	> 244	5,0**	1.100.000	0,39	> 1,45
		7*	> 251	5,0**	1.200.000	0,30	> 1,49

* = Grundmaterial- und Einspannbrüche berücksichtigt
** = *Wöhlerliniensteigung* m festgelegt

Anhand der Ermüdungsversuche im Dauerfestigkeitsbereich ist die Tendenz zu erkennen, dass der Abknickpunkt zur Dauerfestigkeit N_D sowohl beim WIG-Aufschmelzen als auch beim UIT-Verfahren zu niedrigeren Lastwechselzahlen verschoben ist. Teilweise liegen die Abknickpunkte zur Dauerfestigkeit N_D sogar unterhalb 2 Millionen Lastwechsel, so dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel nur ein theoretischer Wert zur Beschreibung der *Wöhlerlinie* darstellt.

Im Weiteren zeigt sich, dass der absolute Betrag der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ mit steigender Streckgrenze beim UIT-Verfahren zunimmt, siehe Bild 6.14. Beim WIG-Aufschmelzen ergibt sich dagegen die höchste Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ für die Stahlsorte S355, siehe Bild 6.13. Es ist auch festzustellen, dass bei beiden Nachbehandlungsverfahren die prozentuale Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf die Versuchsergebnisse der unbehandelten Prüfkörper mit steigender Streckgrenze der Prüfkörper abnimmt, siehe Tabelle 6.2. Es kann darüber hinaus festgestellt werden, dass die *Wöhlerlinien* der UIT-nachbehandelten Versuchsreihen deutlich flacher verlaufen.

Beim WIG-Aufschmelzen liegen die Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf theoretische 2 Millionen Lastwechsel im Vergleich zu den Ermüdungsfestigkeiten der Versuche mit

im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern bei mindestens 150% für die Stahlsorte S355 unter Berücksichtigung der Einspannbrüche, bei 52% für die Stahlsorte S460 und bei nur 9% für die Stahlsorte S690. Beim UIT-Verfahren liegen die Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel bei 103% für die Versuchsreihe mit Prüfkörpern aus der Stahlsorte S355 und bei 79% für die Versuchsreihe mit Prüfkörpern aus der Stahlsorte S460. Für die Versuchsreihe mit Prüfkörpern aus der Stahlsorte S690 liegt die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel unter Berücksichtigung der Grundmaterialbrüche bei 49% im Vergleich zur Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der Versuchsreihe mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern.

Als Ursache für den abnehmenden relativen Verbesserungsgrad durch die Nachbehandlungsverfahren mit zunehmender Streckgrenze wird die außerordentlich hohe Ermüdungsfestigkeit der Versuchsreihe der unbehandelten Prüfkörper aus der Stahlsorte S690 angesehen. Diese besitzt eine um 35% bzw. 50% höhere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ als die entsprechenden Versuchsreihen mit Prüfkörpern aus den Stahlsorten S355 und S460, siehe Bild 6.12.

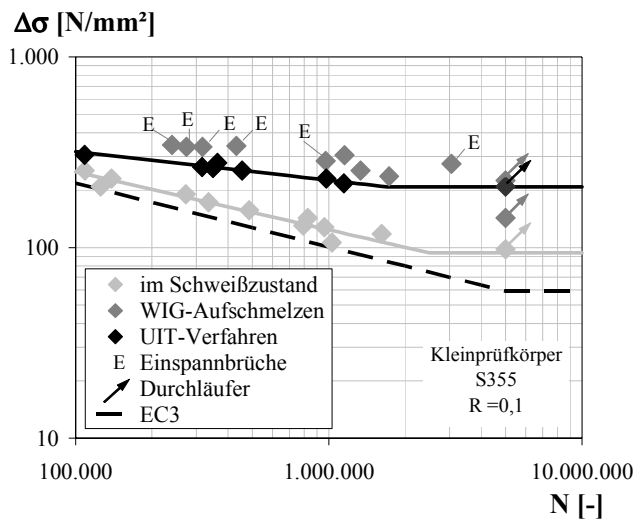


Bild 6.9: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S355, R=0,1)

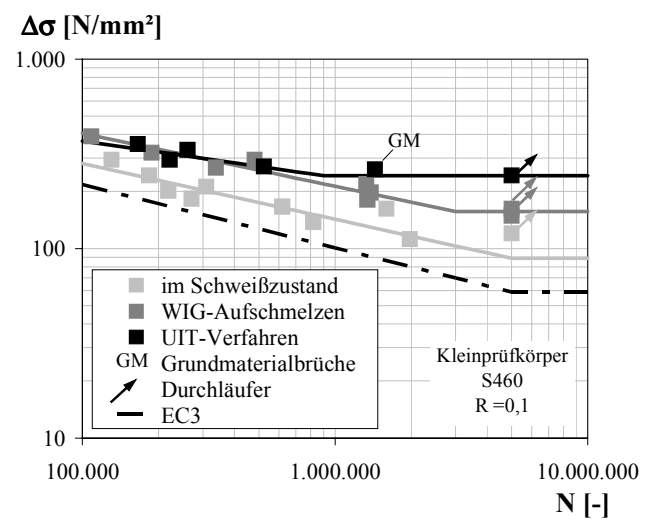


Bild 6.10: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S460, R=0,1)

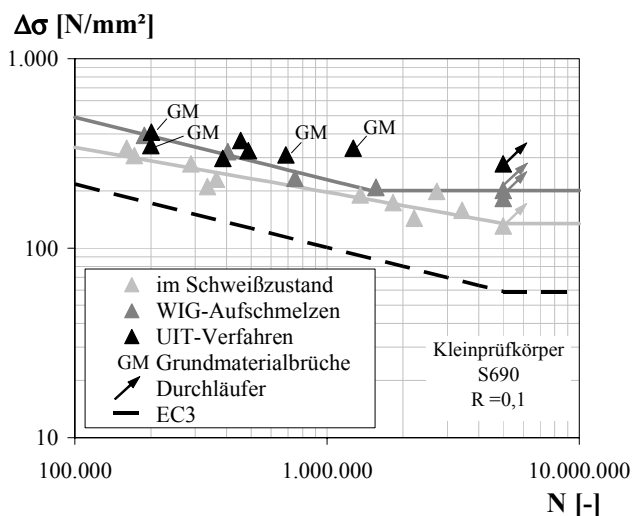


Bild 6.11: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S690, R=0,1)

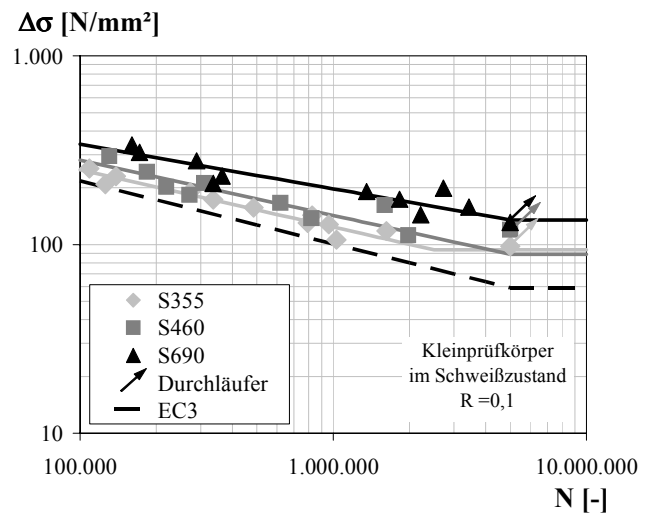


Bild 6.12: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, im Schweißzustand, R=0,1)

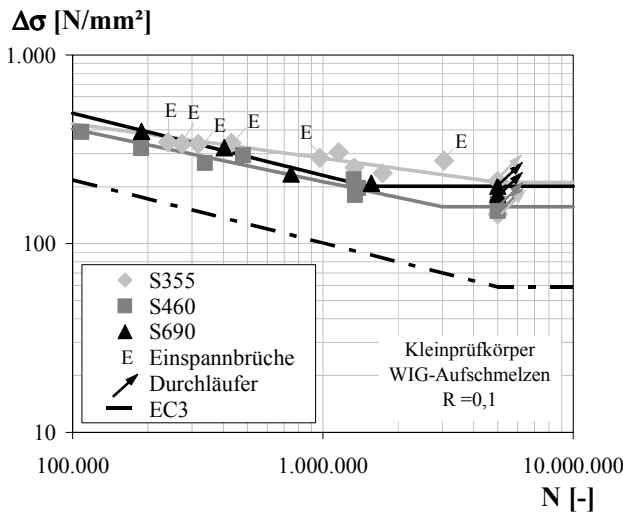


Bild 6.13: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, WIG-Aufschmelzen, $R=0,1$)

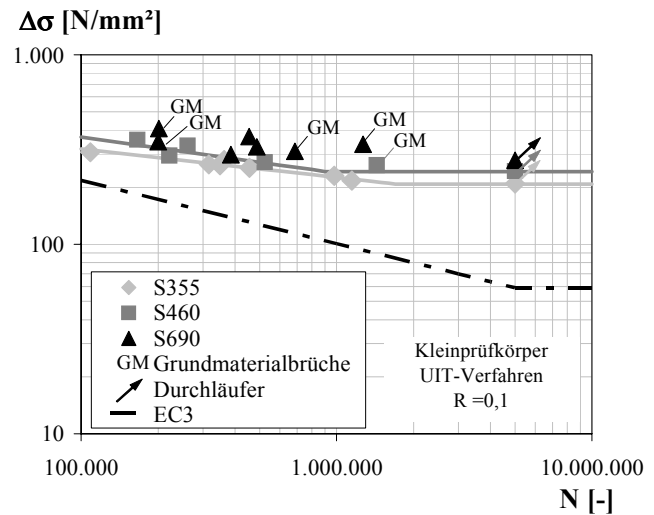


Bild 6.14: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, UIT-Verfahren, $R=0,1$)

Im Gesamten ist bei den eigenen experimentellen Untersuchungen im Gegensatz zu der systematischen Auswertung der bestehenden Versuchsreihen in Abschnitt 5.6 eine zunehmende Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Streckgrenze auch im unbehandelten Schweißzustand festzustellen. Hierzu erfolgt in Bild 6.15 eine Gegenüberstellung der mittleren Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ zwischen den eigenen Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern und den entsprechenden bereits bestehenden Versuchsreihen aus Abschnitt 5.6. Der Vergleich zeigt, dass sich die Ermüdungsfestigkeit der eigenen Versuchsreihe mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern aus S355 im unteren Streubereich der Ermüdungsfestigkeiten der bestehenden Versuchsreihen befindet. Dagegen liegt die Ermüdungsfestigkeit der eigenen Versuchsreihe mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern aus S690 im oberen Streubereich der Ermüdungsfestigkeiten der bestehenden Versuchsreihen.

Die hohe Ermüdungsfestigkeit der eigenen Versuchsreihe mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern aus S690 beruht voraussichtlich auf der hohen Schweißqualität, die zu einer geringen Kerbwirkung am Schweißnahtübergang führt, siehe hierzu die Messungen der Nahtgeometrie und die Kerbspannungswöhlerlinien in Abschnitt 6.5.1.

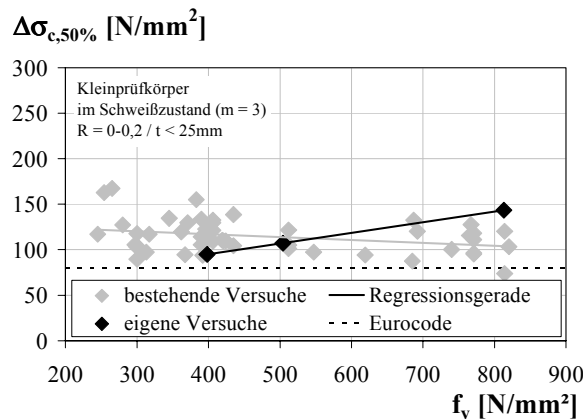


Bild 6.15: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit eigener und bestehender Versuchsreihen
(Kleinprüfkörper, im Schweißzustand, $R = 0-0,2$)

Bei der Gegenüberstellung zwischen den eigenen Versuchsreihen mit WIG-nachbehandelten Prüfkörpern und den entsprechenden bestehenden Versuchsreihen aus Abschnitt 5.6 zeigt sich, dass die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der eigenen Versuchsreihen bei einer vorgegebener Steigung von

$m=3$ bei den Stahlsorten S460 und S690 um ca. 15% unter dem Durchschnitt der bereits bestehenden Versuchsreihen liegen, siehe Bild 6.16. Die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der eigenen Versuche mit dem Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und der Stahlsorte S355 sind dagegen überdurchschnittlich hoch.

Im Gegensatz dazu liegen die eigenen Versuchsreihen mit UIT-behandelten Prüfkörpern bei allen Stahlsorten bei einer vorgegebenen Steigung von $m=5$ im mittleren Streubereich der Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der bestehenden Versuchsreihen mit dem Nachbehandlungsverfahren Hämmern, siehe Bild 6.17.

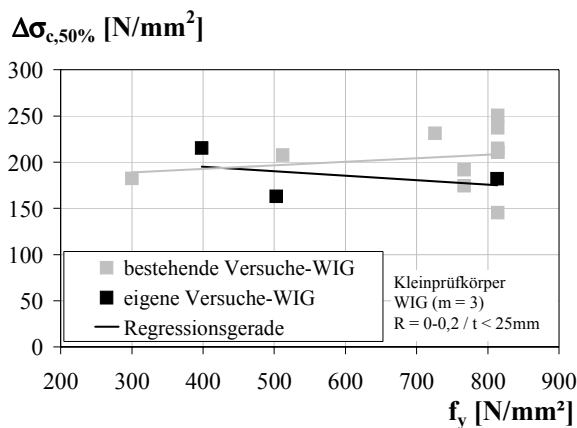


Bild 6.16: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit eigener und bestehender Versuchsreihen (Kleinprüfkörper, WIG, $R=0-0,2$)

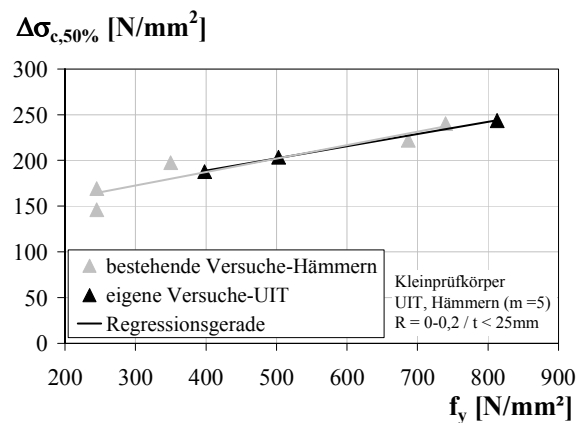


Bild 6.17: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit eigener und bestehender Versuchsreihen (Kleinprüfkörper, Hämmern, UIT, $R=0-0,2$)

6.3.2.3 Einfluss einer Reinigungsstrahlung

Die Versuche an Kleinprüfkörpern aus der Stahlsorte S690 mit der im Stahlbau üblichen nachträglichen Reinigungsstrahlung (SA 2½) führten im Vergleich zu den Versuchen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern zu einer Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit, siehe Bild 6.18. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit liegt mit 17% in der Größenordnungsbereich der Ermüdungsfestigkeit des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen. Die Ermüdungsfestigkeiten des UIT-Verfahrens konnten jedoch durch das nachträgliche Reinigungsstrahlen nicht erreicht werden, siehe Bild 6.19. Eine Zusammenfassung der Versuchsergebnisse ist bereits in Tabelle 6.2 enthalten.

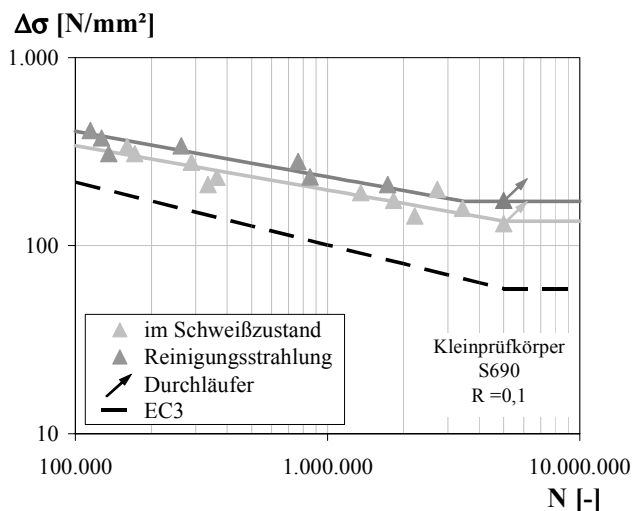


Bild 6.18: Wöhlerdiagramm (Kleinprüfkörper, S690, $R=0,1$)

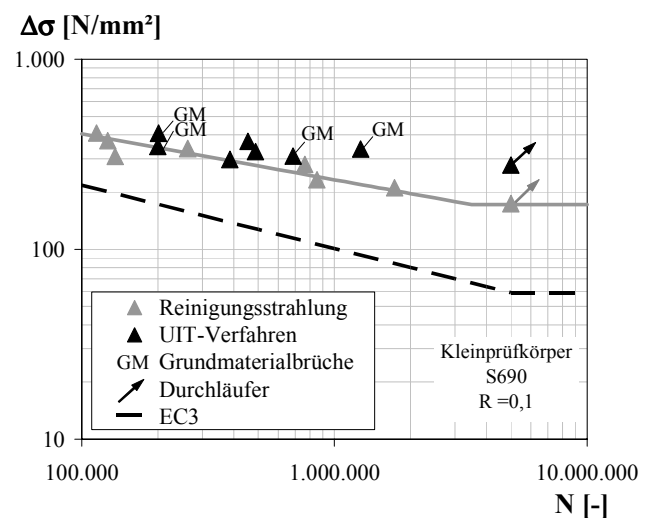


Bild 6.19: Wöhlerdiagramm (Kleinprüfkörper, S690, $R=0,1$)

6.3.2.4 Mittelspannungseinfluss

Bei den Versuchen mit Kleinprüfkörpern aus der Stahlsorte S690 konnte ein Mittelspannungseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit sowohl bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern als auch bei den UIT-nachbehandelten Prüfkörpern festgestellt werden, siehe Bild 6.20 und 6.21. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse in Abhängigkeit des vorhandenen Spannungsverhältnis R kann Tabelle 6.3 entnommen werden.

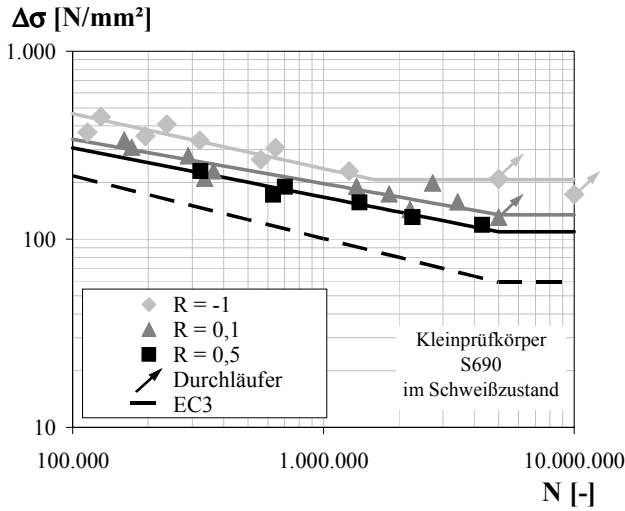


Bild 6.20: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S690, im Schweißzustand)

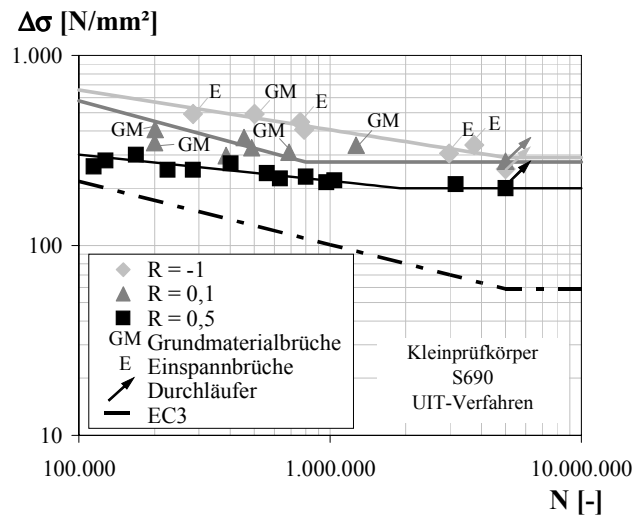


Bild 6.21: Wöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S690, UIT-Verfahren)

Tabelle 6.3: Ergebnisse der Kleinprüfkörperversuche (QSI) mit der Stahlsorte S690 in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R

Nachbehandlungsverfahren	Spannungsverhältnis	ausgewertete Versuche	Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der Wöhlerlinie	Abknickpunkt Dauerfestigkeit	Standard-schätzfehler	Verbesserung durch Nachbehandlung
	R [-]	n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	N_D [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_{Nach}/\Delta\sigma_{AW}$ [-]
im Schweißzustand	-1	9	196	3,5	1.600.000	0,16	-
	0,1	13	168	4,2	5.000.000	0,22	-
	0,5	6	139	3,8	5.000.000	0,10	-
UIT-Verfahren	-1	6*	> 352	4,8	-	0,16	> 1,80
	0,1	7*	> 251	5,0**	1.200.000	0,30	> 1,49
	0,5	14	199	7,2	1.900.000	0,22	1,43

* = Grundmaterial- und Einspannbrüche berücksichtigt

** = Wöhlerliniensteigung m festgelegt

Der Mittelspannungseinfluss der im Schweißzustand belassenen Prüfkörper ist dabei vergleichbar zu den Angaben in DIN 4132 [1.4] bzw. der Zulassung Z-30.1-1 [1.6], siehe Bild 6.22.

Während bei den UIT-behandelten Proben bei den Versuchen mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ die Bruchausgangsstellen hauptsächlich im Nahtübergang der Quersteife lagen, verlagerten sich diese bei Spannungsverhältnissen von $R=0,1$ und $R=-1$ zunehmend in das Grundmaterial. Werden die Grundmaterialbrüche zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit für das Konstruktionsdetail der Quersteife mit UIT-Behandlung mitberücksichtigt, ist ein vergleichsweise größerer Mittelspannungseinfluss als im Schweißzustand feststellbar, siehe Bild 6.22.

Daraus kann geschlossen werden, dass die Effektivität der UIT-Nachbehandlung mit steigendem Spannungsverhältnis R abnimmt. Bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ liegt die Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel allerdings immer noch um 43% über der Ermüdungsfestigkeit der unbehandelten Prüfkörper, siehe Bild 6.23. Außerdem ist die Tendenz zu erkennen, dass die Ermüdungsfestigkeit bei den UIT-behandelten Prüfkörpern bei hohen Spannungsverhältnissen R insbesondere zum Bereich der Dauerfestigkeit zunimmt und somit zu einer flacheren Steigung m der *Wöhlerlinie* führt.

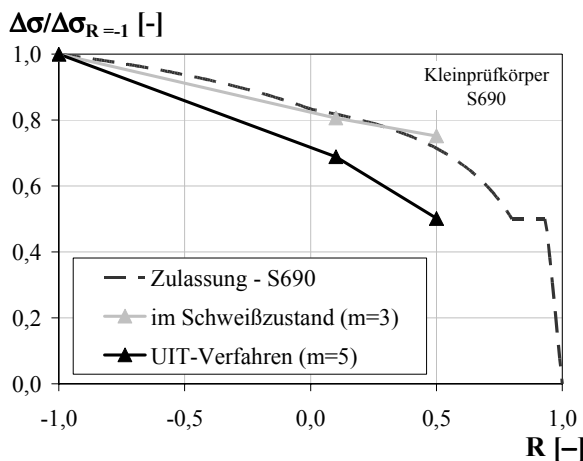


Bild 6.22: Einfluss des Spannungsverhältnis R auf die Ermüdungsfestigkeit (Kleinprüfkörper, S690)

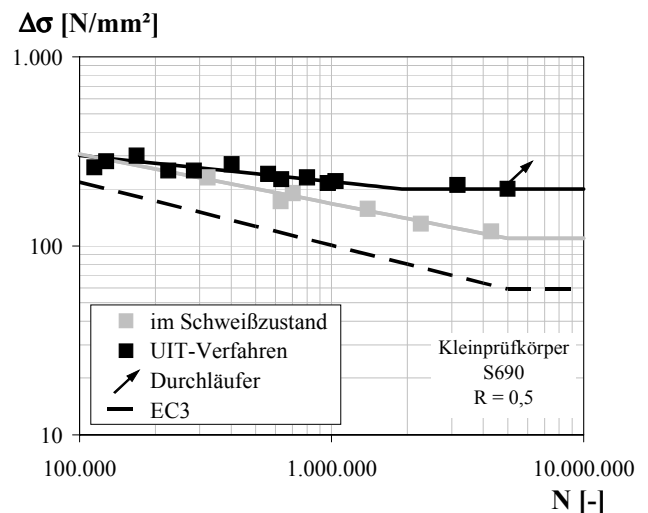


Bild 6.23: Wöhlerdiagramm (Kleinprüfkörper, S690, $R=0,5$)

6.3.2.5 Größeneinfluss

Bei den Ermüdungsversuchsreihen an den Großprüfkörpern (QS2) mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ konnte wie bei den Kleinprüfkörperversuchen (QS1) durch die Anwendung des UIT-Verfahrens die Ermüdungsfestigkeit bei allen Stahlsorten im Zeit- und Dauerfestigkeitsbereich deutlich gesteigert werden, siehe Bild 6.24 bis 6.26. Es zeigt sich auch bei diesen Versuchsreihen, dass die Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Streckgrenze bei den Versuchen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern zunimmt. Die Ergebnisse der einzelnen Großprüfkörperversuchsreihen sind in Tabelle 6.4 zusammengefasst und den Ergebnissen aus den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihen gegenübergestellt.

Der Anrissbeginn lag bei den im Schweißzustand belassenen Großprüfkörpern wie erwartet an den Schweißnahtübergängen der Quersteife, siehe Bild 6.27. Das Versagen der UIT-behandelten Großprüfkörper der Stahlsorte S355 und S460 ging ebenfalls vom Schweißnahtübergang der Quersteife aus. Die UIT-behandelten Großprüfkörper aus der Stahlsorte S690 versagten wiederum wie bereits die UIT-behandelten Kleinprüfkörper fast ausschließlich im Grundmaterial, siehe Bild 6.28.

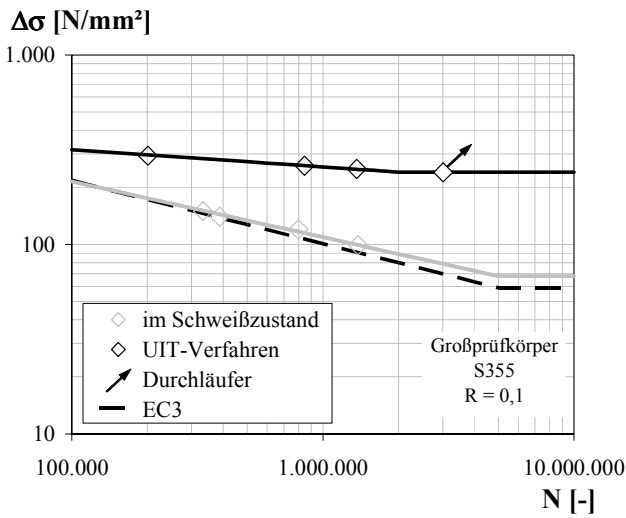


Bild 6.24: Wöhlerdiagramm (Großprüfkörper, S355, R=0,1)

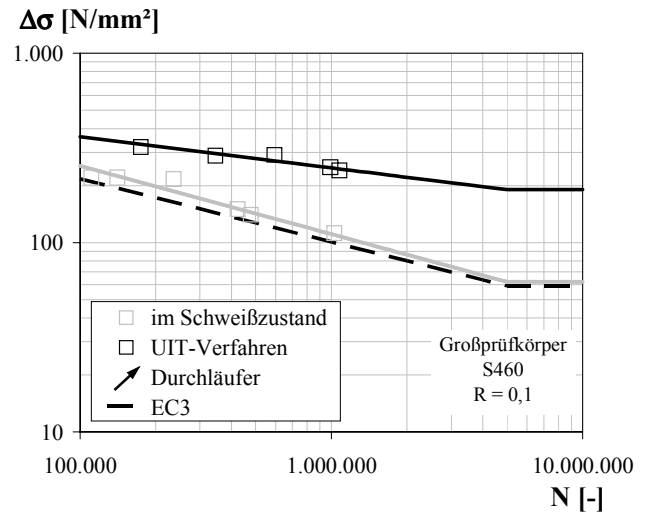


Bild 6.25: Wöhlerdiagramm (Großprüfkörper, S460, R=0,1)

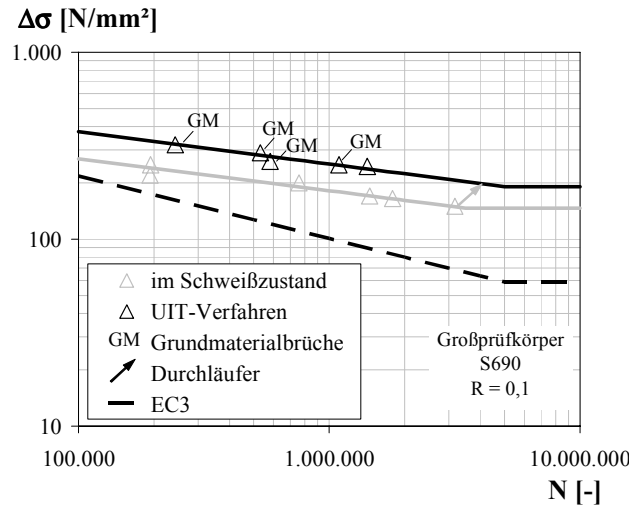


Bild 6.26: Wöhlerdiagramm (Großprüfkörper, S690, R=0,1)

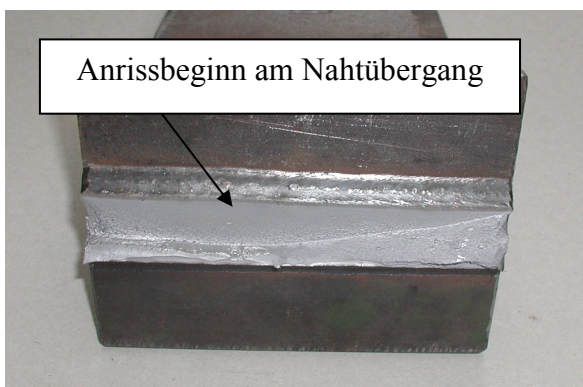


Bild 6.27: Bruchbild Großprüfkörper (QS2) Anrissbeginn am Nahtübergang in Blechbreitenmitte (S690, im Schweißzustand belassen, R = 0,1)



Bild 6.28: Bruch Großprüfkörper (QS2) mit Anrissbeginn im Grundmaterial (S690, UIT-Verfahren, R = 0,1)

Tabelle 6.4: Ergebnisse der Großprüfkörperversuche (QS2) mit Spannungsverhältnis $R=0,1$

Stahlsorte	Nachbehandlungs- verfahren	ausgewertete Versuch	Ermüdungs- festigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der <i>Wöhlerlinie</i>	Standard- schätzfehler	Verbesserung durch Nach- behandlung	Abweichung zu Kleinprüfkörper- versuchen
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_{Nach}/\Delta\sigma_{AW}$ [-]	$\Delta\sigma_{GP}/\Delta\sigma_{KP}$ [-]
S355	im Schweißzustand	5	89	3,4	0,04	-	0,89
	UIT-Verfahren	4	241	11,1	0,03	2,71	1,19
S460	im Schweißzustand	6	86	2,8	0,11	-	0,74
	UIT-Verfahren	5	221	6,1	0,13	2,57	1,06
S690	im Schweißzustand	5	161	5,9	0,16	-	0,96
	UIT-Verfahren	5*	> 224	5,8	-	> 1,39	0,89

* = Grundmaterialbrüche berücksichtigt

Bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern konnte insbesondere für die Stahlsorten S355 und S460 ein geometrischer Größeneinfluss festgestellt werden, siehe Bild 6.29 bis 6.31. Die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel sind bei den Großprüfkörpern mit einer Breite von 160mm unter der Annahme einer *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ bei der Stahlsorte S355 um 12% geringer, bei der Stahlsorte S460 um 15% geringer und bei der Stahlsorte S690 um 8% geringer als die entsprechenden Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der Kleinprüfkörperversuche mit einer Breite von 40mm aus Abschnitt 6.3.2.2.

Als Ursache wird vor allem der statistische Größeneinfluss angesehen, da mit der vierfach größeren Bauteilbreite die Wahrscheinlichkeit für das Vorhandensein einer schwingbruchauslösenden Fehlstelle um den Faktor vier steigt. Diese Annahme scheint sich dadurch zu bestätigen, dass sich die Abweichungen bei der Stahlsorte S355 auf 5% und bei der Stahlsorte S460 auf 4% verringern, wenn die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der Großprüfkörperversuchsreihen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit $P_U=50\%$ den Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,87,5\%}$ der Kleinprüfkörperversuchsreihen mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_U=87,5\%$ gegenübergestellt werden, siehe Bild 6.29 und 6.30. Nur für die Stahlsorte S690 konnte diese Annahme aufgrund zu großer Streuungen nicht bestätigt werden.

Ein Größeneinfluss wie bei Versuchsreihen mit unbehandelten Prüfkörper konnte dagegen bei den Versuchsreihen mit UIT-nachbehandelten Prüfkörpern für die Stahlsorten S355 und S460 nicht mehr festgestellt werden, siehe Bild 6.32 und 6.33. Ursache hierfür kann die sehr einfache Handhabung und die hohe Reproduzierbarkeit des UIT-Verfahrens sein, so dass die festigkeitssteigernden Geometrie- und Werkstoffzustände (Verbesserung der Kerbform und eingebrachte Druckeigenspannungen) mit geringen Streuungen erreicht werden.

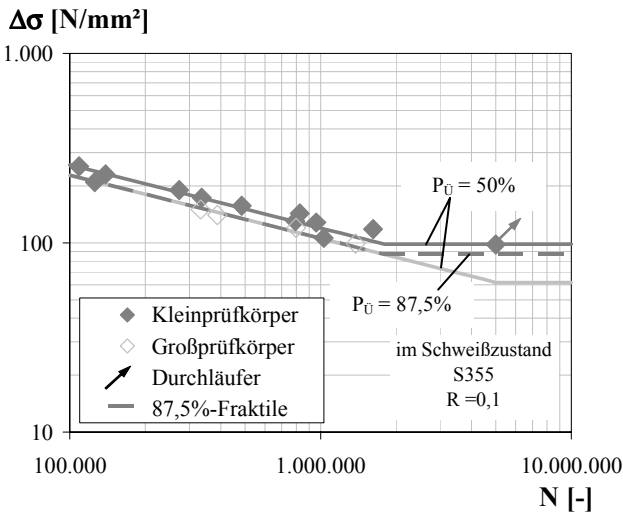


Bild 6.29: Wöhlerdiagramm
(im Schweißzustand belassen, S355, R=0,1)

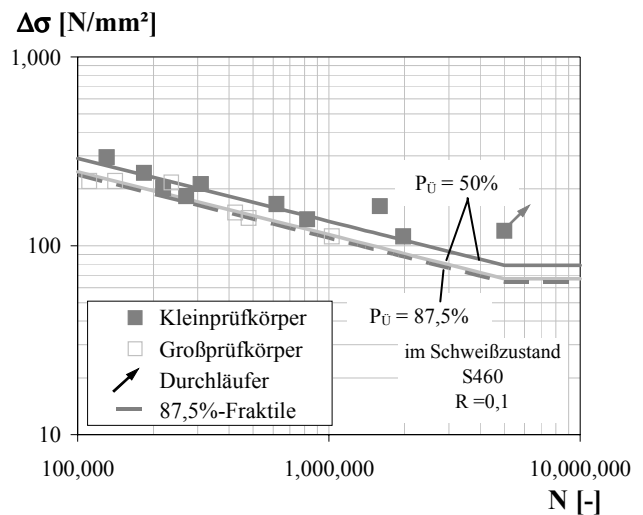


Bild 6.30: Wöhlerdiagramm
(im Schweißzustand belassen, S460, R=0,1)

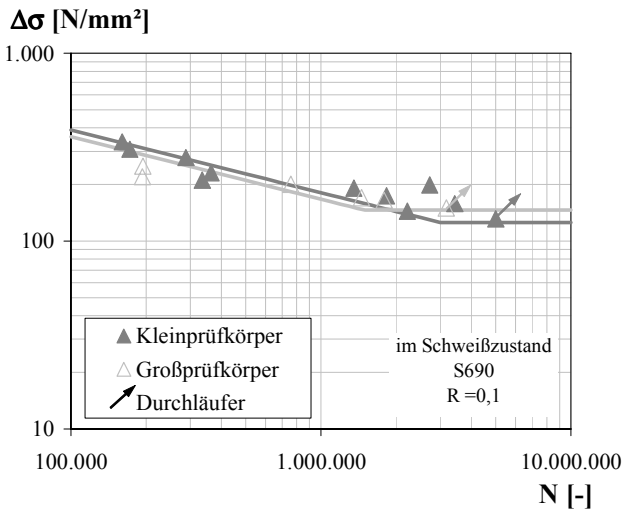


Bild 6.31: Wöhlerdiagramm
(im Schweißzustand belassen, S690, R=0,1)

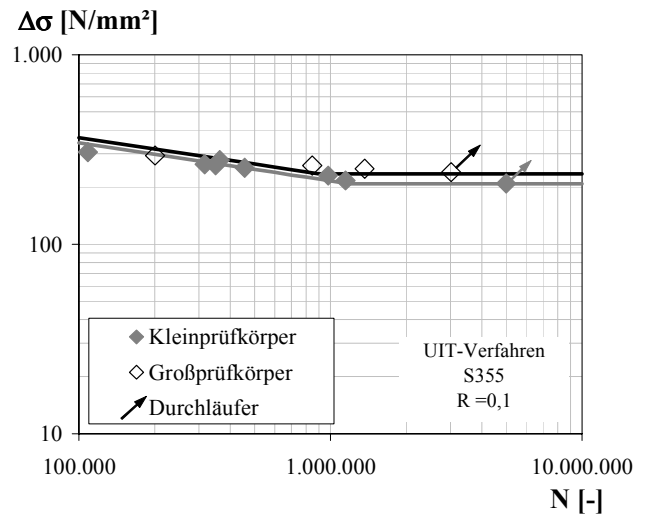


Bild 6.32: Wöhlerdiagramm
(UIT-Verfahren, S355, R=0,1)

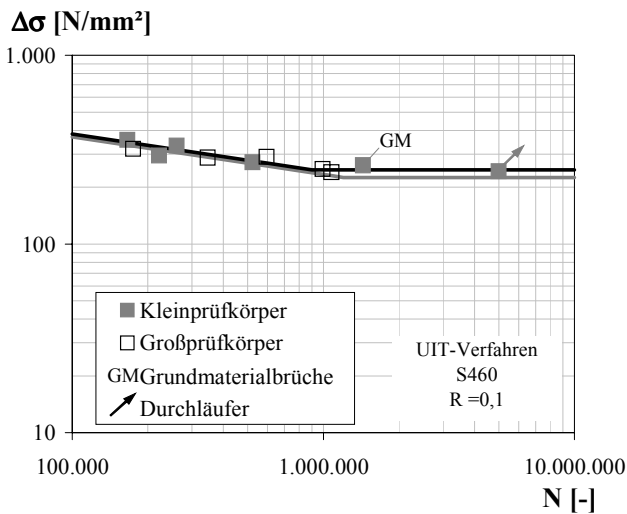


Bild 6.33: Wöhlerdiagramm
(UIT-Verfahren, S460, R=0,1)

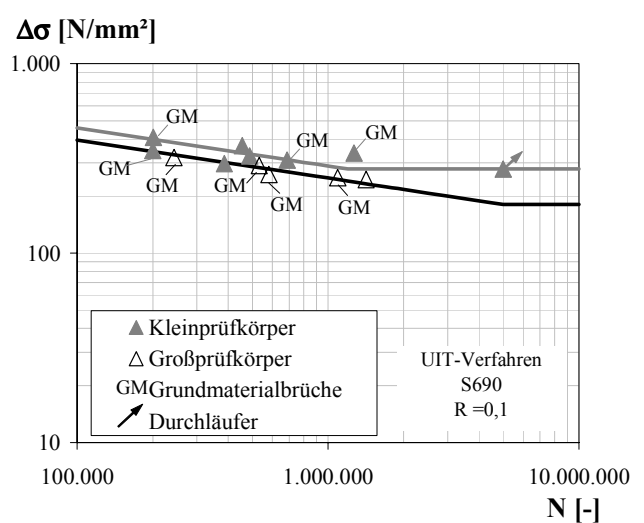


Bild 6.34: Wöhlerdiagramm
(UIT-Verfahren, S690, R=0,1)

6.3.2.6 Blechdickeneinfluss

Die Untersuchungen zum Dickeneinfluss erfolgten an Großprüfkörpern (QS3+QS4) mit Blechdicken von 25mm. Der Anrissort lag bei der Versuchsserie mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern wiederum am Schweißnahtübergang, siehe Bild 6.35. Es wurden dabei eine um ca. 24% geringere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ wie bei der entsprechenden Großprüfkörperversuchsreihe mit Blechdicken von 12mm erzielt, siehe Bild 6.37. Als ein Hauptgrund für die geringere Ermüdungsfestigkeit kann die um ca. 8,5% größere Kerbwirkung aufgrund der größeren Blechdicke angesehen werden, siehe numerische Untersuchungen mit der Finiten Elemente Methode in Abschnitt 7.2.2. Nach Eurocode 3 [1.2] und bei Anwendung der IIW-Empfehlung [4.27] ist für diese Blechdicken keine Reduktion der rechnerischen Ermüdungsfestigkeit erforderlich.

Bei den Versuchen mit UIT-Behandlung konnte dieser Blechdickeneinfluss nicht mehr festgestellt werden, siehe Bild 6.38, da die Prüfkörper mit einer Blechdicke von 25mm wiederum hauptsächlich im Grundmaterial versagten. Der Anrissbeginn lag jedoch im Bereich der höchsten Kerbspannung im Grundmaterial am radialen Übergang der Schenkelprobe, siehe Bild 6.36. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse dieser beider Großprüfkörperversuchsreihen kann Tabelle 6.5 entnommen werden.

Tabelle 6.5: Ergebnisse der Großprüfkörperversuche (QS3+4) mit Blechdicke von $t=25\text{mm}$ und Spannungsverhältnis $R=0,1$

Stahlsorte	Nachbehandlungsverfahren	ausgewertete Versuche	Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der Wöhlerlinie	Standard-schätzfehler	Verbesserung durch Nachbehandlung	Abweichung zu Großprüfkörperversuchen mit Blechdicke 12mm
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_{\text{Nach}}/\Delta\sigma_{\text{AW}}$ [-]	$\Delta\sigma_{25}/\Delta\sigma_{\text{GP}}$ [-]
S690	im Schweißzustand	5	122	4,4	0,12	-	0,76
	UIT-Verfahren	6*	212	6,9	0,18	1,73	0,95

* = Grundmaterialbrüche berücksichtigt



Bild 6.35: Bruch Großprüfkörper (QS3)
Anrissbeginn am Nahtübergang
(S690, im Schweißzustand belassen, $R = 0,1$)



Bild 6.36: Bruch Großprüfkörper (QS4)
Anriss am radialen Übergang der Schenkelprobe
(S690, UIT-Verfahren, $R = 0,1$)

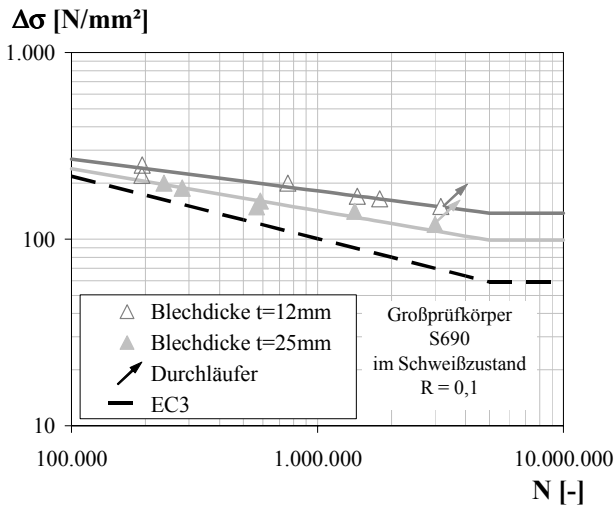


Bild 6.37: Wöhlerdiagramm

(Großprüfkörper, im Schweißzustand, S690, R=0,1)

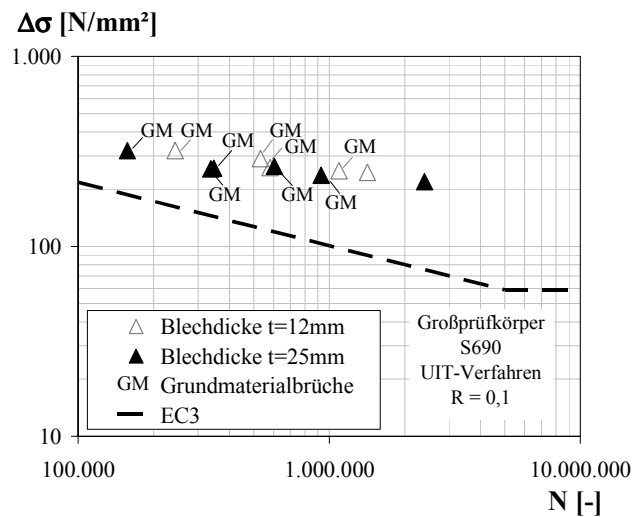


Bild 6.38: Wöhlerdiagramm

(Großprüfkörper, UIT-Verfahren, S690, R=0,1)

6.3.2.7 Einfluss von Schweißnahtansatzstellen

Untersuchungen, inwieweit sich eine manuelle Schweißung mit vorhandenen Schweißnahtansatzstellen auf die Effektivität einer UIT-Behandlung auswirkt, siehe Abschnitt 6.2.4.1, wurden an einer Großprüfkörperversuchsreihe mit einzeln aufgeschweißten Quersteifen (QS6) durchgeführt. Die Ergebnisse der Ermüdungsversuche zeigen, dass die Lebensdauer der einzelnen Prüfkörper nur unwesentlich geringer ist als die Lebensdauer der Standardversuche mit Prüfkörpern (QS2), bei denen die Quersteife mittels vollmechanischer Schweißung ohne Schweißnahtansatzstellen angebracht wurde, siehe Bild 6.39. Die manuelle Schweißung mit Schweißnahtansatzstellen bewirkte jedoch, dass die Brüche nun vermehrt am Schweißnahtübergang der Quersteife und nur noch vereinzelt im Grundmaterial erfolgten, siehe Bild 6.40 und 6.41. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse dieser Versuchsreihe kann Tabelle 6.6 entnommen werden.

Tabelle 6.6: Ergebnisse der Großprüfkörperversuche (QS6) mit einzelner aufgeschweißter Quersteife und Spannungsverhältnis R=0,1

Stahlsorte	Nachbehandlungsverfahren	ausgewertete Versuche		Steigung der Wöhlerlinie	Standard-schätzfehler	Abweichung zu Großprüfkörperversuchen ohne Schweißnahtansatzstellen
		n [-]	Ermüdungsfestigkeit bei 2·10 ⁶ Lastwechsel Δσ _{c,50%} [N/mm ²]			
S690	UIT-Verfahren	5	>229*	9,6	0,27	1,02

* = Grundmaterialbrüche berücksichtigt

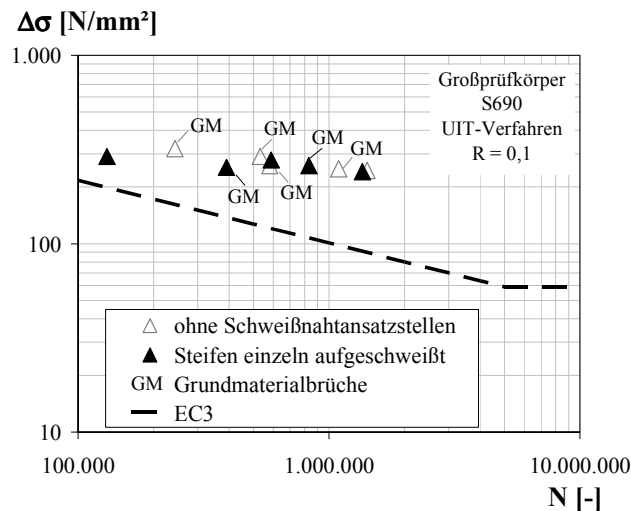


Bild 6.39: Wöhlerdiagramm
(Großprüfkörper, S690, $R=0,1$)

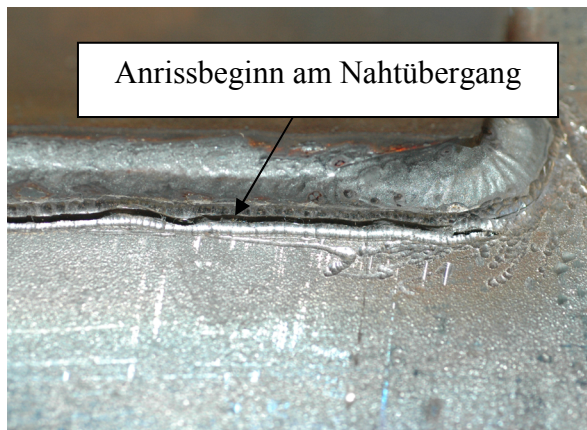


Bild 6.40: Bruch Großprüfkörper (QS6)
Anrissbeginn am Nahtübergang
(S690, UIT-Verfahren, $R = 0,1$)

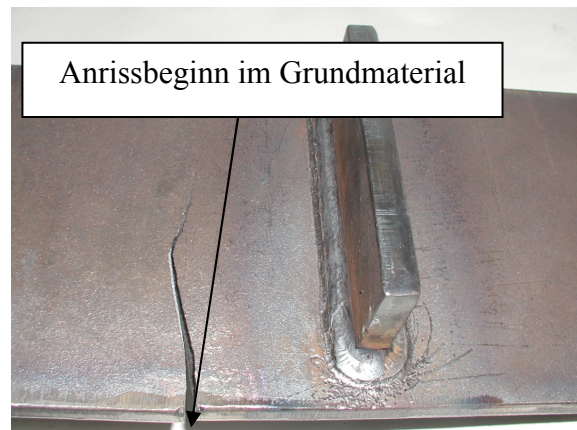


Bild 6.41: Bruch Großprüfkörper (QS6)
Anrissbeginn im Grundmaterial
(S690, UIT-Verfahren, $R = 0,1$)

6.3.2.8 UIT-Anwendung unter Last

Um der Abnahme der Effektivität einer UIT-Nachbehandlung bei hohen Spannungsverhältnissen entgegenzuwirken, ist es zweckmäßig die Druckeigenspannungen durch die UIT-Behandlung in der Praxis erst im Bauzustand, also unter Eigengewichtslasten einzubringen. Die effektive Spannungsschwingbreite liegt dadurch eher weiter im Druckbereich als bei der UIT-Anwendung im spannungsfreien Zustand, da der Zugspannungsanteil aus Eigengewichtslasten bei der Berechnung der effektiven Spannungsschwingbreite entfällt. Die Simulation einer UIT-Behandlung im Bauzustand unter Eigengewichtslasten erfolgte an Kleinprüfkörperversuchen aus S690 mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ bei denen die UIT-Nachbehandlung unter Last bei σ_{\min} erfolgt, siehe Bild 6.42 und 6.43. Nach der UIT-Behandlung unter Last mussten die Prüfkörper allerdings aus versuchstechnischen Gründen wieder ausgebaut werden. Unter der Annahme, dass unter Last der gleiche Eigenspannungszustand wie im spannungslosen Zustand eingebracht werden kann, entspricht der Ausbau (Lösen von σ_{\min}) lokal gesehen dem Aufbringen einer Druckvorlast, welche zu einem teilweisen Abbau der Druckeigenspannungen führen kann, siehe Abschnitt 4.4.5.3. Die Ergebnisse dieser Versuchsreihe zeigen allerdings, dass der Mittelspannungseinfluss bei einer UIT-Behandlung unter Last leicht abnimmt, siehe Bild 6.44. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Millio-

nen Lastwechsel liegt gegenüber den Versuchen mit einer im spannungsfreien Zustand aufgebracht-ten UIT-Behandlung bei 11%, siehe Bild 6.45. Die Ermüdungsfestigkeit wie bei den Versuchen mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ konnte allerdings nicht erreicht werden, siehe Bild 6.44. Als Ursache hierfür wird der Ausbau nach der UIT-Behandlung und der damit verbundene teilweise Abbau der Druckeigenstressungen angesehen. Bessere Ergebnisse sind zu erwarten, wenn nach der UIT-Behandlung unter Last der Ermüdungsversuch sofort erfolgt. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse kann für diese Versuchsreihe Tabelle 6.7 entnommen werden.

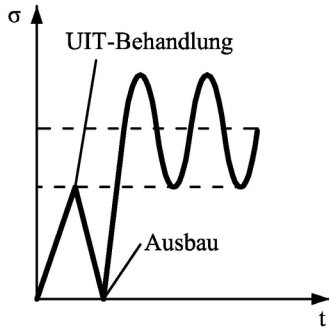


Bild 6.42: Zeitpunkt der UIT-Behandlung

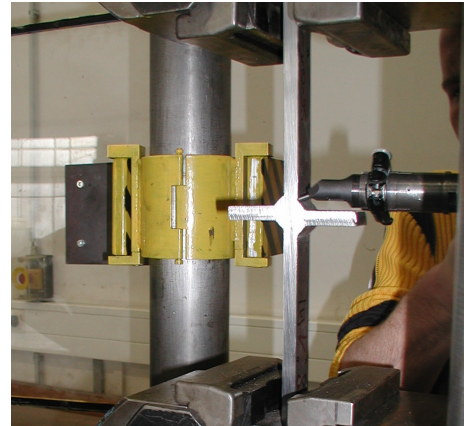


Bild 6.43: UIT-Behandlung unter Last

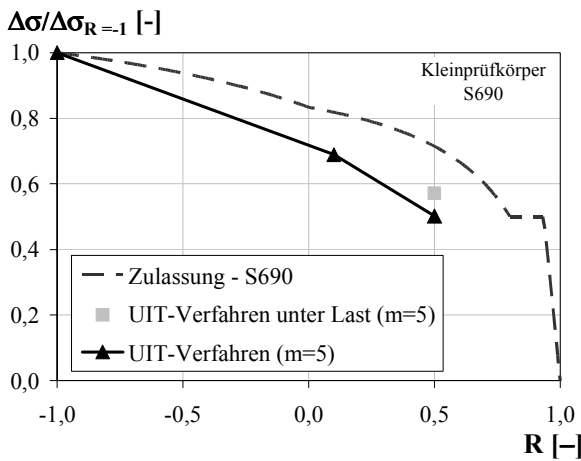


Bild 6.44: Einfluss des Spannungsverhältnisses R auf die Ermüdungsfestigkeit (Kleinprüfkörper, S690)

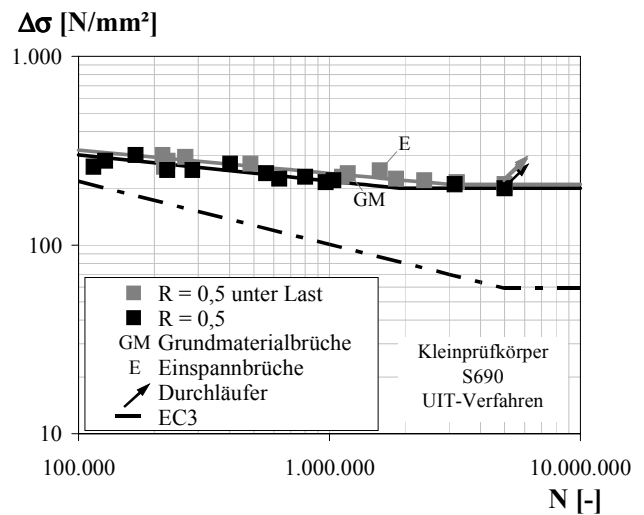


Bild 6.45: Wöhlerdiagramm (Kleinprüfkörper, S690, UIT-Verfahren)

Tabelle 6.7: Ergebnisse der Kleinprüfkörperversuche(QSI) bei UIT-Anwendung unter Last mit Spannungsverhältnis $R=0,5$

Stahlsorte	Nachbehandlungs- verfahren	ausgewertete Versuche	Ermüdungs- festigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der Wöhlerlinie	Standard- schätzfehler	Abweichung zu Standardversuch mit $R = 0,5$	Abweichung zu Standardversuch mit $R = 0,1$
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_L/\Delta\sigma_{R=0,5}$ [-]	$\Delta\sigma_L/\Delta\sigma_{R=0,1}$ [-]
S690	UIT-Verfahren	9	220	8,1	0,18	1,11	0,88

6.3.2.9 Einfluss von Überlasten

Wie bereits in Abschnitt 4.4.5.3 beschrieben, führen insbesondere hohe Druckbeanspruchungen durch Plastizierungen und Spannungsumlagerungen zu einem quasi-statischen Abbau von Eigenstressungen. Der Einfluss von hohen Druckbeanspruchungen auf die Effektivität einer UIT-Behandlung wurde daher ergänzend zu den Untersuchungen in [5.1] an Großprüfkörper (QS2) untersucht.

Bei den Prüfkörpern wurden hierzu Druckvorlasten in unterschiedlicher Größe aufgebracht. Anschließend erfolgte die Durchführung von Ermüdungsversuchen mit einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma=250\text{N/mm}^2$ bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ bis zum Versagen der Prüfkörper, siehe Bild 6.46. Aufgrund der Blechimperfectionen, die sich teilweise infolge des Schweißverzugs ergeben haben, wurde bei der Bestimmung der maximalen Druckbeanspruchung neben der Nennspannung aus der aufgetragenen Belastung zusätzlich die Biegespannungen an der Bauteiloberfläche aus dem Einspannen der Proben mit Hilfe von DMS-Messungen berücksichtigt, siehe Bild 6.47. Die Ergebnisse dieser Ermüdungsversuche sind in den Bildern 6.48 und 6.49 zusammengefasst. Dabei sind die jeweils vorhandenen maximalen Druckspannungen bezogen auf die Streckgrenze des Grundmaterials in Abhängigkeit der erreichten Lebensdauer für die einzelnen Versuche aufgetragen. Als Referenzwert ist im Weiteren die theoretische Lebensdauer entsprechend der *Wöhlerlinie* für die bereits durchgeführten Klein- und Großprüfkörperversuche ohne Vorlast in Abhängigkeit der vorhandenen Stahlorte mit angegeben.

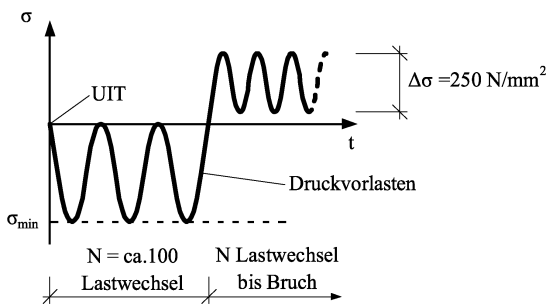


Bild 6.46: Spannungs-Zeit-Verlauf des Ermüdungsversuchs mit Vorlasten

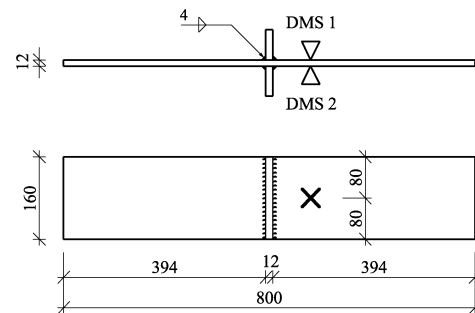


Bild 6.47: Messung der Spannungen infolge Prüfkörperereinspannung mit Hilfe von DMS

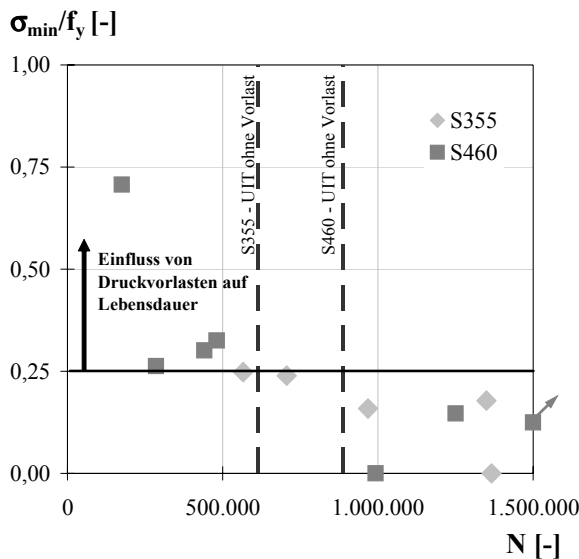


Bild 6.48: Lebensdauer in Abhängigkeit der auf die Streckgrenze bezogenen Druckvorlast (S355 + S460, $R=0,1$, $\Delta\sigma=250\text{N/mm}^2$)

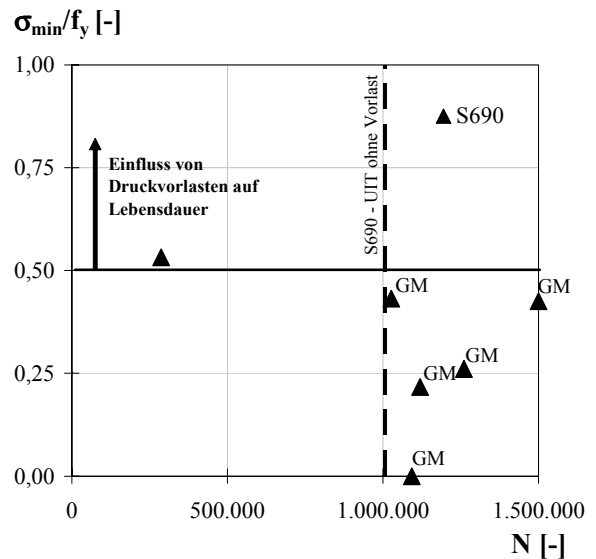


Bild 6.49 Lebensdauer in Abhängigkeit der auf die Streckgrenze bezogenen Druckvorlast (S690, $R=0,1$, $\Delta\sigma=250\text{N/mm}^2$)

Die Versuchsergebnisse zeigen, dass insbesondere die Größe der Druckvorlasten sowie die vorhandene Streckgrenze des Grundmaterials auf die Lebensdauer der UIT-behandelten Prüfkörper einen deutlichen Einfluss hat. Ursache hierfür ist der Abbau der Eigenspannungen infolge Plastizierungsvorgänge am lokalen Kerbgrund, siehe Abschnitt 4.4.5.3, sowie die Ergebnisse der Finite Elemente Berechnungen in Abschnitt 7.3.3.2.

Auf Grundlage der Versuchsergebnisse zeigt sich für die Stahlsorte S355 und S460 bei einer Druckbeanspruchung bis zu der 0,25-fachen Streckgrenze des Grundmaterials kein wesentlicher Einfluss auf die erreichte Lebensdauer, siehe Bild 6.48. Dieser Grenzwert entspricht der Empfehlung für Hämmern oder Nadeln nach [5.10], nach der die Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit nur angesetzt werden dürfen, falls die maximal Drucklast im Betriebslastenkollektiv den Wert von $0,25 \cdot f_y$ nicht übersteigt, siehe Tabelle 4.1 in Abschnitt 4.4.6.1. Im Gegensatz hierzu wurden bei der höherfesten Stahlsorte S690 erst ab einer Druckbeanspruchung der 0,5-fachen Streckgrenze des Grundmaterials verminderte Lebensdauern festgestellt, siehe Bild 6.49. Als Ursache hierfür können größere verbleibende Druckeigenspannungen angesehen werden, siehe eigene Finite Elemente Berechnungen in Abschnitt 7.3.3.2.

6.3.2.10 Ertüchtigung vorgeschädigter Konstruktionen

Tragwerke unter Ermüdungsbeanspruchung werden im Regelfall für eine bestimmte Lebensdauer ausgelegt. Es stellt sich hierbei die Frage, wie die Sicherheit eines Tragwerkes einzustufen ist, bei dem die Lebensdauer rechnerisch nahezu erreicht ist, Ermüdungsrisse aber, wie häufig in der Praxis, noch nicht erkennbar sind.

Hierzu wurden Ermüdungsversuche an Großprüfkörpern (QS2) aus der Stahlsorte S460 durchgeführt, um die Effektivität des UIT-Verfahrens bei vorhandener Vorschädigung zu untersuchen [5.44], [5.45]. Als Referenzwöhlerlinie dienten die Ergebnisse der im Schweißzustand belassenen Großprüfkörper (QS2) aus der Stahlsorte S460 mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$, siehe Abschnitt 6.3.2.5. Ausgehend von diesen Ergebnissen wurden jeweils an drei identischen Prüfkörpern eine Vorschädigung mit einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma=150\text{N/mm}^2$ und $\Delta\sigma=220\text{N/mm}^2$ mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ aufgebracht. Die Prüfkörper wurden dabei bis zu der 0,75- bis 0,9-fachen auf die Referenzwöhlerlinie bezogenen theoretischen Lebensdauer beansprucht, um so eine reale Schädigung im Bauteil zu simulieren. Im Anschluss erfolgte eine optische Prüfung der Schweißnahtübergänge auf Anrisse mit Hilfe einer Lupe (10-fache Vergrößerung) und dem Magnetpulververfahren. Mit diesen Verfahren konnten keine Anrisse gefunden werden. Nach einer darauf folgenden UIT-Behandlung des Schweißnahtübergangs wurde der Ermüdungsversuch bis zum Bruch fortgesetzt, siehe Bild 6.50.

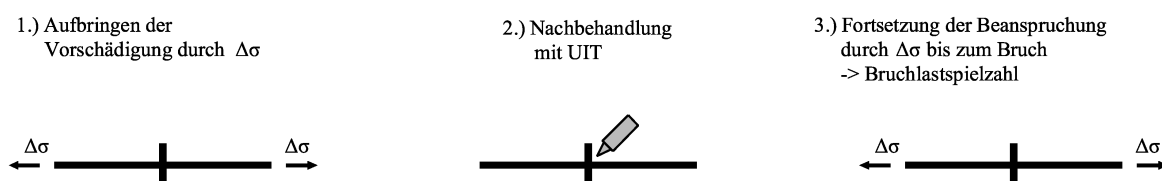


Bild 6.50: Ablauf bei den Versuchen mit Vorschädigung

Die Lebensdauer war bei den vorgeschädigten Prüfkörpern mit nachträglicher UIT-Behandlung des Schweißnahtübergangs bis auf einen Ausreißer zwischen 2- und 14-fach über der Lebensdauer der Prüfkörper ohne Nachbehandlung, siehe Bild 6.51. Bei drei Prüfkörpern wurden der Ermüdungsversuch bei 2 Millionen Lastwechsel abgebrochen und als Durchläufer definiert. Die Lebensdauer der

Versuche mit UIT-Behandlung ohne Vorschädigung wurden allerdings nicht erreicht. Die Ursache für den Ausreißer, bei dem nur eine unwesentliche Lebensdauerverlängerung auftrat, ist nicht bekannt. Es kann allerdings daraus geschlossen werden, dass die Versuchsergebnisse bei einer nachträglichen UIT-Behandlung großen Streuungen unterliegen. Diese ersten Versuchsergebnisse an vorgeschädigten Prüfkörper zeigen jedoch, dass das UIT-Verfahren auch bei der Ertüchtigung von bestehenden Konstruktionen, bei denen keine Ermüdungsrisse mit Standardverfahren erkennbar sind, sehr viel versprechend ist. Untersuchungen von *Fisher* [5.46] zeigten aber, dass bei größeren vorhandenen Risttiefen das UIT-Verfahren nicht zur Ertüchtigung bestehender Konstruktionen geeignet ist.

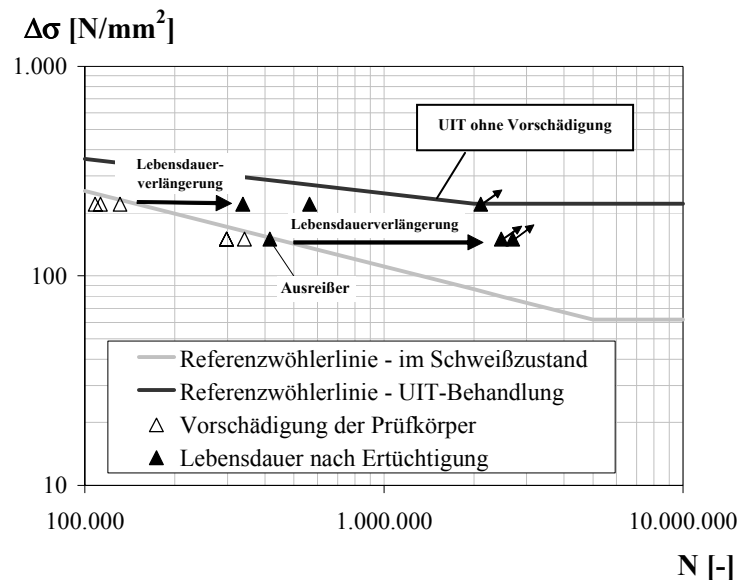


Bild 6.51: Lebensdauerverlängerung durch nachträgliche Ertüchtigung mit Hilfe des UIT-Verfahrens (Großprüfkörper, Quersteife, S460, $R=0,1$)

Die erzielten Ergebnisse legen nahe, weiterführende statistisch abgesicherte Untersuchungen anzustreben, um insbesondere die Effektivität des UIT-Verfahrens zur Ertüchtigung von bestehenden Konstruktionen in Abhängigkeit vom Vorschädigungsgrad und möglicherweise auch der vorhandenen Anrissgröße festzustellen.

6.4 Ermüdungsversuche an Trägern

6.4.1 Allgemeines

Die Ermüdungsversuche an den Trägern erfolgten im Labor für Stahl- und Leichtbau der Fachhochschule München. Es wurden insgesamt 12 Trägerversuche an Trägern aus S690 mit eingepasster Quersteife durchgeführt. Das genaue Versuchsprogramm mit der jeweiligen Anzahl der Versuchsträger kann Tabelle 6.8 entnommen werden.

Tabelle 6.8: Versuchsprogramm der Trägerversuche

Prüfverfahren	R	Nachbehandlung	Anzahl
Resonanzprüfverfahren	-1	im Schweißzustand	2
		UIT-Verfahren	2
Hochfrequenzpulsler	0,5	im Schweißzustand	2
		UIT-Verfahren	6

6.4.2 Versuche mit Spannungsverhältnis $R = -1$

6.4.2.1 Allgemeines

Die Versuche bei einem Spannungsverhältnis von $R = -1$ erfolgten mittels dem Resonanzprüfverfahren. Beim Resonanzprüfverfahren wird der Träger durch Unwuchterreger mit einer Frequenz nahe der ersten Eigenfrequenz in Eigenschwingungen angeregt. Es hat somit gegenüber anderen Prüfverfahren den Vorteil, dass die Versuche aufgrund der hohen Frequenzen kostengünstig durchgeführt werden können [4.58].

Der im Resonanzprüfverfahren geprüfte Träger bewegt sich bei Lagerung in den Eigenschwingungsnulldpunkten im Regelfall nur in der ersten freien Eigenform der Biegeschwingung, siehe Bild 6.52. Einzelheiten hierzu sind [4.58] zu entnehmen.

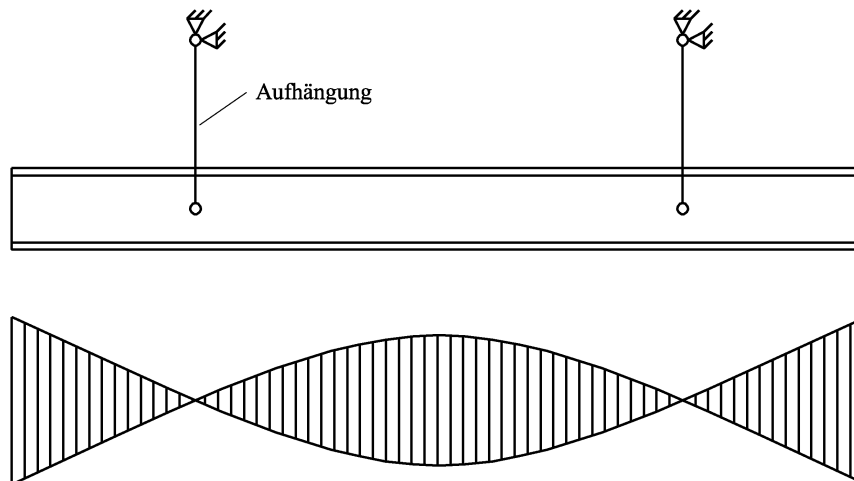


Bild 6.52: Lagerung des Trägers sowie freie Balkeneigenschwingungsform und dazugehöriger Momentenverlauf

6.4.2.2 Versuchsaufbau

Der Aufbau des Prüfstandes kann Bild 6.53 entnommen werden. Es wurden jeweils zwei Unwuchterreger an HEA300-Trägerabschnitte mit einer Länge von 90cm angebracht. Diese Trägerabschnitte wurden anschließend mittels angeschraubten Stahllaschen an den Gurten befestigt. Die Lagerung erfolgte durch ein Pendelgeschirr, so dass ein Querschwingen und ein Drehen der Träger unterdrückt wurden.

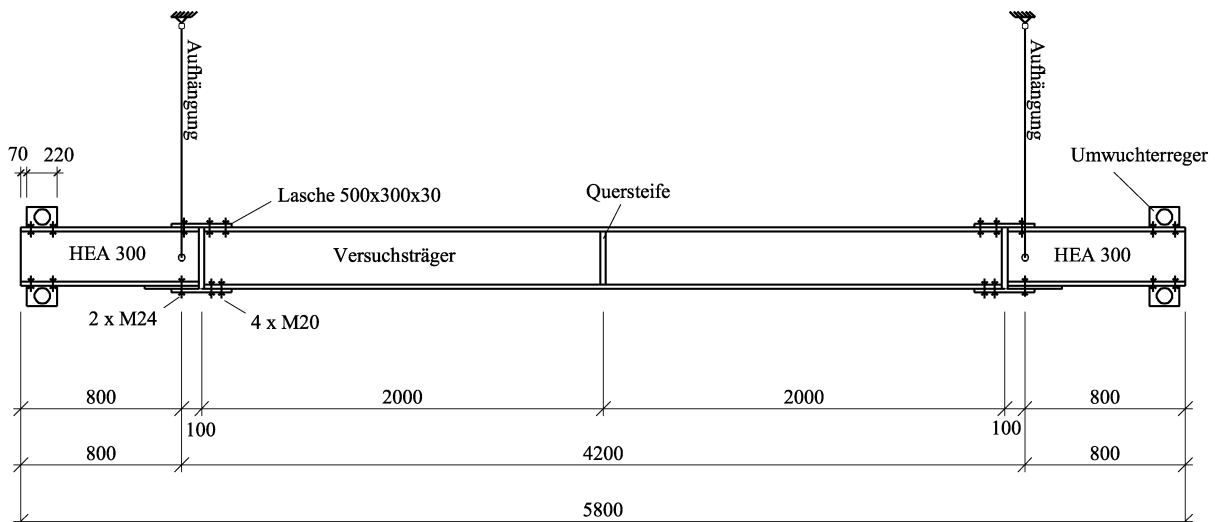


Bild 6.53: Versuchsaufbau beim Resonanzprüfverfahren

6.4.2.3 Versuchsdurchführung

Die Durchführung der Trägerversuche erfolgte mit einem Einstufenkollektiv bei einer festgelegten Prüffrequenz. Die Höhe der Durchbiegungen und damit auch der Spannungsschwingbreiten wurde durch die Prüffrequenz gesteuert. Bei den durchgeführten Versuchen lag die Prüffrequenz zwischen 42,3 und 43,5 Hz. Die Anzahl der Lastwechsel bis zum definierten Versagen konnte durch die Prüfdauer und die Prüffrequenz ermittelt werden. Die Ermittlung der genauen Spannungsschwingbreiten erfolgte mit Hilfe von Dehnmessstreifen (DMS) sowie durch Rückrechnung aus den gemessenen Durchbiegungen [5.1]. Die Versuche wurden in unregelmäßigen Abständen für eine optische Anrissprüfung am Schweißnahtübergang der Quersteife unterbrochen. Im Regelfall konnten bei den Trägern mit im Schweißzustand belassenen Quersteifen Anrisse ab einer Länge von ca. 10 mm auch durch eine Änderung der Prüffrequenz festgestellt werden. Anschließend erfolgte die Fortführung des Versuchs bis zum vollständigen Durchriss der Gurte und einem Rissfortschritt in den Steg bis keine weitere Versuchsdurchführung mehr möglich war.

6.4.2.4 Versuchsergebnisse

Bei den beiden durchgeführten Trägerversuchen mit den Quersteifen im unbehandelten Schweißzustand ergaben sich Anrisse am Konstruktionsdetail der Quersteife im Bereich des Zwickels am Anschluss der Quersteife an die Längskehlnaht, siehe Bild 6.54. Ausgehend von diesem Anriss ergab sich ein Rissfortschritt in die Gurte bis zu deren vollständigen Durchriss und anschließend ein Weiterreißen in den Steg hinein, siehe Bild 6.55. Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel ist bei einer vorgegebenen *Wöhler*liniensteigung von $m=3$ um ca. 21% geringer als bei den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihen aus Abschnitt 6.3.2.2, siehe Bild 6.56. Einzelheiten zu den Versuchsergebnissen können [5.1] entnommen werden.

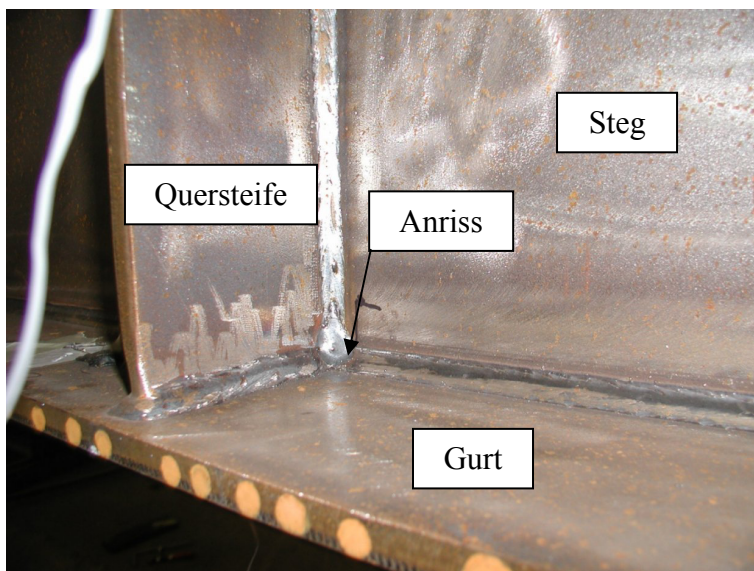


Bild 6.54: Ermüdungsanriss an der Quersteife im Bereich der überschweißten Längsnaht (PK2)



Bild 6.55: Durchriss an den Flanschen und Rissfortschritt in den Steg (PK2)

Bei den beiden Trägerversuchen, bei denen die Quersteife mit dem UIT-Verfahren behandelt wurde, verlagerte sich der Anriss vom Nahtübergang der Quersteife in die Längsnaht bzw. in den Lasteinleitungsbereich. Eine genaue Angabe für die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ für das Konstruktionsdetail der Quersteife und damit ein Vergleich mit der entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihe ist daher nicht möglich. Es kann jedoch festgestellt werden, dass die erreichten Lebensdauern durchschnittlich um ca. 55% über den entsprechenden Lebensdauern der Trägerversuche mit unbehandel-

ter Quersteife liegen, siehe Bild 6.57. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ durch die Anwendung des UIT-Verfahrens liegt auf Grundlage dieser Ergebnisse bei mindestens 21%.

Die Ergebnisse der Trägerversuche mit Wechselbeanspruchung sind in Tabelle 6.9 zusammengefasst und den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihen gegenübergestellt. Aufgrund der geringen Anzahl an Versuchen wird für die im Schweißzustand belassenen Trägerversuche eine *Wöhler*liniensteigung von $m=3$ und für die Versuche mit Anwendung des UIT-Verfahrens eine *Wöhler*liniensteigung von $m=5$ festgelegt.

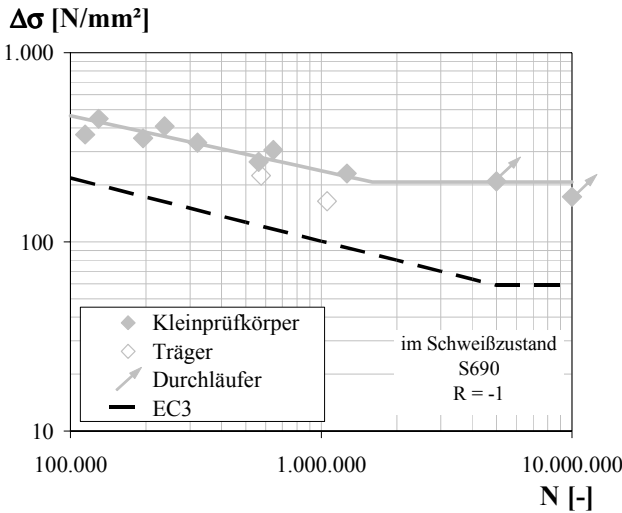


Bild 6.56: Wöhlerdiagramm
(S690, im Schweißzustand, R=-1)

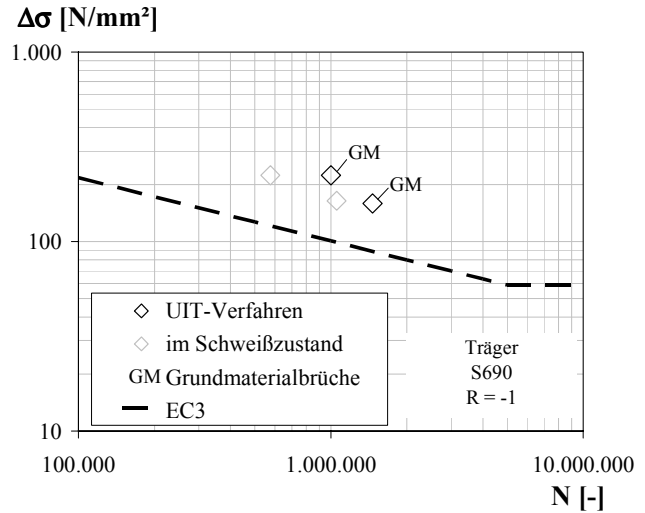


Bild 6.57: Wöhlerdiagramm
(Träger, S690, R=-1)

Tabelle 6.9: Ergebnisse der Trägerversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=-1$

Stahlsorte	Nachbehandlungsverfahren	Anzahl der Versuche	Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Lastwechsel	Steigung der <i>Wöhler</i> linie	Standard-schätzfehler	Verbesserung durch Nachbehandlung	Abweichung zu Kleinprüfkörperversuchen
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	s_{xy} [-]	$\Delta\sigma_{Nach}/\Delta\sigma_{AW}$ [-]	$\Delta\sigma_T/\Delta\sigma_{KP}$ [-]
S690	im Schweißzustand	2	140	3**	-	-	0,79
	UIT-Verfahren*	2	> 171	5**	-	> 1,21	0,49

* = Lasteinleitungs- und Längsnahtbrüche berücksichtigt

** = *Wöhler*liniensteigung m festgelegt

Als Ursache für die geringere Ermüdungsfestigkeit der Bauteilversuche gegenüber den Kleinprüfkörperversuchen werden neben dem technologischen Größeneinfluss aufgrund der im Allgemeinen größeren Zugeigenspannungen bei Bauteilen, siehe Abschnitt 3.3.6, vor allem die vorhandenen Schweißnahtansatzstellen im Zwickelbereich aus Gurt, Steg und Quersteife angesehen. Der spannungsmechanische Größeneinfluss scheint eher von untergeordneter Bedeutung zu sein. Bei der Berechnung von Kerbfaktoren mit Hilfe der Finite Elemente Methode konnte im Bereich des Zwickels keine erhöhte Kerbwirkung festgestellt werden, siehe Abschnitt 7.2.3.4.

6.4.3 Versuche mit Spannungsverhältnis $R=0,5$

6.4.3.1 Allgemeines

Die Trägerversuche bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ erfolgten mit einem Hochfrequenzpulser der Firma Schenk. Hochfrequenzpulser besitzen gegenüber servo-hydraulischen Prüfmaschinen den Vorteil, dass hohe Prüffrequenzen auch bei hohen Prüfkräften und Durchbiegungen erreicht werden können.

6.4.3.2 Versuchsaufbau

Der Aufbau des Prüfstandes kann Bild 6.58 entnommen werden. Die Träger wurden dabei als Vierpunktbiegeversuche mit einer Spannweite von 3,80m liegend geprüft. Der Abstand der Lasteinleitungspunkte betrug 1,10m. Die Lagerung und Lasteinleitung erfolgte mit Rollen mit einem Durchmesser von 80mm.

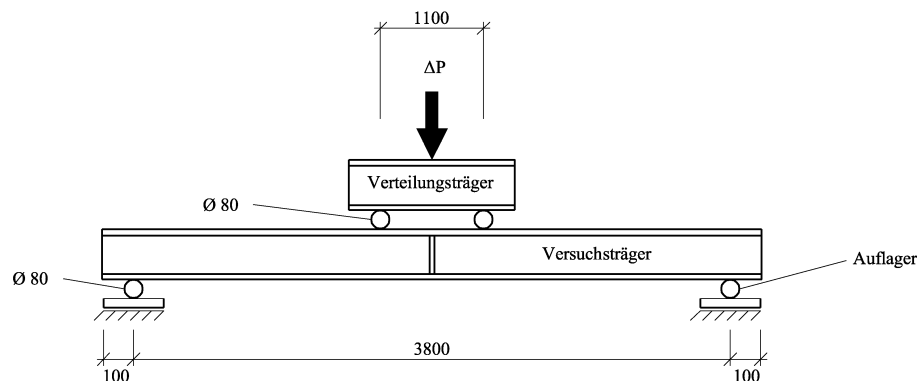


Bild 6.58: Skizze des Versuchsaufbaus am Hochfrequenzpulser

6.4.3.3 Versuchsdurchführung

Die Durchführung der Trägerversuche erfolgte mit einem Einstufenkollektiv. Die Höhe der Kraftschwingbreite konnte durch die Prüffrequenz gesteuert werden. Bei den durchgeführten Versuchen lag diese zwischen 20,9Hz und 21,2Hz. Eine Ermittlung der Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ auf den Gurtinnenseiten erfolgte auf Grundlage der elementaren Festigkeitslehre mit Hilfe der aufgezeichneten Kraftschwingbreite ΔP sowie zur Kontrolle mit Hilfe von Dehnmessstreifen (DMS) auf der Gurtinnenseite [5.1]. Die Anzahl der Lastwechsel bis zum definierten Versagen wurde durch einen in der Messeinrichtung integrierten Zähler ermittelt. Die Versuche wurden bei einer Durchbiegungszunahme von 1,0mm abgebrochen. Dabei war bei allen Versuchen ein vollständigen Durchriss der Zuggurte feststellbar.

6.4.3.4 Versuchsergebnisse

Die Ergebnisse der Ermüdungsversuchsreihe an den Trägern aus S690 zeigen, dass durch die Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens UIT die Ermüdungsfestigkeit auch in Bauteilen bei hohen Spannungsverhältnissen wesentlich gesteigert werden kann, siehe Bild 6.59. Die Verbesserungen der Ermüdungsfestigkeit durch die UIT-Nachbehandlung liegt bei einer vorgegebenen *Wöhlerliniensteigung* bei ca. 35%, siehe Tabelle 6.10. Für die Trägerversuche wurde aufgrund der geringen Versuchsanzahl eine *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ für die im Schweißzustand belassenen Quersteifen und von $m=5$ für die UIT-behandelten Quersteifen festgelegt. Weitere Einzelheiten zu den Versuchsergebnissen können [5.1] entnommen werden.

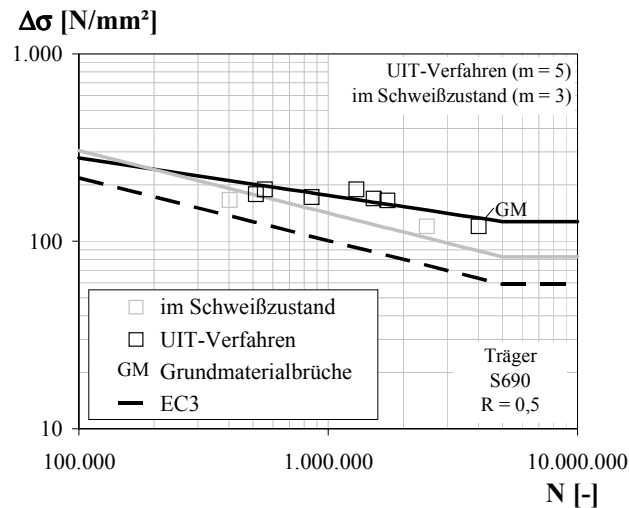


Bild 6.59: Wöhlerdiagramm (Träger, S690, R=0,5)

Tabelle 6.10: Ergebnisse der Trägerversuche mit einem Spannungsverhältnis von R=0,5

Stahlsorte	Nachbehandlungs- verfahren	Anzahl der Versuche	Ermüdungs- festigkeit bei 2·10 ⁶ Lastwechsel	Steigung der Wöhlerlinie	Standard- schätzfehler	Verbesserung durch Nachbehandlung	Abweichung zu Kleinprüfkörper- versuchen
		n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	m [-]	s _{xy} [-]	$\Delta\sigma_{\text{Nach}}/\Delta\sigma_{\text{AW}}$ [-]	$\Delta\sigma_{\text{T}}/\Delta\sigma_{\text{KP}}$ [-]
S690	im Schweißzustand	2	112	3**	-	-	0,84
	UIT-Verfahren*	7*	151	5**	0,21	1,35	0,85

* = Grundmaterialbruch berücksichtigt
 ** = Wöhlerliniensteigung m festgelegt

Bei allen Trägerversuchen bis auf PK 10 gingen die Risse vom Zuggurt am Schweißnahtübergang der Quersteife aus. Der Anrissort lag dabei sowohl bei den beiden Trägern mit im Schweißzustand belassener Quersteife wie bei den Trägern mit UIT-nachbehandelter Quersteife im Bereich der vorhandenen Schweißnahtansatzstellen im Zwickel zwischen Quersteife und Längskehlnaht, siehe Bild 6.60. Nur bei Versuchsträger PK 12 lag der Anriss auf der zum Gurtrand gelegenen Seite der Quersteife. Ausgehend von diesen Anrissen folgten Rissfortschritte in die Zuggurte bis zum vollständigen Durchriss, siehe Bild 6.61.

Für den Bauteileinfluss zeigt sich sowohl bei den im Schweißzustand belassenen Quersteifen als auch bei den UIT-nachbehandelten Quersteifen eine ähnliche Tendenz. Die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ ist für die beiden Trägerversuche mit im Schweißzustand belassenen Quersteifen bei einer vorgegebenen Wöhlerliniensteigung von m=3 um ca. 16% geringer als bei der entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihe aus Abschnitt 6.3.2.2, siehe Bild 6.62. Bei der Trägerversuchsreihe mit UIT-nachbehandelter Quersteife liegt die Abweichung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ zur entsprechenden Kleinprüfkörperversuchsreihe bei einer vorgegebenen Wöhlerliniensteigung von m=5 mit 15% in einer ähnlichen Größenordnung, siehe Bild 6.63.

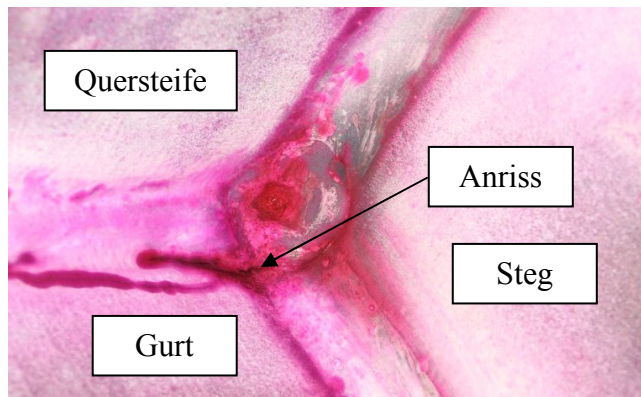


Bild 6.60: Anriss im Bereich des Zwickels aus Quersteife und Längskehlnaht (PK8)



Bild 6.61: Durchriss am Zuggurt im Bereich der Quersteife (PK5)

Als Gründe für die geringere Ermüdungsfestigkeit der Bauteilversuche mit im Schweißzustand belassenen Quersteifen gegenüber den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchen werden wie bereits bei den Versuchen mit Resonanzprüfverfahren in Abschnitt 6.4.2.4 vor allem der technologische Größeneinfluss durch die größeren Zugeigenspannungen bei Bauteilen sowie die vorhandenen Schweißnahtansatzstellen angesehen. Bei den Trägerversuchen mit UIT-behandelter Quersteife ist dagegen der technologische Größeneinfluss auf die UIT-Anwendung zurückzuführen, da die Anwendung im Bereich des Zwickels aus Quersteife und Längskehlnaht auch wegen der vorhandenen Schweißnahtansatzstellen schwieriger durchzuführen war als bei den gerade laufenden Kehlnähten der Kleinprüfkörper. Die lokal eingebrachten Druckeigenspannungen unterliegen deswegen vermutlich in diesem Bereich größeren Streuungen, die auch die Anrisse an dieser Stelle mit verursachten.

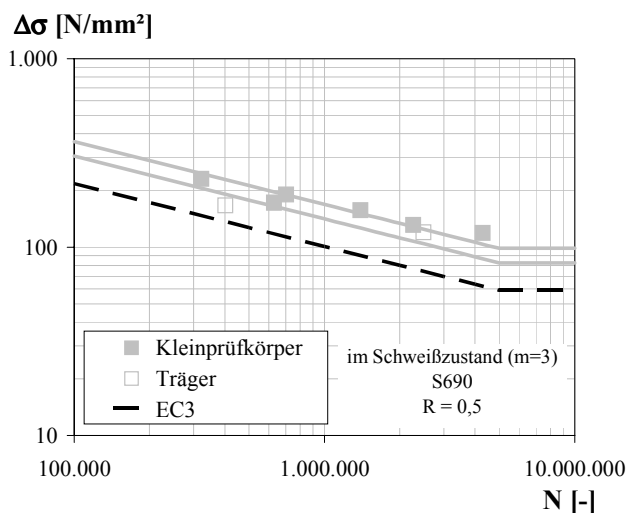


Bild 6.62: Wöhlerdiagramm
(S690, im Schweißzustand, $R=0,5$)

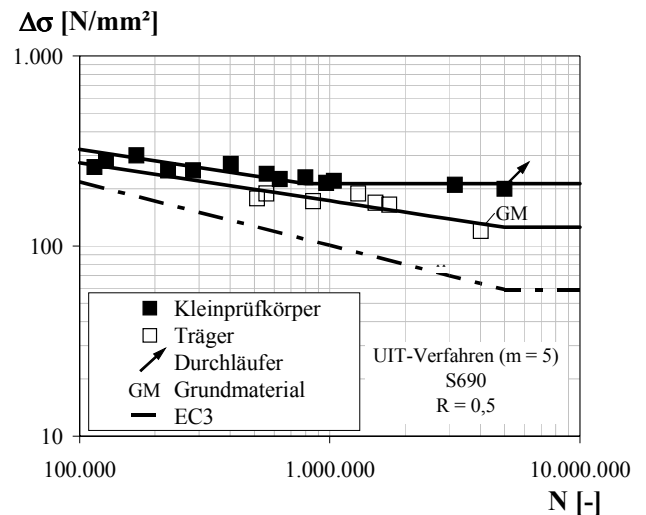


Bild 6.63: Wöhlerdiagramm
(S690, UIT-Verfahren, $R=0,5$)

6.4.4 Mittelspannungseinfluss

Bei den Trägerversuchen ist tendenziell sowohl bei den Trägern mit im Schweißzustand belassener Quersteife als auch bei den Trägern mit UIT-behandelter Quersteife ein Mittelspannungseinfluss feststellbar, siehe Bild 6.64 und 6.65. Als Grund für den Mittelspannungseinfluss bei den Trägerversuchen mit im Schweißzustand belassener Quersteife wird angenommen, dass die tatsächlichen Zugeigenspannungen im Bereich der Quersteife unterhalb der Streckgrenze liegen, siehe Abschnitt 2.4.3. Bei einer Wechselbeanspruchung kann daher ein Teil der effektiven Spannungsschwingbreite am lokalen Kerbgrund noch im Druckbereich liegen und somit zu einem verzögerten

Risswachstum und einer höheren Ermüdungsfestigkeit führen. Allgemeingültige Aussagen über den Mittelspannungseinfluss sind wegen der zu geringen Anzahl an Trägerversuchen nicht möglich. Bei den Trägern mit UIT-behandelter Quersteife ist der Mittelspannungseinfluss darauf zurückzuführen, dass die UIT-Anwendung abschließend nach dem Schweißprozess erfolgt. Die Unterschiede zum Mittelspannungseinfluss bei den Kleinprüfkörperversuchen in Abschnitt 6.3.2.4 sollten daher gering sein, siehe auch Bild 3.6 in Abschnitt 3.3.5.3. Diese Annahme kann jedoch aufgrund der Versuche beim Spannungsverhältnis von $R = -1$ mit Brüchen außerhalb des Konstruktionsdetails der Quersteife nicht nachgewiesen werden.

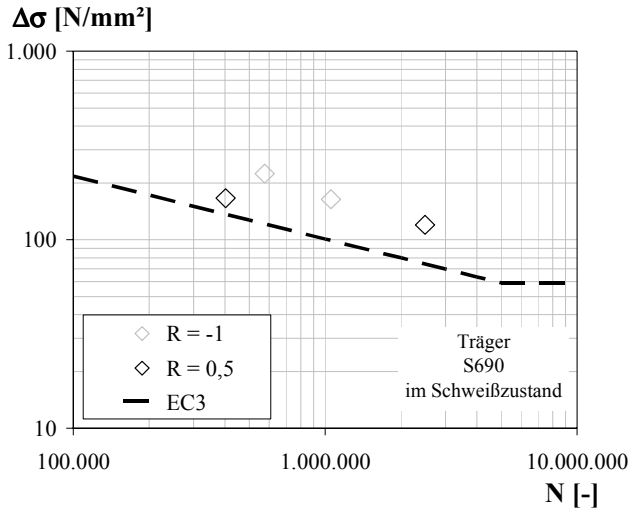


Bild 6.64: Wöhlerdiagramm
(Träger, S690, im Schweißzustand)

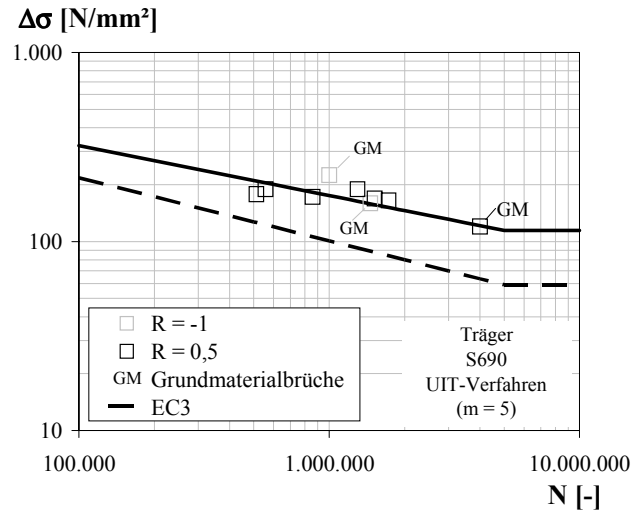


Bild 6.65: Wöhlerdiagramm
(Träger, S690, UIT-Verfahren)

6.5 Begleituntersuchungen

6.5.1 Nahtgeometriemessungen

6.5.1.1 Allgemeines

Die Kerbwirkung besitzt im Allgemeinen einen erheblichen Einfluss auf die Höhe der Ermüdungsfestigkeit, siehe auch Abschnitt 3.3.2. Um den Einfluss der Kerbwirkung auf die Ergebnisse der Ermüdungsversuche abschätzen zu können, wurde die Nahtgeometrie einzelner Klein- und Großprüfkörper (QS1+QS2) gemessen, siehe Bild 6.66 und 6.67. Mit diesen Messergebnissen werden anschließend elastische Kerbfaktoren mit Hilfe der Finite Elemente Methode unter Verwendung des 2-dimensionalen Modells in Abschnitt 7.2.2 berechnet. Damit wird der Einfluss der Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit durch so genannte Kerbspannungswöhlerlinien bestimmt.

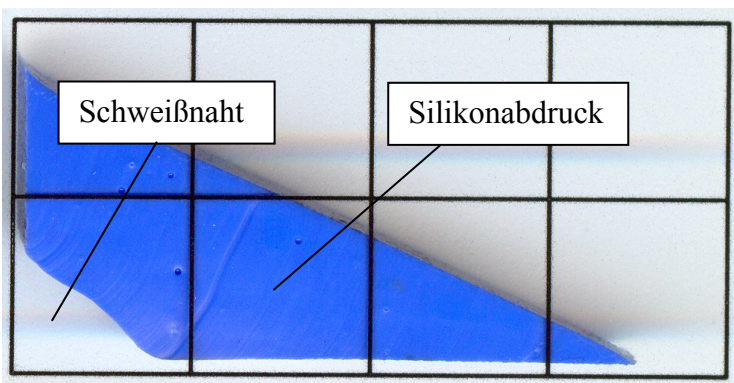


Bild 6.66: Eingesannter Silikonabdruck (S460, UIT)

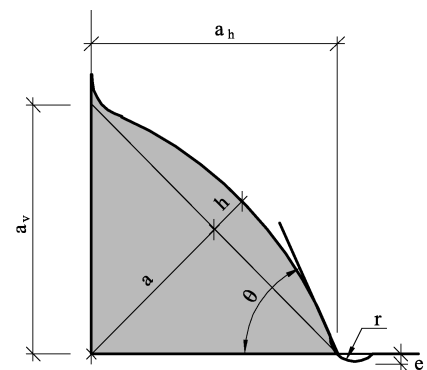


Bild 6.67: Vermessene Nahtparameter

6.5.1.2 Messergebnisse

Die mittleren Messwerte der Nahtgeometrie sowie die dazugehörigen Streuungen können Tabelle 6.11 entnommen werden. Einzelheiten zu den Messergebnissen sind [5.1] zu entnehmen. Für die im Schweißzustand belassenen Prüfkörper aus S355 und S460 konnte für den Kerbradius r ein für Schweißnähte typischer mittlerer Wert von ca. 1,0mm festgestellt werden. Im Gegensatz dazu liegt der mittlere gemessene Kerbradius r für die im Schweißzustand belassenen Prüfkörper aus S690 bei ca. 1,6mm.

Bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen konnten mittlere Kerbradien r in der Größenordnung zwischen 6,4mm und 8,8mm ermittelt werden. Diese Werte liegen damit innerhalb des typischen Streubereichs beim WIG-Aufschmelzen von 5-10mm [5.3]. Zusätzlich wurde jedoch teilweise ein Einbrand e am Schweißnahtübergang infolge des WIG-Aufschmelzens gemessen.

Beim Nachbehandlungsverfahren UIT konnten relativ unabhängig von der Stahlsorte mittlere Kerbradien r in der Größenordnung von 2,2-2,8mm festgestellt werden. Die Eindrückungen aus der plastischen Verformung hatten unabhängig von der Stahlsorte eine Tiefe von ca. $e=0,1$ mm und eine Breite von ca. $d=3,0$ mm.

Tabelle 6.11: Mittlere Messwerte der Nahtgeometrie (Bezeichnungen siehe Bild 6.67)

Stahl- sorte	Nachbe- handlung	Schweiß- nahtdicke a [mm]		Nahtan- stiegswinkel θ [°]		Eindrückung bzw. Einbrand e [mm]		Kerb- radius r [mm]		
		μ	σ	μ	σ	μ	σ	μ	σ	min
		S355	Schweißzustand	4,8	0,38	39,4	3,4	0,00	-	1,0
WIG	4,8		0,27	40,7	3,0	0,06	0,08	8,8	1,01	6,6
UIT	4,6		0,21	40,4	3,9	0,10	0,08	2,2	0,43	1,1
S460	Schweißzustand	5,0	0,34	43,4	5,0	0,00	-	1,1	0,69	0,3
	WIG	4,6	0,48	32,9	3,1	0,15	0,08	7,0	0,79	5,9
	UIT	4,9	0,29	41,5	3,8	0,08	0,07	2,4	0,47	1,0
S690	Schweißzustand	5,1	0,22	43,2	2,3	0,00	-	1,6	0,81	0,5
	WIG	4,8	0,27	40,7	3,0	0,08	0,08	6,4	1,37	4,1
	UIT	5,0	0,31	43,5	1,9	0,10	0,08	2,8	0,94	1,3
		μ = Mittelwert		σ = Standardabweichung						

6.5.1.3 Kerbspannungswöhlerlinien

Für die unterschiedlichen Prüfkörpertypen erfolgte die Bestimmung der Kerbfaktoren mit Hilfe der Finite Elemente Methode unter Verwendung des 2-dimensionalen Modells aus Abschnitt 7.2.2. Als maßgebende Größen für den Kerbfaktor beim Konstruktionsdetail der Quersteife zeigten sich dabei neben den Blech- und Schweißnahtabmessungen vor allem der Kerbradius r , der Nahtanstiegswinkel θ sowie die plastischen Eindrückungen e . Die mittleren Kerbfaktoren K_t sowie die verwendeten mittleren Geometriewerte können für die einzelnen Prüfkörpertypen Tabelle 6.12 entnommen werden.

Tabelle 6.12: Kerbfaktoren und verwendete Geometriewerte (Bezeichnungen siehe Bild 6.67)

Stahlsorte	Nachbehandlung	Blechdicke	StEIFendicke	Schweißnahtdicke	Nahtanstiegswinkel	Kerbradius	Einbrand/-drückung	Kerbfaktor
		t [mm]	s [mm]	a [mm]	θ [mm]	r [mm]	e [mm]	K_t [-]
S355	Schweißzustand	12,2	12,2	4,6	40,0	1,0	0,00	2,54
	WIG					8,8	0,06	1,41
	UIT					2,2	0,10	2,11
S460	Schweißzustand	12,9	12,9	4,6	41,0	1,1	0,00	2,51
	WIG					7,0	0,15	1,54
	UIT					2,4	0,08	2,07
S690	Schweißzustand	12,2	12,2	4,7	45,5	1,6	0,00	2,24
	WIG					6,4	0,08	1,53
	UIT					2,8	0,10	1,96

Werden die Nennspannungen der Kleinprüfkörperversuchsreihe aus Abschnitt 6.3.2.2 mit den Kerbfaktoren multipliziert und zusammen mit der Versagensschwingspielzahl in ein *Wöhler*diagramm eingetragen, entstehen so genannte Kerbspannungswöhlerlinien, die unabhängig vom Einfluss des Kerbfaktors sind. Diese Kerbspannungswöhlerlinien beinhalten vorhandene Streuungen der Schweißnaht aus Nahtgeometrie, Rauigkeit, Nahtfehlern, Eigenspannungen und Werkstofffestigkeiten. Durch eine Gegenüberstellung der Kerbspannungswöhlerlinien für die einzelnen Versuchsreihen kann die Ursache der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch die verschiedenen Nachbehandlungsverfahren besser beurteilt werden.

Die Diagramme in Bild 6.68 bis 6.70 zeigen, dass die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit beim WIG-Aufschmelzen hauptsächlich durch die Erhöhung des Kerbradius und der dadurch reduzierten Kerbwirkung zurückzuführen ist. Denn die mittleren Kerbspannungswöhlerlinien für die WIG-nachbehandelten Prüfkörper bei einer vorgegebenen Steigung von $m=3$ bei den Stahlsorten S460 und S690 liegen sogar geringfügig unterhalb den entsprechenden Kerbspannungswöhlerlinien für die im Schweißzustand belassenen Prüfkörper. Dagegen kann beim UIT-Verfahren die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit nicht allein auf die Kerbradiusvergrößerung zurückgeführt werden, da die Ermüdungsfestigkeit der mittleren Kerbspannungswöhlerlinien für die UIT-behandelten Prüfkörper immer noch deutlich um 53-64% höher sind als die mittleren Kerbspannungswöhlerlinien mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern.

Im Weiteren zeigt sich, dass die hohe Ermüdungsfestigkeit der im Schweißzustand belassenen Prüfkörper aus S690 teilweise auf die größeren Kerbradien und den damit verbundenen geringeren Kerbfaktoren zurückzuführen ist. Die Abweichungen zwischen der Ermüdungsfestigkeit bei S355 bzw. S460 zu S690 nehmen bei den Kerbspannungswöhlerlinien im Vergleich zu den Nennspannungswöhlerlinien in Abschnitt 6.3.2.2 jeweils um ca. 10% ab. Eine deutliche Steigerung bei der Ermüdungsfestigkeit ist jedoch auch bei den Kerbspannungswöhlerlinien immer noch mit zunehmender Streckgrenze feststellbar, siehe Bild 6.71.

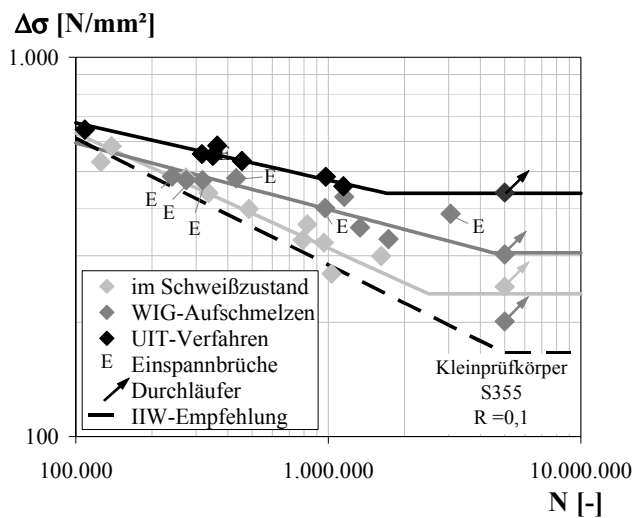


Bild 6.68: Kerbspannungswöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S355, $R=0,1$)

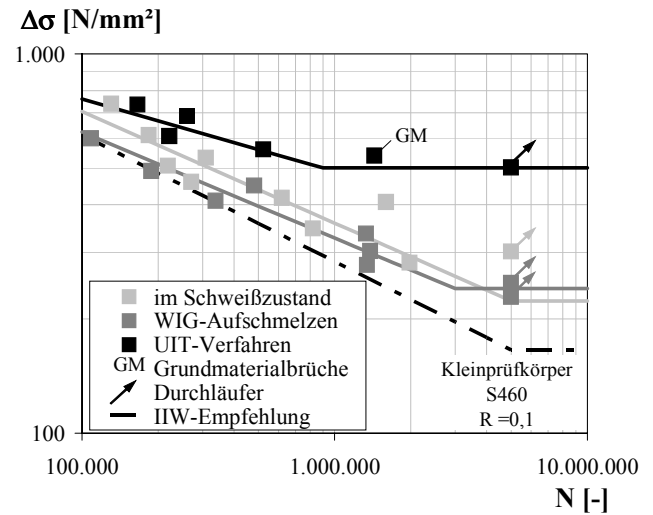


Bild 6.69: Kerbspannungswöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S460, $R=0,1$)

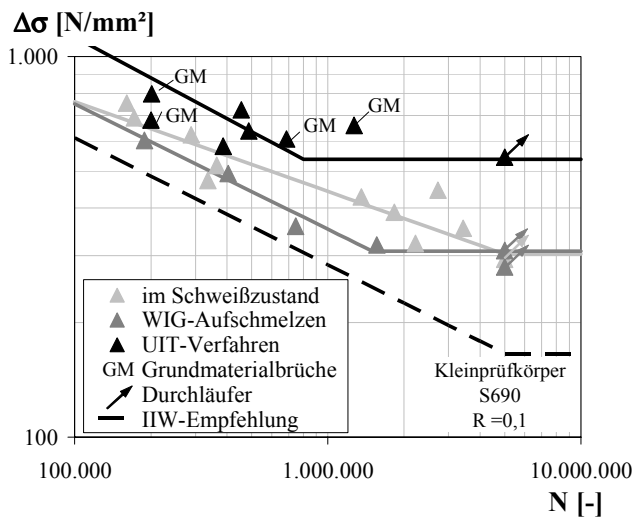


Bild 6.70: Kerbspannungswöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, S690, $R=0,1$)

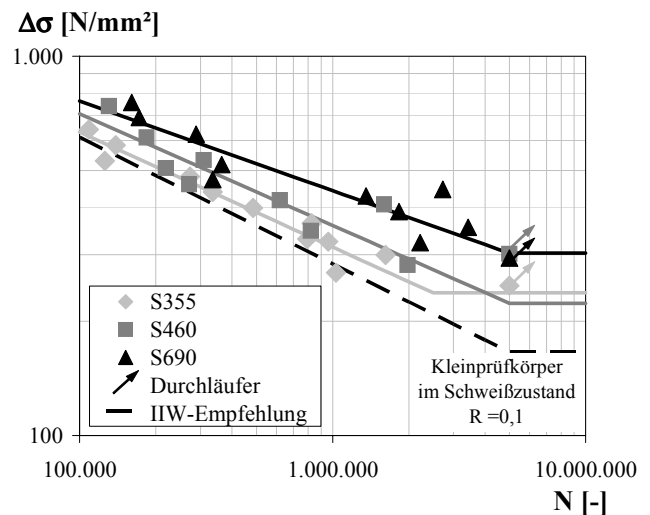


Bild 6.71: Kerbspannungswöhlerdiagramm
(Kleinprüfkörper, im Schweißzustand, $R=0,1$)

6.5.2 Eigenspannungsmessungen

6.5.2.1 Allgemeines

Insbesondere das Einbringen von Druckeigenspannungen wird als Ursache für die wesentliche Steigerung der Ermüdungsfestigkeit bei Anwendung des UIT-Verfahren angesehen. Dies ist vor allem bei höherfesten Stählen der Fall, da bei diesen Stählen hohe Eigenspannungen eingebracht werden können, die auch aufgrund der höheren Streckgrenze weniger abgebaut werden, siehe Abschnitt 3.3.5.4.

Der Eigenspannungsverlauf wurde deshalb über die Tiefe an unbehandelten und nachbehandelten (WIG-Aufschmelzen, Reinigungsstrahlung und UIT-Verfahren) Prüfkörpern QS1 und QS5 mit Hilfe der Bohrlochmethode an der Materialprüfanstalt (MPA) der Universität Stuttgart ermittelt.

6.5.2.2 Versuchsdurchführung

Die Untersuchungen erfolgten in Blechbreitenmitte der jeweiligen Prüfkörper über eine Tiefe bis zu ca. 1,1mm im Abstand von ca. 1,5mm vom Schweißnahtübergang der Quersteife, siehe Bild 6.72 und 6.73. Wie bei allen mechanischen Verfahren basiert das bei den Untersuchungen eingesetzte

Bohrlochverfahren auf dem Prinzip, dass sich bei einem Eingriff in das eigenspannungsbehaftete Bauteil durch Materialabtrag ein neuer Gleichgewichtszustand einstellt.

Die Eigenspannungen $\sigma_{E,x}(\xi)$ und $\sigma_{E,y}(\xi)$ in den Messrichtungen x senkrecht zur Schweißnaht und y parallel zur Schweißnaht werden beim Bohrlochverfahren aus den an der Oberfläche registrierten Dehnungen $\varepsilon_x(\xi)$ und $\varepsilon_y(\xi)$ unter Verwendung von verfahrensspezifischen Kalibrierfunktionen berechnet. Die Messergebnisse der Bohrlochmethode sind mit einer verfahrensbedingten Unsicherheit von ca. $\pm 30\text{MPa}$ behaftet. Bei Eigenspannungen ab ca. 60% der Streckgrenze werden die gemessenen Eigenspannungen wegen der nicht berücksichtigten plastischen Effekte im Regelfall überschätzt. Das Verfahren ist jedoch ausreichend, um Tendenzen über das Vorzeichen und auch die Größenordnung der vorhandenen Eigenspannungen anzugeben.

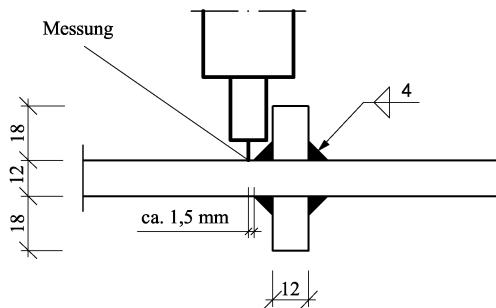


Bild 6.72: Abstand der Bohrlochmitte vom Schweißnahtübergang

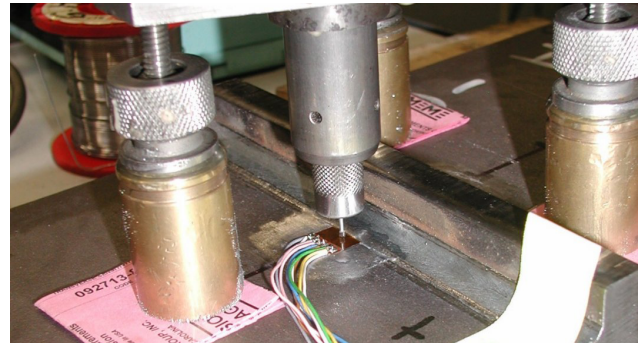


Bild 6.73: Eigenspannungsmessung mit Hilfe der Bohrlochmethode

6.5.2.3 Versuchsergebnisse

Als maßgebend für die durchgeführten Ermüdungsversuche sind die Eigenspannungen senkrecht zur Schweißnaht anzusehen, da sich diese näherungsweise mit den maximalen Kerbspannungen aus der Belastung überlagern. Im Rahmen dieser Arbeit werden daher insbesondere diese Messergebnisse diskutiert. Weitere Ergebnisse, wie die Eigenspannungen parallel zur Schweißnaht sind [5.1] zu entnehmen.

Die Messergebnisse zeigen, dass bei allen Stahlsorten die Zugeigenspannungen infolge des Schweißvorgangs durch die Anwendung des UIT-Verfahrens über die gesamte Messtiefe von 1,1mm durch Druckeigenspannungen aufgehoben werden, siehe Bild 6.74 bis 6.75. Die durch die UIT-Anwendung eingebrachten Druckeigenspannungen werden damit über die für die Verlängerung der Anrisslebensdauer bedeutenden Tiefenbereiche von ca. 0,5mm nahezu konstant eingebracht, siehe Abschnitt 3.3.5.1. Die Maximalwerte der Druckeigenspannungen liegen in einer Tiefe von ca. 0,3 bis 0,4mm. An der Oberfläche liegen die Druckeigenspannungen durch die UIT-Anwendung bei der Stahlsorte S355 im Mittel bei 75% der Streckgrenze, bei der Stahlsorte S460 im Mittel bei 69% der Streckgrenze und bei der Stahlsorte S690 im Mittel bei 83% der Streckgrenze. Es kann daher davon ausgegangen werden, dass die durch die UIT-Anwendung eingebrachten Eigenspannungen senkrecht zur Naht unabhängig von der Stahlsorte ca. 75% der Streckgrenze betragen. Die Ergebnisse aus den Untersuchungen in [3.12] mit Druckeigenspannungen in der Größenordnung der Streckgrenze senkrecht zur UIT-Behandlungsrichtung konnten damit näherungsweise bestätigt werden.

Wie aus Bild 6.76 ersichtlich, werden auch durch ein nachträgliches Reinigungsstrahlen Druckeigenspannungen an der Oberfläche erzeugt. Im Gegensatz zum UIT-Verfahren ist die für die Ermüdungsfestigkeit sehr wichtige Tiefenwirkung aber deutlich geringer. Die Druckeigenspannungen klingen bereits bei etwa 0,3mm unterhalb der Oberfläche ab.

Außerdem zeigen die Ergebnisse, dass bei Anwendung des WIG-Aufschmelzens die Eigenspannungen sich wie bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern noch im Zugbereich befinden, siehe Bild 6.76. Auffallend ist auch das relativ geringe Eigenspannungsniveau bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern aus S690. Die Eigenspannungen für diese Stahlsorte liegen bei durchschnittlich ca. 30% der Streckgrenze des Grundmaterials. Dagegen liegen sie bei der Stahlsorte S355 bei ca. 65% und bei der Stahlsorte S460 bei ca. 55% der Streckgrenze des Grundmaterials. Die Versuche zeigen eine gute Übereinstimmung mit den Eigenspannungsmessungen an der Stahlsorte A572 Gr. 50 (Streckgrenze $f_y = 345\text{N/mm}^2$) in [3.12], siehe Bild 6.77.

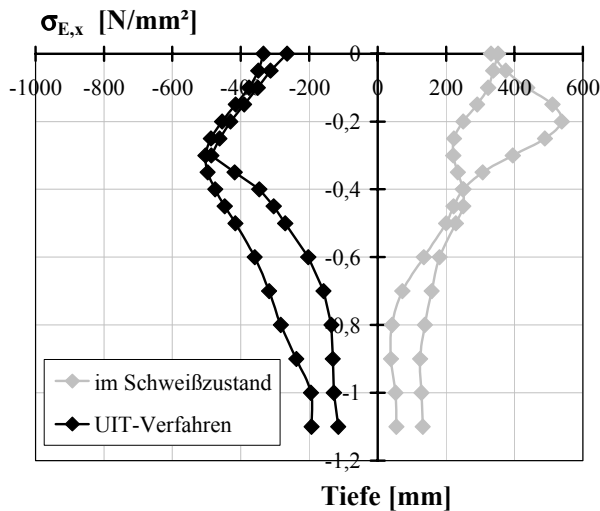


Bild 6.74: Schweißzugspannungen senkrecht zur Schweißnaht (Kleinprüfkörper, S355)

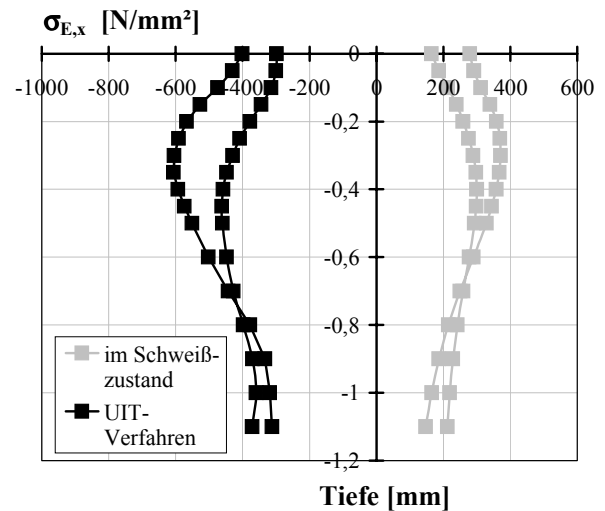


Bild 6.75: Schweißzugspannungen senkrecht zur Schweißnaht (Kleinprüfkörper, S460)

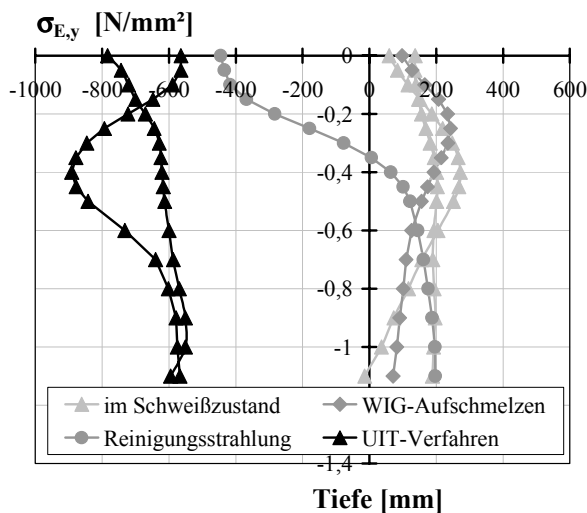


Bild 6.76: Schweißzugspannungen senkrecht zur Schweißnaht (Kleinprüfkörper, S690)

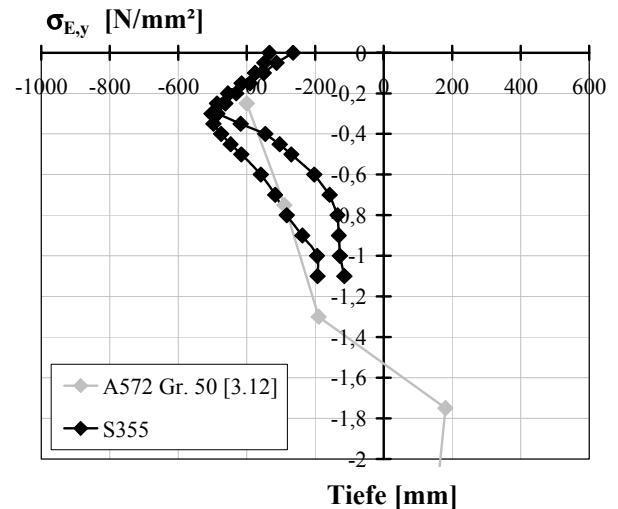


Bild 6.77: Gegenüberstellung der eigenen Versuchsergebnisse mit [3.12]

6.5.3 Metallographie

Metallographische Untersuchungen (Makroaufnahmen, Gefüge, Härte) an den Kleinprüfkörper (QS1) wurden in [5.1] durch die Materialforschungs- und Prüfanstalt der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführt. Eine Beeinflussung des Härteverlaufes durch die UIT-Nachbehandlung war in einem Abstand von 2mm erwartungsgemäß nicht nachweisbar. Mit Hilfe von Mikrohärtemessungen im oberflächennahen Bereich der UIT-Einwirkung war tendenziell bis zu einem Randabstand von ca. 50 μm eine geringfügige Erhöhung der Härte messbar. Mit den vorhandenen Prüfbedingungen war allerdings keine detailliertere Aussage möglich.

6.5.4 Bruchmechanische Untersuchungen

6.5.4.1 Allgemeines

Ergänzend zu den Begleituntersuchungen in [5.1] erfolgten im Rahmen dieser Arbeit experimentelle bruchmechanische Untersuchungen. Ziel dieser Untersuchungen ist die Bestimmung der tatsächlich vorhandenen Rissfortschrittsgeschwindigkeiten im Bereich der Schweißverbindung für die im Schweißzustand belassenen und UIT-behandelten Prüfkörper. Außerdem sollen die Untersuchungen das verzögerte Risswachstum durch Risschließeffekte infolge der durch die Anwendung des UIT-Verfahrens erzeugten Druckeigenstressungen nachweisen. Die experimentellen bruchmechanischen Untersuchungen beruhen auf dem Verfahren der Blocklastfolgen zur Rissfrontmarkierung. Weitere Einzelheiten zum Rissfortschrittskonzept können Abschnitt 8.2.3 entnommen werden.

6.5.4.2 Verfahrensbeschreibung

Das Verfahren von Blocklastfolgen zur Rissfrontmarkierung basiert auf dem Effekt, dass sich in Abhängigkeit der Höhe der Ermüdungsbeanspruchung unterschiedliche Färbungen und Rauigkeiten an der Rissbruchfläche einstellen. So ergeben sich auf der Rissbruchfläche jahresringartig angeordnete Bereiche unterschiedlicher Graufärbung, wenn die Prüfkörper unterschiedlichen blockweisen konstanten Ermüdungsbeanspruchungen ausgesetzt sind, siehe Bild 6.78. Kleine Spannungsschwingbreiten führen dabei zu dunklen Zonen der Rissbruchfläche, die häufig auch als Rastlinien bezeichnet werden. Einzelheiten über die physikalischen und chemischen Ursachen der unterschiedlichen Graufärbung sind z.B. in [4.59] gegeben.

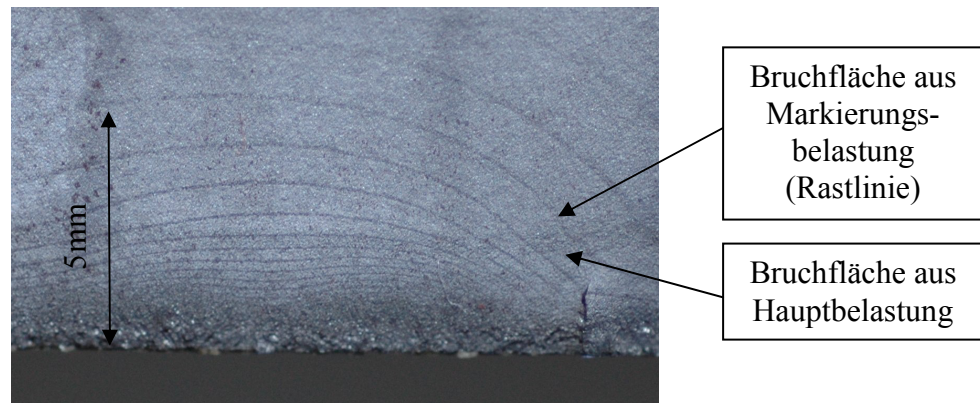


Bild 6.78: Bruchflächenstruktur einer Probe nach Anwendung der blockweisen Rissfrontmarkierung

Der oben beschriebene Effekt der unterschiedlichen Graufärbung der Rissbruchfläche in Abhängigkeit der Beanspruchungshöhe kann zur Markierung der Rissfront auf einer Rissbruchfläche genutzt werden. Dabei wird in die planmäßig vorgesehene Belastung mit der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$ (Hauptbelastung) nach einer bestimmten Anzahl von Lastwechseln N ein Block mit einer kleineren Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma_M$ (Markierungsbelastung) und N_M Lastwechseln eingefügt, siehe Bild 6.79. Die planmäßig vorgesehene Hauptbelastung und die Markierungsbelastung folgen nun im Wechsel bis zum Bruch des Prüfkörpers. Der Spannungsschwingbreitenunterschied zwischen Hauptbelastung $\Delta\sigma$ und Markierungsbelastung $\Delta\sigma_M$ sowie die jeweilige Anzahl der Lastwechseln N bzw. N_M müssen dabei so abgestimmt sein, dass ein visuell erkennbarer Unterschied in Färbung und Rauigkeit erzeugt wird. Anschließend können durch das Vermessen der Bruchflächenstruktur sowohl Rissgeometrie als auch Rissfortschrittsgeschwindigkeit ermittelt werden.

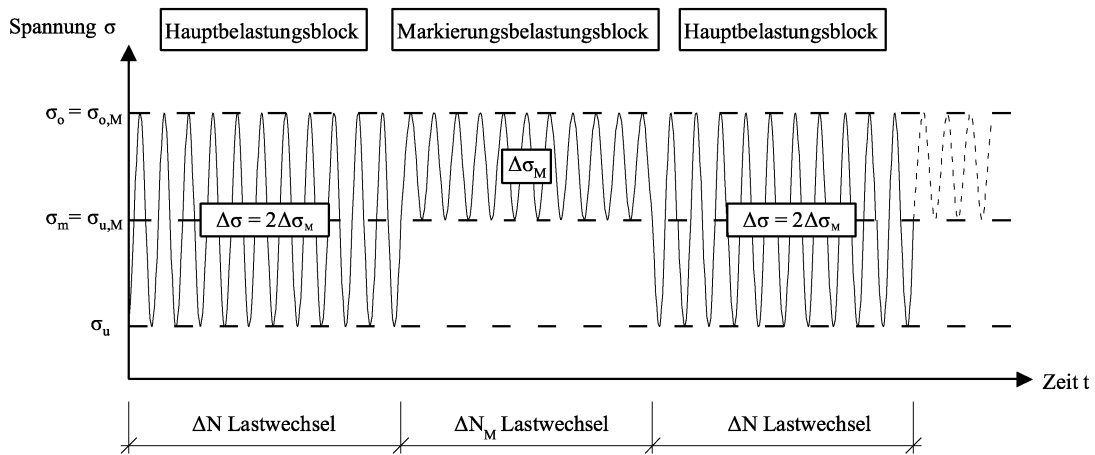


Bild 6.79: Blocklastfolgen beim Verfahren der Rissfrontmarkierung

Beim Verfahren der Blocklastfolgen zur Rissfrontmarkierung ist zu beachten, dass der Einfluss von Lastreihenfolgeeffekte auf die Ergebnisse möglichst zu minimieren sind. Beim Übergang von einer kleineren auf eine größeren Spannungsschwingbreite kommt es zu einem beschleunigten Risswachstum und beim Übergang von einer größeren auf eine kleinere Spannungsschwingbreite zu einem verzögertem Risswachstum [4.10]. Diese Beschleunigungs- bzw. Verzögerungseffekte sind auf unterschiedlich große plastische Zonen an der Risspitze bei unterschiedlich hohen Beanspruchungen zurückzuführen. Die Größe der plastischen Zone sollte daher zur Minimierung der Lastreihenfolgeeffekte möglichst konstant gehalten werden. Da deren Größe im Wesentlichen von der Oberlast bestimmt wird, sollten Hauptbelastung $\Delta\sigma$ und Markierungsbelastung $\Delta\sigma_M$ die gleiche Oberlast besitzen [4.59], siehe Bild 6.79.

6.5.4.3 Versuchsdurchführung

Die Versuche erfolgten an im Schweißzustand belassenen und an UIT-nachbehandelten Großprüfkörpern (QS2) aus den Stahlsorten S355, S460 und S690. Sämtliche Versuche erfolgten dabei mit einer Blocklastfolge mit konstanter Oberlast und einem Spannungsverhältnis des Hauptbelastungsblocks von $R=0,1$ entsprechend Bild 6.79. Die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ des Hauptbelastungsblocks waren doppelt so groß wie die Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma_M$ des Markierungsblocks. Auch entsprach die Lastwechselzahl des Markierungsbelastungsblocks ΔN_M der Lastwechselzahl ΔN des Hauptbelastungsblocks. Nach dem Bruch der Probekörper wurden die Bruchflächenstrukturen mittels einer Makrophotographie aufgenommen, siehe Bild 6.78, und anschließend mit ca. 15-20-facher Vergrößerung nach Rissbreite c und Risstiefe a vermessen, siehe Bild 6.80.

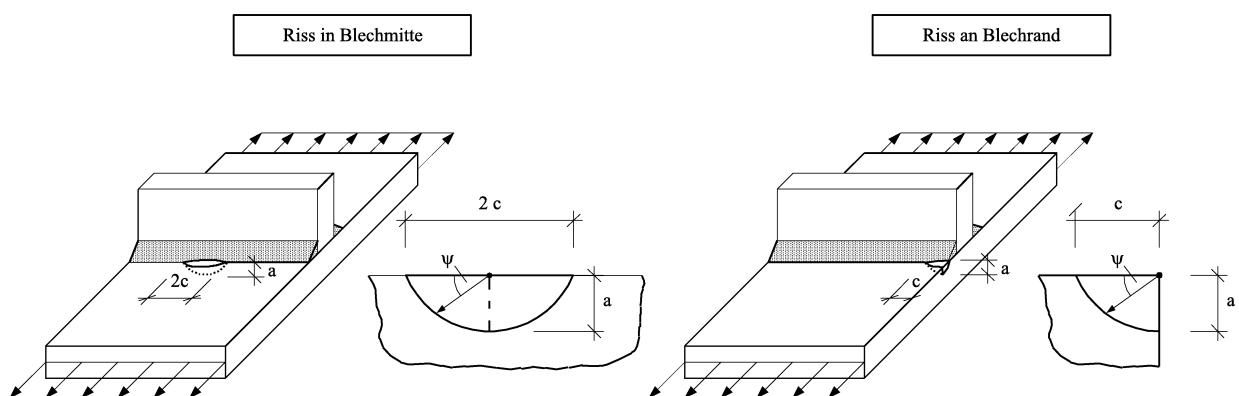


Bild 6.80: Definition der Rissgeometrie für Riss in Blechmitte und Riss am Blechrand

Mit Hilfe diesen Verfahrens konnten bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern Anfangsrisstiefen $a \geq 0,5 \text{ mm}$ bestimmt werden. Die einzelnen Versuchsparameter sowie die erreichten Bruchlastspielzahlen N_F unter Vernachlässigung der Lastwechsel ΔN_M der Markierungsblöcke können Tabelle 6.13 entnommen werden.

Tabelle 6.13: Versuchsparameter und –ergebnisse für den Hauptbelastungsblock

Stahlsorte	Nachbehandlungsverfahren	Spannungsverhältnis	Spannungsschwingbreite	Lastwechselzahl	Bruchlastspielzahl	feststellbare Anrisstiefe	Rissgeometrie	Lastspielzahl bei Anriss
		R [-]	$\Delta\sigma$ [N/mm ²]	ΔN [-]	N_F [-]	a_{\min} [mm]	a/c [-]	N_I [-]
S355	im Schweißzustand	0,1	220	5.000	80.000	0,5	< 0,1	40.000
	UIT-Verfahren	0,1	270	25.000	308.795	1,4	ca. 0,67	185.000
S460	im Schweißzustand	0,1	195	10.000	130.000	0,5	< 0,1	70.000
	UIT-Verfahren	0,1	270	25.000	672.460	2,0	ca. 1,0*	350.000
S690	im Schweißzustand	0,1	200	5.000	336.970	1,0	ca. 0,25	275.000

* = Riss am Blechrand

6.5.4.4 Versuchsauswertung

Aus den zur Verfügung stehenden Wertepaaren der Risstiefe a_i und der Lastwechselzahl eines Hauptbelastungsblocks lassen sich die Rissfortschrittsgeschwindigkeiten da/dN in Risstiefenrichtung berechnen. Die mittlere Risstiefe a_M für zwei aufeinander folgende Werte der Risstiefe a_i und a_{i+1} lässt sich wie folgt berechnen:

$$a_M = \frac{a_i + a_{i+1}}{2} \quad (6.1)$$

Die zu dieser Risstiefe gehörige Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN(a_M)$ ergibt sich wie folgt:

$$da/dN(a_M) = \frac{a_{i+1} - a_i}{N} \quad (6.2)$$

Der zur mittleren Risstiefe a_M gehörige Spannungsintensitätsfaktor $\Delta K(a_M)$ kann mit der Spannungsschwingbreiten $\Delta\sigma$ des Hauptbelastungsblocks wie folgt berechnet werden, siehe hierzu auch Abschnitt 8.2.3.3:

$$\Delta K(a_M) = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a_M} \cdot F(a_M) \quad (6.3)$$

Die Geometriefunktion $F(a_M)$ hängt dabei auch von dem Geometrieverhältnis a/c des Risses sowie von der Lage des Risses ab. Die einzelnen Parameter der Geometriefunktion $F(a)$ sind entsprechend der Risslage in Anhang C.2 gegeben. Anschließend können die Werkstoffkennwerte C und m zur Beschreibung des stabilen Risswachstums nach Gl. (8.21) mit Hilfe einer linearen Regression aus den logarithmischen Datenpaare Rissfortschrittsgeschwindigkeit $\log da/dN(a_M)$ und Spannungsintensitätsfaktor $\log \Delta K(a_M)$ berechnet werden.

Die Berechnungen erfolgen dabei mit einem variablen Wert m sowie mit einem typischen Wert von $m=3$ bei Baustählen für die Versuche mit den Stahlsorten S355 und S460 und einem typischen Wert von $m=2,25$ für höherfeste Stähle für den Versuch mit der Stahlsorte S690 [4.9], [7.2], siehe Anhang C.1

6.5.4.5 Versuchsergebnisse

Anhand der Versuchsergebnisse kann festgestellt werden, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN(\Delta K)$ bei den beiden UIT-behandelten Prüfkörpern geringer ist als bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern, siehe Bild 6.81 und Bild 6.82. Bei kurzen Risstiefen bis ca. 2mm kann das verzögerte Risswachstum vor allem auf Risschließeffekte durch die eingebrachten Druckeigenspannungen zurückgeführt werden. Darüber hinaus ist auch bei größeren Risstiefen ein verzögertes Risswachstum feststellbar, siehe Bild 6.84.

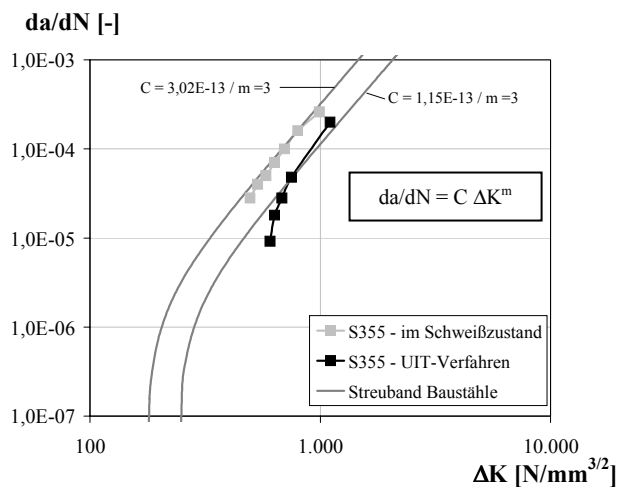


Bild 6.81: Rissfortschrittsbeziehung
(Großprüfkörper, S355)

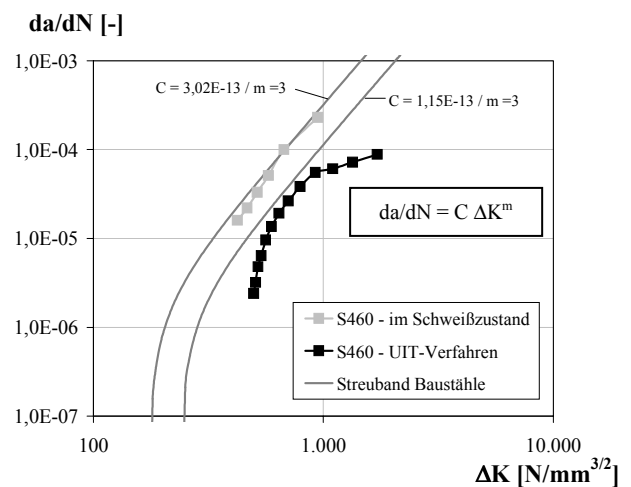


Bild 6.82: Rissfortschrittsbeziehung
(Großprüfkörper, S460)

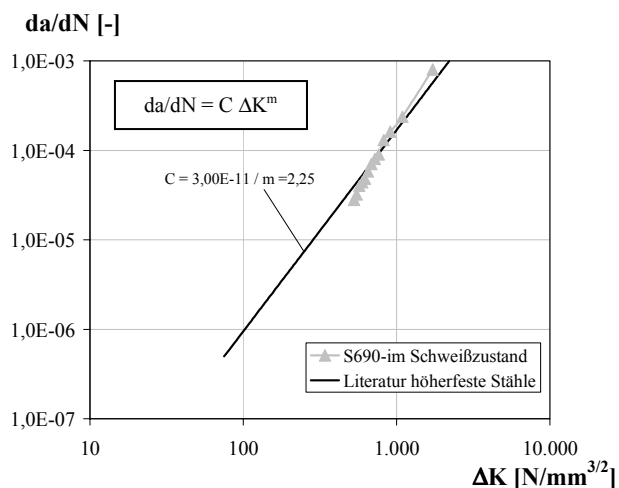


Bild 6.83: Rissfortschrittsbeziehung
(Großprüfkörper, S690)

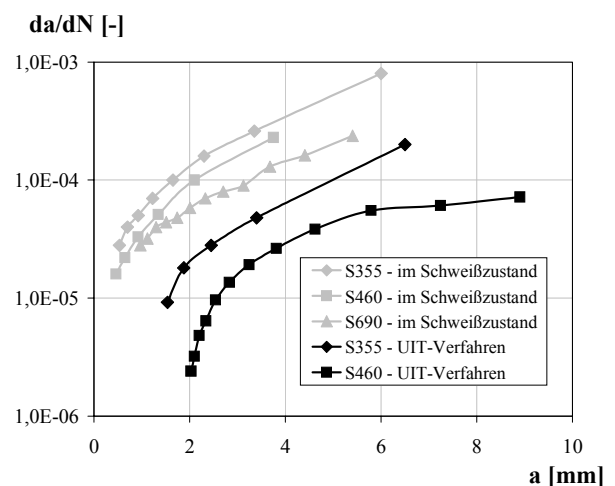


Bild 6.84: Rissfortschrittsgeschwindigkeit in
Abhängigkeit der Risstiefe (Großprüfkörper)

Außerdem zeigte sich, dass bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern sehr breite Risse mit einem Rissgeometrieverhältnis von $a/c < 0,1$ vorhanden sind, siehe Bild 6.85. Für die weiteren Untersuchungen wurde daher von einem Rissgeometrieverhältnis von $a/c = 0,1$ ausgegangen. Im Gegensatz dazu ergaben sich bei den beiden UIT-behandelten Versuchskörpern halbelliptische Risse mit einem Rissgeometrieverhältnis a/c von ca. 0,67 und 1,0, siehe Bild 6.86.

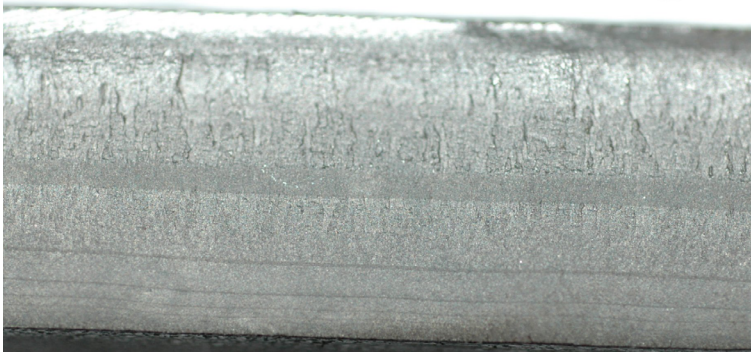


Bild 6.85: Bruchflächenstruktur
(Großprüfkörper, im Schweißzustand, S355)

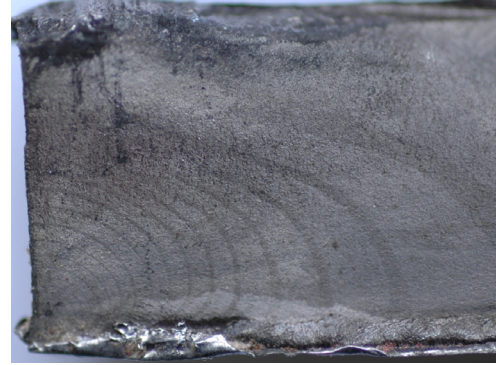


Bild 6.86: Bruchflächenstruktur
(Großprüfkörper, UIT-Verfahren, S460)

Die berechneten Werkstoffkennwerte C und m zur Beschreibung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit nach Gl. (8.21) können für die im Schweißzustand belassenen Prüfkörper Tabelle 6.14 entnommen werden. Zusätzlich sind die Abweichungen zu den entsprechenden mittleren Werkstoffkennwerten nach Gurney [4.13] für Baustähle mit $m=3$ und für höherfeste Baustähle mit $m=2,25$ angegeben. Einzelheiten zu den vorhandenen Werkstoffkennwerten aus der Literatur können Anhang C.1 entnommen werden. Es zeigt sich, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN(\Delta K)$ bei den Versuchskörpern aus den Stahlsorten S355 und S460 für den vorhandenen Messbereich im oberen Streubereich der vorhandenen Literaturwerte für Baustähle nach [7.9] liegen, siehe Bild 6.81 und Bild 6.82. Dies kann auch als ein Grund für die vergleichsweise niedrige Ermüdungsfestigkeit dieser Probekörper angesehen werden. Im Gegensatz dazu ist die Abweichung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit $da/dN(\Delta K)$ bei dem Versuchskörper aus S690 für den vorhandenen Messbereich im Vergleich zu dem Literaturwert nach [4.13] mit einem festgelegten Wert von $m=2,25$ für höherfeste Stähle vernachlässigbar gering, siehe Bild 6.83.

Tabelle 6.14: Experimentell bestimmte Werkstoffkennwerte C und m zur Beschreibung der Rissfortschrittsgeschwindigkeit (da/dN in [mm/Lastwechsel] und ΔK in [$N/mm^{3/2}$])

Stahl- sorte	Nachbehand- lungsverfahren	variable Steigung m		festgelegte Steigung m		Abweichung zu [4.13]
		C	m	C	m	$C_{exp}/C_{Lit.}$
S355	im Schweißzustand	$3,05 \cdot 10^{-13}$	3,02	$2,78 \cdot 10^{-13}$	3	1,52
S460	im Schweißzustand	$1,83 \cdot 10^{-14}$	3,40	$2,61 \cdot 10^{-13}$	3	1,43
S690	im Schweißzustand	$6,15 \cdot 10^{-13}$	2,83	$2,96 \cdot 10^{-11}$	2,25	0,99

6.6 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen am Konstruktionsdetail der Quersteife können wie folgt zusammengefasst werden:

- Bei den Versuchsreihen mit im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern konnte eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Streckgrenze festgestellt werden.
- Die Anwendung der beiden Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT führte grundsätzlich zu einer Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit. Die höchste Ermüdungsfestigkeit konnte mit dem UIT-Verfahren bei der höherfesten Stahlsorte S690 erzielt werden. Die Anrisse verlagerten sich dabei zum größten Teil von der Schweißnaht ins Grundmaterial.

- Bei der Stahlsorte S460 wurde die höchste Ermüdungsfestigkeit ebenfalls mit dem UIT-Verfahren erreicht, dagegen war bei der Stahlsorte S355 das WIG-Aufschmelzen effektiver.
- Die *Wöhler*liniensteigung m nimmt mit der Anwendung des WIG-Aufschmelzens etwas und bei Anwendung des UIT-Nachbehandlungsverfahrens deutlich zu. Dies bedeutet, dass die *Wöhler*linien flacher werden, siehe Bild 6.87.
- Tendenziell ist zu beobachten, dass die Dauerfestigkeit durch die Anwendung von Nachbehandlungsverfahren deutlich ansteigt und die *Wöhler*linien flacher verlaufen. Da die Kurzzeitfestigkeit nahezu unabhängig vom Eigenspannungszustand ist, verschiebt sich der Abknickpunkt N_D zur Dauerfestigkeit zu niedrigeren Lastspielzahlen, siehe Bild 6.87.
- Durch die Berücksichtigung einer im Stahlbau üblichen Reinigungsstrahlung konnte ebenfalls eine geringfügige Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden.
- Die Effektivität des UIT-Verfahrens nimmt mit steigendem Spannungsverhältnis R ab. Die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel liegt allerdings bei Trägerversuchen mit Quersteife bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ immer noch bei ca. 35%.
- Im Vergleich zu den Kleinprüfkörperversuchen ist die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel bei den Trägerversuchen sowohl mit un behandelter als auch mit UIT-nachbehandelter Quersteife um ca. 20% geringer.
- Bei den vier Trägerversuchen mit im Schweißzustand belassener Quersteife konnte ein Mittelspannungseinfluss festgestellt werden. Dieser ist jedoch geringer als nach den Angaben in DIN 4132 [1.4].

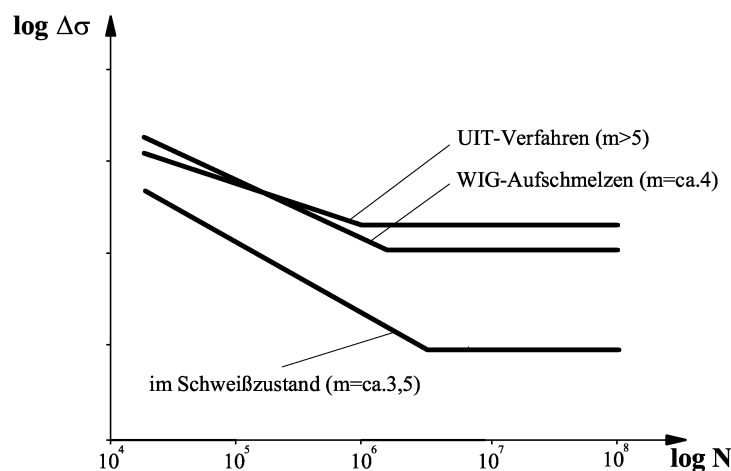


Bild 6.87: Schematische Darstellung der Ergebnisse der eigenen experimentellen Untersuchungen am Konstruktionsdetail der Quersteife

- Eine weitere Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit kann zusätzlich erreicht werden, wenn die UIT-Behandlung bei hohen Spannungsverhältnissen unter Last, z.B. im Bauzustand unter Eigengewichtslasten erfolgt. Bessere Ergebnisse sind zu erwarten, wenn die Ermüdungsversuche sofort nach der UIT-Behandlung unter Last ohne einen zwischenzeitlichen Ausbau erfolgen.
- Bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern konnte ein statistischer Größeneinfluss infolge einer größeren Blechbreite festgestellt werden. Bei den UIT-behandelten Prüfkörpern war dieser statistische Größeneinfluss nicht mehr nachweisbar.
- Bei den UIT-Großprüfkörpern konnte im Gegensatz zu den im Schweißzustand belassenen Großprüfkörpern kein Blechdickeneinfluss festgestellt werden.

- Die Effektivität des UIT-Verfahrens konnte auch bei Großprüfkörpern mit Schweißnahtansatzstellen nachgewiesen werden.
- Es zeigte sich, dass es bei Beanspruchungskollektiven mit hohen Druckbeanspruchungen zu einer geringeren Effektivität des UIT-Verfahrens kommt. Als Ursache wird der Abbau der eingebrachten positiven Druckeigenstressungen angesehen.
- Erste Untersuchungen zeigten, dass das UIT-Verfahren auch zur Ertüchtigung von bestehenden vorgeschädigten Konstruktionen sehr viel versprechend ist. Weitere Untersuchungen sind hierzu erforderlich.
- Anhand von Kerbspannungswöhlerlinien konnte gezeigt werden, dass die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit beim WIG-Aufschmelzen vor allem durch die Erhöhung des Kerbradius und der dadurch reduzierten Kerbwirkung zurückzuführen ist.
- Beim UIT-Verfahren sind vor allem die lokal eingebrachten Druckeigenstressungen am Nahtübergang als Hauptgrund für die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit anzusehen. Insbesondere deswegen sind in Zukunft Verfahren zu entwickeln, die eine Kontrolle der tatsächlichen eingebrachten Druckeigenstressungen ermöglichen. Eigenstressmessungen zeigten, dass beim UIT-Verfahren Druckeigenstressungen über den gesamten Messbereich von 1,1mm eingebracht werden. An der Oberfläche liegen die Druckeigenstressungen bei allen Stahlsorten bei ungefähr 75% der Streckgrenze.
- An experimentellen bruchmechanischen Untersuchungen konnte gezeigt werden, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeit beim UIT-Verfahren im Oberflächenbereich deutlich geringer ist als bei den im Schweißzustand belassenen Prüfkörpern. Als Ursache werden Riss-schließeffekte infolge der eingebrachten Druckeigenstressungen angesehen.

7 Numerische Untersuchungen

7.1 Übersicht

Im Rahmen dieses Kapitels werden die Ergebnisse von eigenen numerischen Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) unter Anwendung des Programmsystems ANSYS 10 [8.2] vorgestellt. Die Berechnungsergebnisse bilden die Grundlage für das mathematische Modell zur Lebensdauerabschätzung in Kapitel 8. Außerdem dienen sie zur Abschätzung des Einflusses unterschiedlicher geometrischer Abmessungen auf die Ermüdungsfestigkeit. Bei den Untersuchungen handelt es sich um linear-elastische Berechnungen an ebenen 2-dimensionalen Modellen und 3-dimensionalen Volumenmodellen zur Bestimmung der Kerbwirkung an den Schweißnahtübergängen am Konstruktionsdetail der Quersteife. Darüber hinaus werden Berechnungen zur Simulation der Druckeigenstresserzeugung durch das Eindringen eines Bolzens bzw. Hammerkopfs in den Schweißnahtübergang der Quersteife durchgeführt sowie der Abbau von eingebrachten Druckeigenstressungen durch Druckvorlasten aufgezeigt.

7.2 Kerbwirkung am Konstruktionsdetail der Quersteife

7.2.1 Grundsätzliches

Aufgrund der zentralen Bedeutung der Kerbwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit, siehe Abschnitt 3.3.2, bestehen für eine Vielzahl von Schweißverbindungen Näherungsformeln zur Ermittlung des elastischen Kerbfaktors K_t , siehe z.B. [4.43]-[4.45]. Eine Berücksichtigung des Einflusses von unterschiedlichen Blech- und Steifendicken, von typischen Eindrückungen am Schweißnahtübergang durch das UIT-Verfahren und von 3-dimensionalen Konstruktionsdetails ist dabei nicht möglich. Deswegen werden nachfolgend die Ergebnisse von eigenen numerischen Untersuchungen auf Basis der Finite Elemente Methode (FEM) zum Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife vorgestellt. Die Untersuchungen wurden mit Hilfe des FEM-Programmsystems „ANSYS 10“ [8.2] an 2- und 3-dimensionalen Modellen durchgeführt.

7.2.2 Berechnungen an ebenen Modellen

7.2.2.1 Allgemeines

Die Ermittlung der elastischen Kerbfaktoren K_t am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife erfolgt für die in Bild 7.1 gegebenen Geometriewerte an einem 2-dimensionalen Modell.

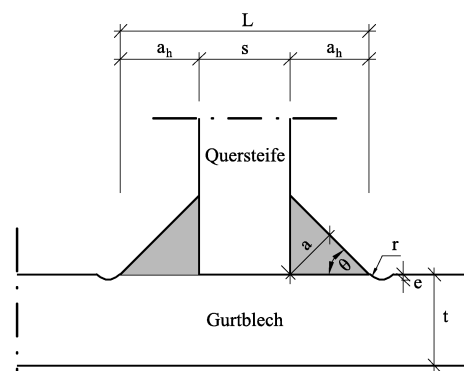


Bild 7.1: Untersuchte geometrische Größen am Konstruktionsdetail der Quersteife

Eigene Vergleichsrechnungen zeigten, dass ein Spalt zwischen Quersteife und Gurtblech zu keinen nennenswerten Änderungen des Kerbfaktors K_t am Schweißnahtübergang führt, siehe Abschnitt 10.4. Aufgrund dessen wird bei den nachfolgend beschriebenen Untersuchungen auf die Modellierung eines Spalts verzichtet.

7.2.2.2 Modellierung

Die linear-elastischen Berechnungen erfolgen unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an einem Viertelausschnitt des Konstruktionsdetails im ebenen Dehnungszustand, siehe Bild 7.2. Zur Anwendung kamen dabei vierknotige Flächenelemente „Plane 42“ [8.2] und ein linear-elastisches Werkstoffverhalten. Der Kerbradius wurde mit 20 Elementen abgebildet. Die Beanspruchung erfolgte mit einer Zugnennspannung von $\sigma_N=1\text{N/mm}^2$. Es besteht damit die Möglichkeit die maximale Hauptspannung σ_1 direkt als Kerbfaktor K_t zu verwenden.

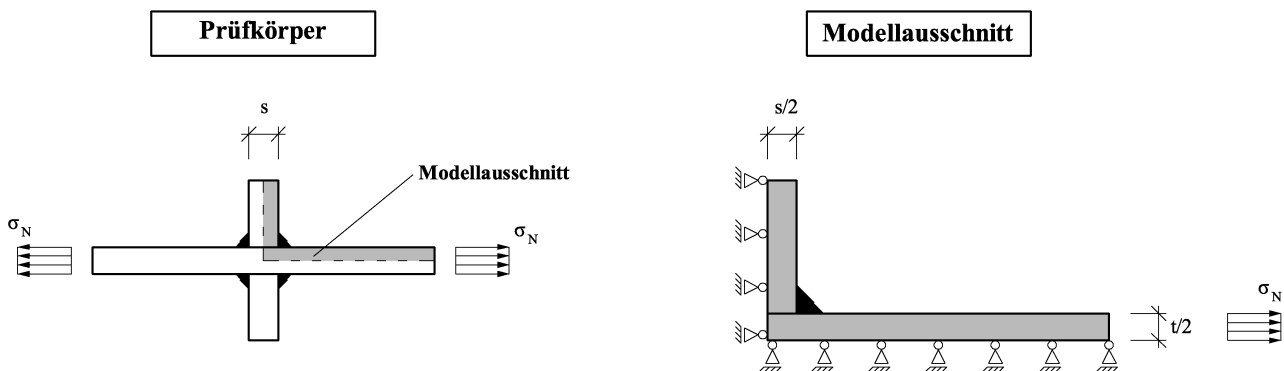


Bild 7.2: Modellausschnitt und Lagerbedingungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen

7.2.2.3 Berechnungsergebnisse

Am Konstruktionsdetail der Quersteife ergibt sich am Schweißnahtübergang die maximale Kerbspannung, siehe Bild 7.3. Als Referenzwert werden im Weiteren die Kerbfaktoren $K_{t,AW,Ref}$ für die im Schweißzustand belassenen und $K_{t,UIT,Ref}$ für die UIT-behandelten Kleinprüfkörper QS1 mit den entsprechenden Nenngeometrie Größen gemäß Bild 7.4 verwendet.

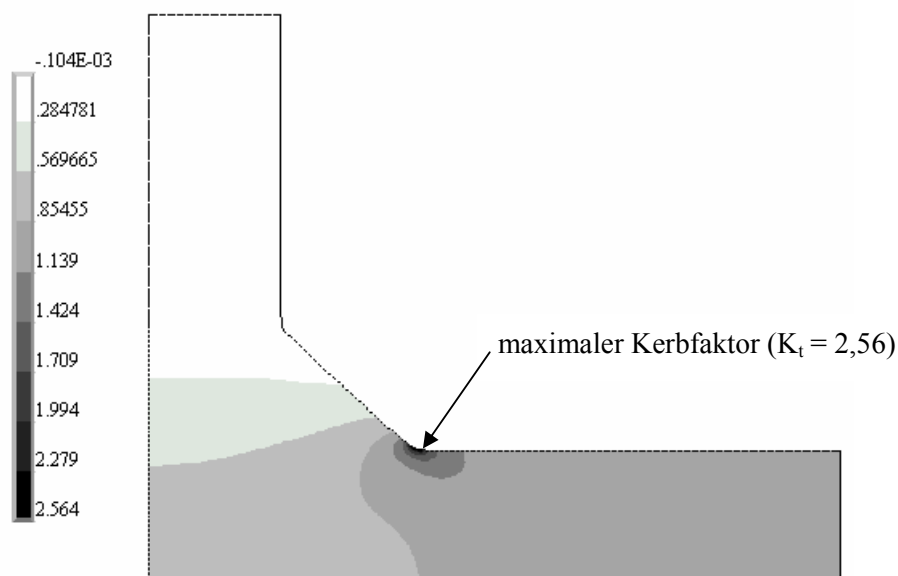


Bild 7.3: Hauptspannungsverteilung σ_1 in $[\text{N/mm}^2]$ für das Konstruktionsdetail der Quersteife (im Schweißzustand belassener Kleinprüfkörper QS1)

Bei der im Schweißzustand belassenen Quersteife wird dabei von einem Kerbradius von $r=1\text{mm}$ und einem Nahtanstiegswinkel von $\theta=45^\circ$ am Schweißnahtübergang ausgegangen. Bei der UIT-Behandlung wird der Kerbradius auf Grundlage der Nahtgeometriemessungen in Abschnitt 6.5.1 auf $r=2,5\text{mm}$ erhöht. Zusätzlich wird bei der UIT-Behandlung eine Eindrückung von $e=0,1\text{mm}$ bei den Berechnungen berücksichtigt. Die berechneten Kerbfaktoren $K_{t,AW,Ref}$ und $K_{t,UIT,Ref}$ für die Referenzgrößen können Bild 7.4 entnommen werden. Die prozentualen Abweichungen zwischen den eigenen numerischen Untersuchungen und den vorhandenen Näherungsformeln liegen für den im Schweißzustand belassenen Referenzwert $K_{t,AW,Ref}$ bei -7% nach [4.43] und bei $+6\%$ nach [4.44].

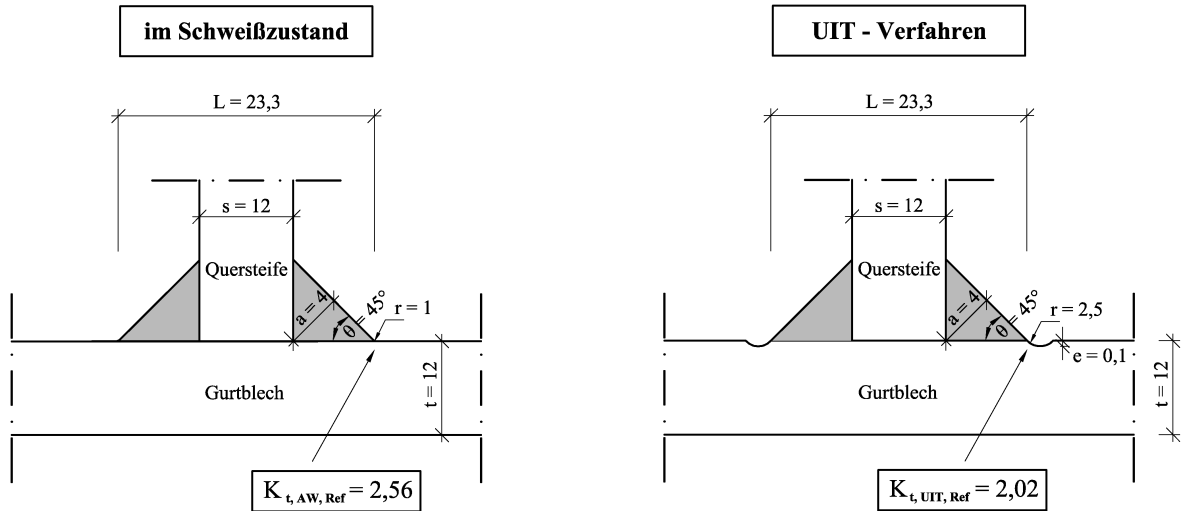


Bild 7.4: Abmessungen und Kerbfaktoren für die Referenzprüfkörper (Kleinprüfkörper QS1)

In Bild 7.5 ist der Verlauf des Kerbfaktors K_t am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife in Abhängigkeit des Kerbradius r aufgezeigt. Durch eine Vergrößerung des Kerbradius r auf 5-10mm, wie z.B. durch Anwendung des WIG-Aufschmelzens, ergibt sich eine Reduktion des Kerbfaktors um 38-48% bezogen auf den im Schweißzustand belassenen Referenzwert.

Der um 21% geringere Kerbfaktor K_t für den UIT-behandelten Referenzprüfkörper ist ebenfalls auf die Vergrößerung des Kerbradius auf $r=2,5\text{mm}$ zurückzuführen. Ungünstig für den Kerbfaktor K_t ist bei der UIT-Behandlung dagegen die Eindrückung von $e=0,1\text{mm}$, siehe Bild 7.6. Der Kerbfaktor K_t erhöht sich hierdurch um ca. 5%.

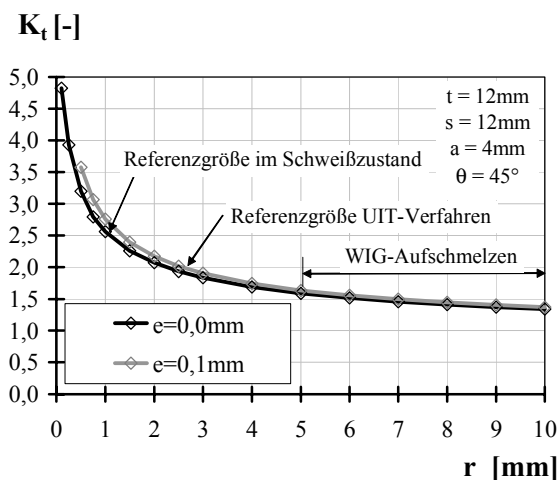


Bild 7.5: Einfluss des Kerbradius r auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang

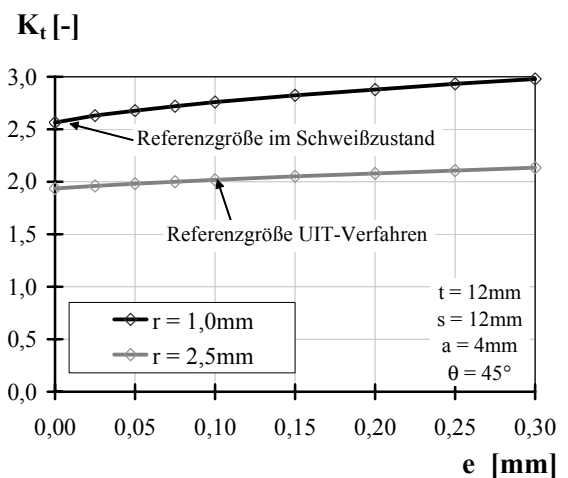


Bild 7.6: Einfluss von Eindrückung bzw. Einbrand e auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang

Einen Einfluss des Nahtanstiegswinkels θ auf den Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang zeigt sich nur bei den im Schweißzustand belassenen Querstreifen, siehe Bild 7.7. Hierbei kann durch einen flacheren Nahtanstiegswinkels von $\theta=30^\circ$ der Kerbfaktor K_t um ca. 10% verringert werden. Bei einem steileren Nahtanstiegswinkel θ ist dagegen auch bei den im Schweißzustand belassenen Querstreifen keine Erhöhung des Kerbfaktors K_t festzustellen. Die Schweißnahtdicke a besitzt indessen bei gleichem Abstand der Schweißnahtfußpunkte L keinen Einfluss auf die Größe des Kerbfaktors K_t , siehe Bild 7.8.

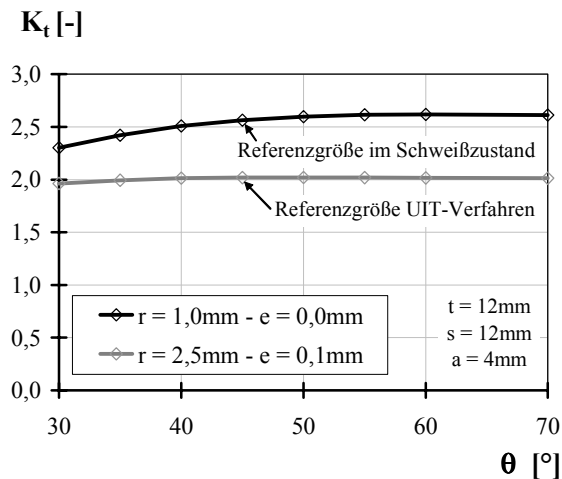


Bild 7.7: Einfluss des Nahtanstiegswinkels θ auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang

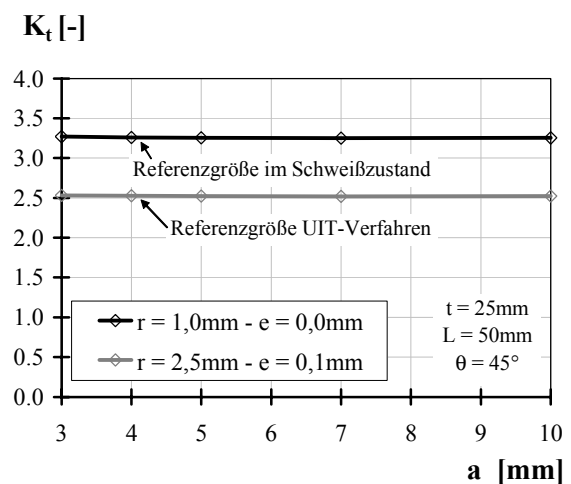


Bild 7.8: Einfluss der Schweißnahtdicke a auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang

Einen wesentlich größeren Einfluss auf die Höhe des Kerbfaktors K_t besitzt der Abstand der Schweißnahtfußpunkte L , siehe Bild 7.9 und 7.10. Es ist ersichtlich, dass die Kerbfaktoren K_t mit zunehmendem Abstand der Schweißnahtfußpunkte L größer werden. Die Blechdicke t hat dagegen nur einen Einfluss auf die Höhe des Kerbfaktors K_t , wenn sie geringer ist als der Abstand der Schweißnahtfußpunkte L , siehe Bild 7.9 und 7.10. Diese Gegebenheit wird z.B. auch in DIN-Fachbericht 103 [1.1] und in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] berücksichtigt, da der Kerbfall für das Konstruktionsdetail der Querstreife in Abhängigkeit des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L angegeben ist, siehe Abschnitt 3.5.2.

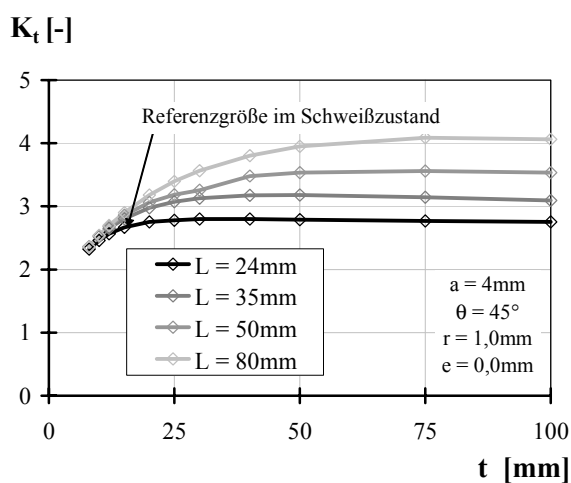


Bild 7.9: Einfluss des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L und der Blechdicke t auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (im Schweißzustand)

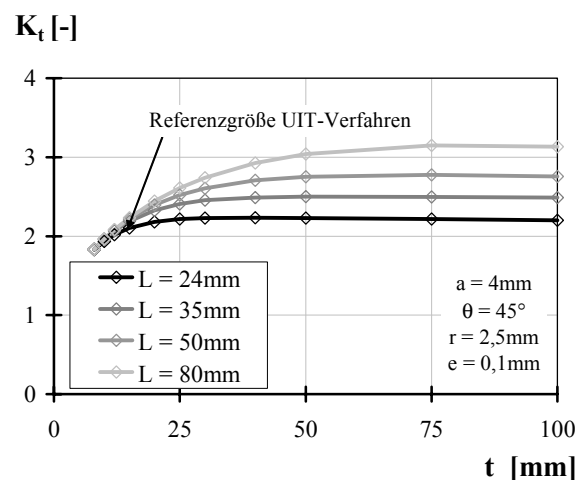


Bild 7.10: Einfluss des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L und der Blechdicke t auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (UIT-Verfahren)

Eine rechnerische Erweiterung von experimentellen Untersuchungen auf andere geometrische Abmessungen kann vereinfacht unter Anwendung des Kerbspannungskonzepts, siehe Abschnitt 3.4.4, erfolgen. Es wird dabei angenommen, dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ proportional zum Kehrwert des Kerbfaktors am Schweißnahtübergang K_t ist.

Ein Korrekturfaktor k_L auf die Ermüdungsfestigkeit für die geometrischen Abmessungen am Konstruktionsdetail der Quersteife kann dabei mit Hilfe des Kerbfaktors $K_{t,Ref}$ der Referenzprüfkörper wie folgt berechnet werden:

$$k_L = \frac{K_{t,Ref}}{K_t} = \frac{\Delta\sigma_c}{\Delta\sigma_{c,Ref}} \quad (7.1)$$

mit

k_L = Korrekturfaktor für die geometrische Abmessungen

In Bild 7.11 und 7.12 sind die Korrekturfaktoren k_L für unterschiedliche Abstände der Schweißnahtfußpunkte L in Abhängigkeit der Blechdicke t in Bezug auf die Referenzprüfkörper aus Bild 7.4 angegeben. Für die Klein- und Großprüfkörper mit einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L=24\text{mm}$ ergibt sich für größere Blechdicken t sowohl bei der im Schweißzustand belassenen Quersteife als auch bei Anwendung des UIT-Verfahrens ein Korrekturfaktor von $k_L=0,9$. Die entsprechenden Korrekturfaktoren k_L für größere Abstände der Schweißnahtfußpunkte L können Bild 7.11 und 7.12 entnommen werden. Es ist dabei festzustellen, dass die Korrekturfaktoren k_L zwischen der im Schweißzustand belassenen Quersteife sowie bei Anwendung des UIT-Verfahrens maximal um 1% abweichen.

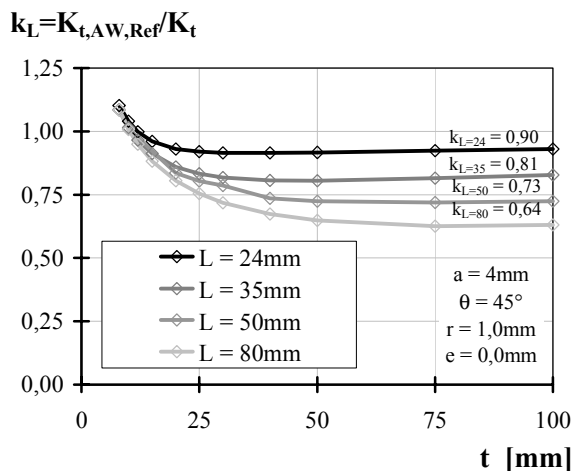


Bild 7.11: Auf den Referenzwert bezogener Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (im Schweißzustand)

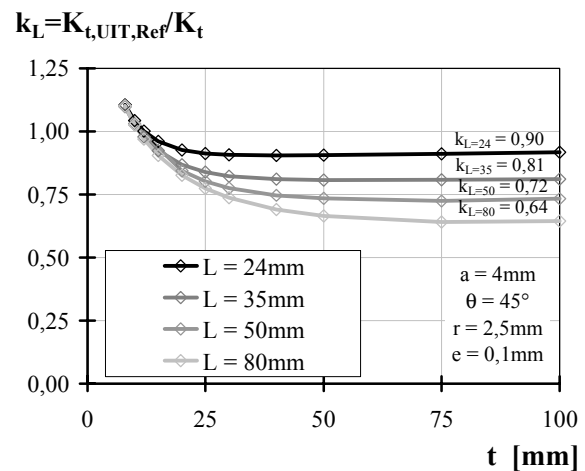


Bild 7.12: Auf den Referenzwert bezogener Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (UIT-Verfahren)

Im Vergleich zur Blechdickenkorrektur nach *Gurney* [4.48], siehe Gl. (5.1) in Abschnitt 5.7, ist die Blechdickenkorrektur nach dem Kerbspannungskonzept insbesondere bei geringen Abständen der Schweißnahtfußpunkte L deutlich konservativer, da in diesem Fall nach *Gurney* [4.48] keine Abminderungen bei der Ermüdungsfestigkeit erforderlich sind, siehe Bild 7.13. Bei großen Abständen der Schweißnahtfußpunkte L liegen die Abweichungen zwischen der Blechdickenkorrektur nach *Gurney* [4.48] und nach dem Kerbspannungskonzept bei maximal 6%.

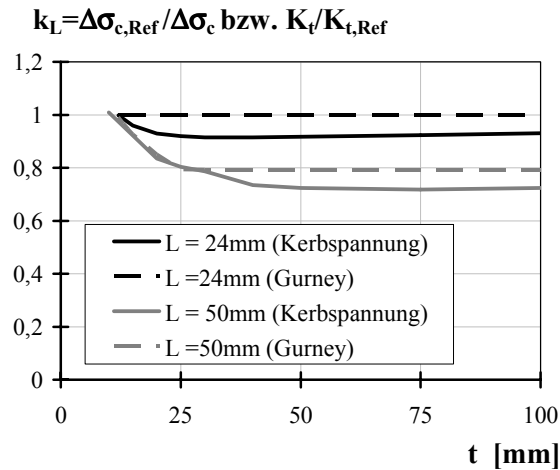


Bild 7.13: Vergleich der Abminderungsfaktoren k_L für die Ermüdungsfestigkeit

7.2.3 Berechnungen an Volumenmodellen

7.2.3.1 Allgemeines

Die Bestimmung des Einflusses von Rändern und der Blechbreite auf die Höhe der elastischen Kerbfaktoren K_t am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife erfolgte mit Hilfe eines 3-dimensionalen Modells. Im Weiteren dienen die Ergebnisse an den 3-dimensionalen Modellen zur Verifizierung der Ergebnisse des 2-dimensionalen Modells. Darüber hinaus wurde an 3-dimensionalen Modellen überprüft, inwieweit sich Kerbspannungserhöhungen bei einzelnen aufgeschweißten Quersteifen sowie bei eingepassten Quersteifen ergeben.

7.2.3.2 Einfluss der Blechbreite

Die linear-elastischen Berechnungen erfolgten unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an einem Achtelausschnitt des Konstruktionsdetails, siehe Bild 7.14. Zur Anwendung kamen dabei achtknotige Volumenelemente „Solid 45“ [8.2]. Ansonsten wurden die gleichen Modellierungs- und Werkstoffparameter verwendet wie bei den 2-dimensionalen Modellen in Abschnitt 7.2.2.

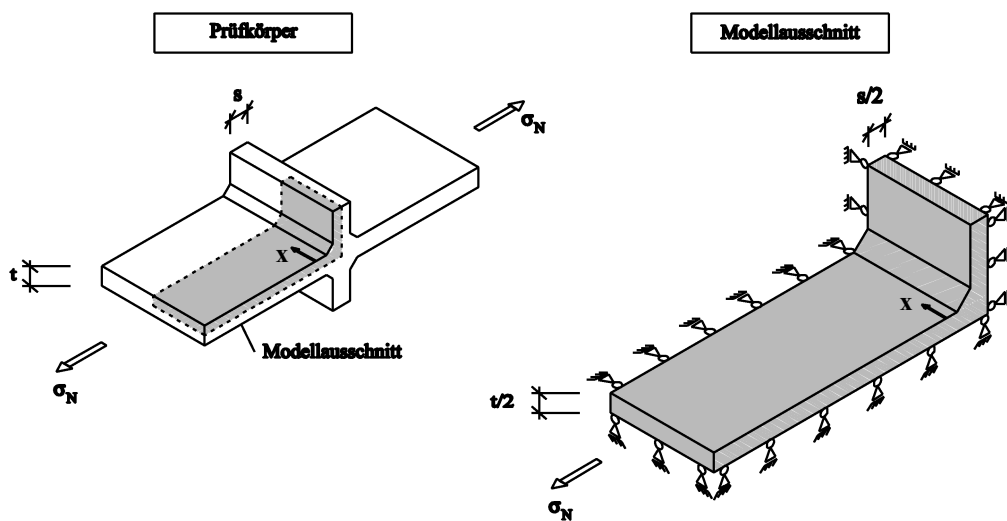


Bild 7.14: Modellausschnitt und Lagerbedingungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen

Die Berechnungsergebnisse an 3-dimensionalen Modellen zeigen, dass die maximale Kerbspannung K_t nicht in der Blechmitte sondern in der Nähe des Blechrandes auftritt, siehe Bild 7.15. Der Abstand zum Blechrand liegt dabei bei ca. 10mm. Der Maximalwert nimmt mit zunehmender Blechbreite b zu und liegt sowohl bei der im Schweißzustand belassenen Quersteife als auch bei Anwendung des UIT-Verfahrens bei einer Blechbreite von $b=160\text{mm}$ (Großprüfkörper QS2) ca. 3% über den Werten in Blechmitte, siehe Bild 7.16 und Bild 7.17. Am Blechrand selbst sind die Kerbfaktoren unabhängig von der Blechbreite ca. 10% geringer als in Blechmitte. Die Ergebnisse aus den 2-dimensionalen Berechnungen konnten in der Blechmitte mit Abweichungen von ca. 1% bestätigt werden.

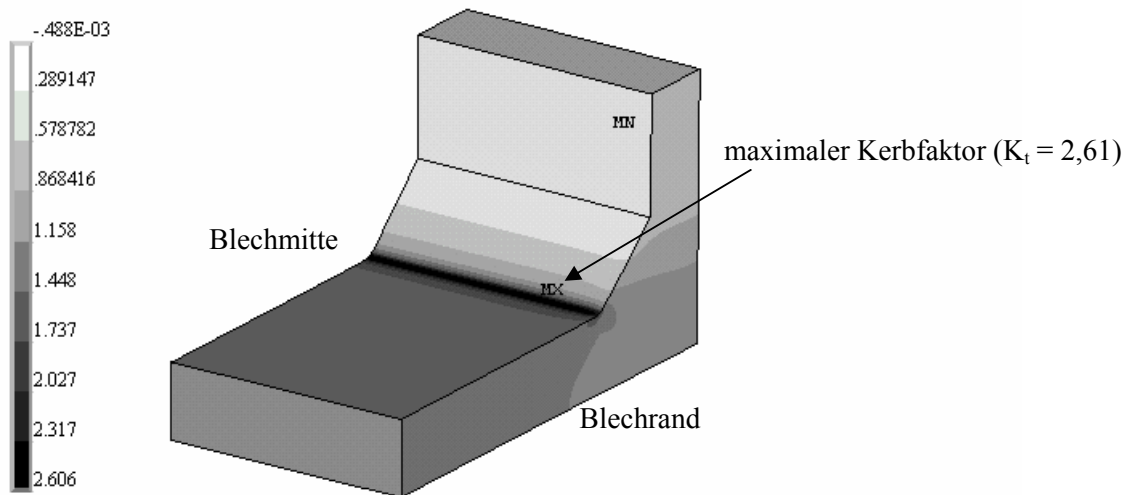


Bild 7.15: Hauptspannungsverteilung σ_1 in $[\text{N}/\text{mm}^2]$ für die im Schweißzustand belassenen Kleinprüfkörper (QS1)

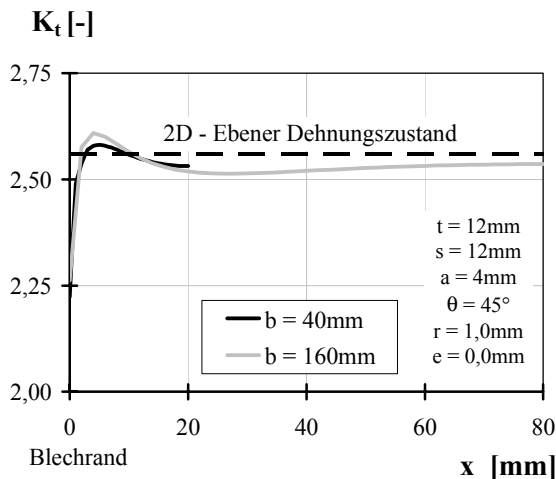


Bild 7.16: Einfluss der Blechbreite b auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (im Schweißzustand belassen)

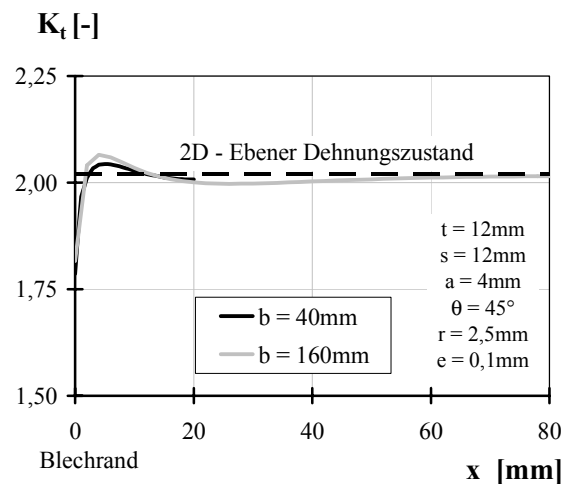


Bild 7.17: Einfluss der Blechbreite b auf den Kerbfaktor am Schweißnahtübergang (UIT-Verfahren)

7.2.3.3 Konstruktionsdetail mit einzelnen aufgeschweißten Steifen

Für die Prüfkörper QS6 mit einzelnen aufgeschweißten Quersteifen erfolgten die linear-elastischen Berechnungen wie bereits im vorigen Abschnitt unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an einem Achtelausschnitt des Konstruktionsdetails. Zur Anwendung kamen hier jedoch vierknotige Tetraederelemente „Solid 45“ [8.2]. Der Schweißnahtradius wurde wegen einer Programmbegrenzung für die maximale Gesamtanzahl an Knoten nur mit acht Elementen modelliert. Die Berech-

nungsergebnisse zeigen, dass es bei der Umschweißung der Quersteife unter der Annahme eines einheitlichen Kerbradius r zu keinen weiteren Kerbspannungserhöhungen kommt, siehe Bild 7.18. Es ist daher anzunehmen, dass die niedrigeren Ermüdungsfestigkeiten bei Prüfkörpern mit einzelnen aufgeschweißten Quersteifen im Vergleich zu Prüfkörpern ohne Schweißnahtansatzstellen, siehe Abschnitt 5.9 und Abschnitt 6.3.2.7, insbesondere auf die vorhandenen Schweißnahtansatzstellen mit Bindefehlern, Einbrandkerben und Mikrorissen zurückzuführen sind.

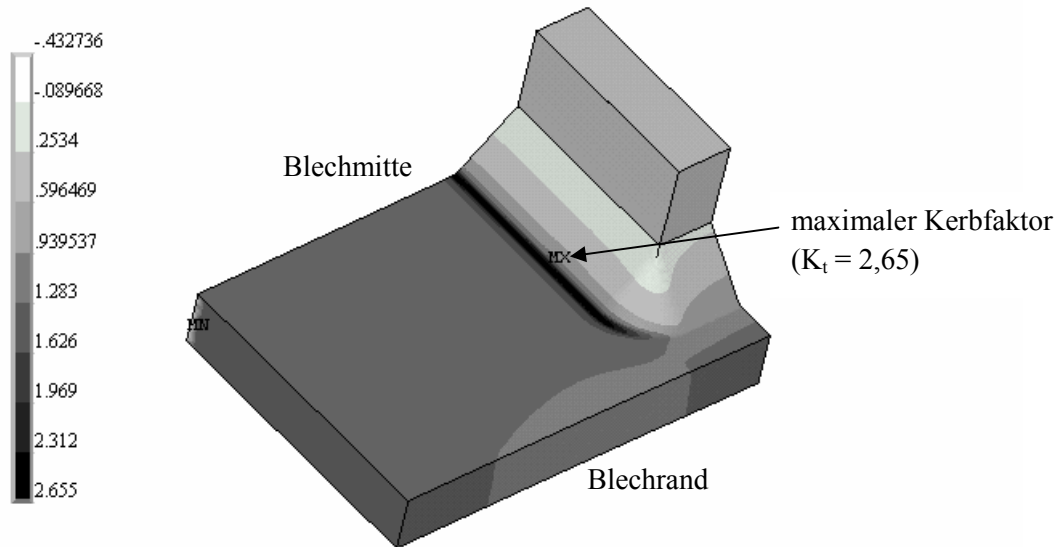


Bild 7.18: Hauptspannungsverteilung σ_1 in $[N/mm^2]$ für eine im Schweißzustand belassene einzelne aufgeschweißte Quersteife (Großprüfkörper QS6)

7.2.3.4 Träger mit eingepassten Quersteifen

Für die eingepasste Quersteife erfolgten die linear-elastischen Berechnungen aufgrund der Programmbegrenzung für die maximale Gesamtanzahl an Knoten an einem Ausschnitt eines Biegeträgers, siehe Bild 7.19.

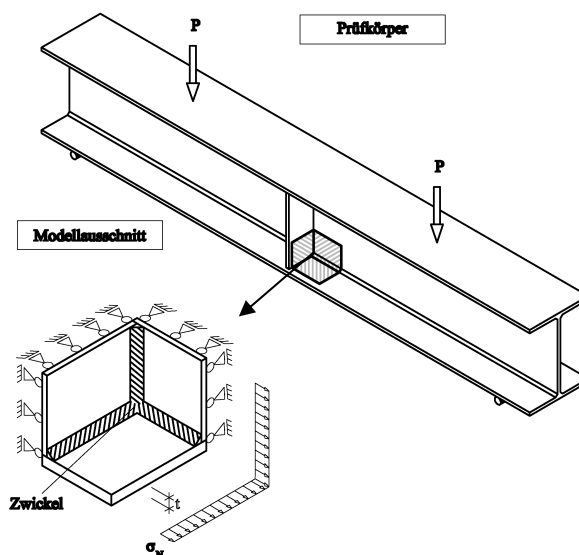


Bild 7.19: Modellausschnitt und Lagerbedingungen der eingepassten Quersteife eines Biegeträgers

Als Beanspruchungszustand wurde näherungsweise eine konstante Zugnennspannung angenommen, da dies insbesondere bei hohen Biegeträgern der Realität sehr nahe kommt. Zur Anwendung kamen wiederum vierknotige Tetraederelemente „Solid 45“ [8.2]. Der Schweißnahtradius wurde mit sieben Elementen modelliert. Die Berechnungsergebnisse zeigten, dass es wegen der eingepassten Quer-

steife im Zwickelbereich aus Gurt, Steg und Quersteife unter der Annahme eines einheitlichen Kerbradius zu keinen Kerbspannungserhöhungen kommt, siehe Bild 7.20. Die Kerbspannungen liegen in diesem Bereich sogar ca. 6% unterhalb der maximalen Kerbspannung. Mit Hilfe der durchgeführten Untersuchungen mit der Finite Elemente Methode konnte somit kein Grund für die niedrigere Ermüdungsfestigkeit der Trägerversuche mit eingepasster Quersteife festgestellt werden, siehe Abschnitt 6.4. Ein erhöhter Kerbfaktor kann allerdings dadurch ausgeschlossen werden. Als Ursache für die niedrigere Ermüdungsfestigkeiten kommen daher Faktoren in Betracht, die nicht bei der Modellierung berücksichtigt wurden, wie größere Schweißspannungen, vorhandene Schweißnahtansatzstellen sowie größere Streuungen bei den eingebrachten Druckeigenstressungen.

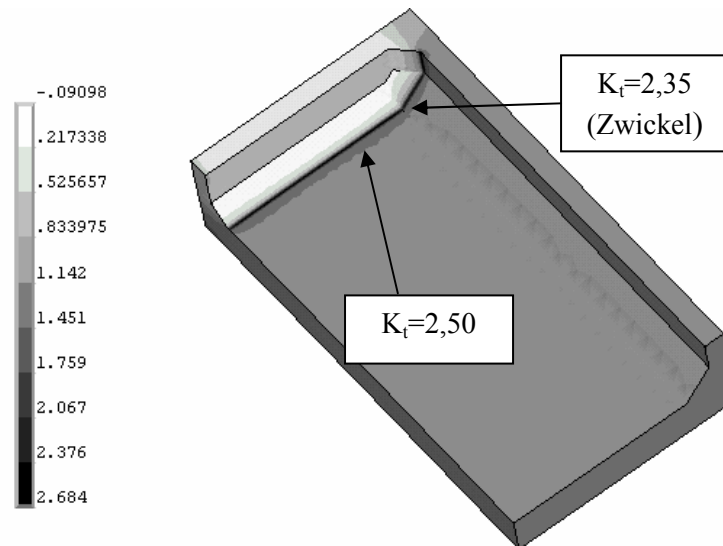


Bild 7.20: Hauptspannungsverteilung σ_1 in $[\text{N/mm}^2]$ für eine im Schweißzustand belassene eingepasste Quersteife unter Zugbeanspruchung

7.3 Simulation der Druckeigenstresserzeugung

7.3.1 Allgemeines

Die Druckeigenstressungen an der Oberfläche mit Tiefenwirkung werden bei Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung als wesentliche Ursache für die Steigerung der Ermüdungsfestigkeit angesehen, siehe Abschnitt 4.4.5.1. Im Rahmen von numerischen Untersuchungen erfolgte eine Simulation einer Eindrückung eines Bolzens in den Schweißnahtübergang einer Quersteife. Damit konnten die Entstehungsvorgänge bei der Druckeigenstresserzeugung bei Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung aufgezeigt werden. Auf diesen Ergebnissen aufbauend wird der Parameterbereich der experimentellen Eigenstressmessungen für das UIT-Verfahren rechnerisch erweitert und es werden die wesentlichen Einflussgrößen auf die Druckeigenstressungsgröße bestimmt. Abschließend werden Untersuchungen zum quasi-statischen Abbau der Druckeigenstressungen durch Überlasten vorgestellt.

7.3.2 Druckeigenstressungen

7.3.2.1 Modellierung

Die Simulation der Druckeigenstresserzeugung erfolgte an einem 2-dimensionalen Modell für das Konstruktionsdetail der Quersteife. Hierbei wurde ein Halbkreis mit einem Durchmesser von $D=3\text{mm}$ (Bolzendurchmesser bei Anwendung des UIT-Verfahrens, siehe Abschnitt 6.2.5.3, in den Schweißnahtübergang eingedrückt und anschließend wieder entlastet, siehe Bild 7.21.

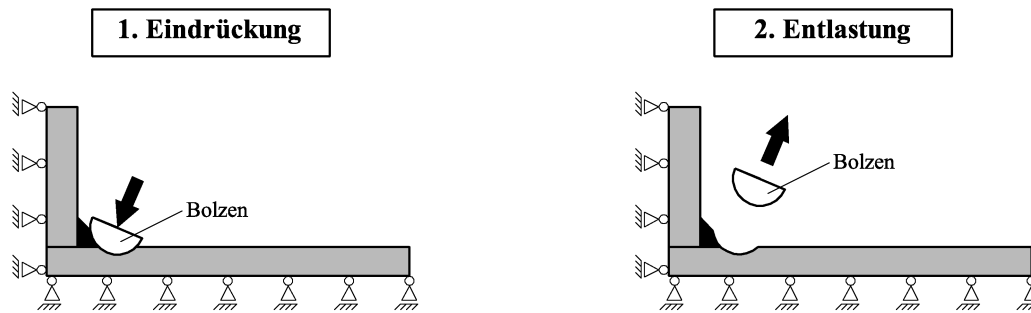


Bild 7.21: Vorgehensweise bei der Simulation der Druckeigenspannungserzeugung

Die Berechnungen erfolgten weggesteuert im ebenen Dehnungszustand. Die Bestimmung der maximalen Eindrückungen erfolgte iterativ, so dass die verbleibenden plastischen Eindrückungen mit den mittleren gemessenen Eindrückungen ($e=0,0933\text{mm}$) nach einer UIT-Anwendung übereinstimmten, siehe Abschnitt 6.5.1. Zur Anwendung kamen vierknotige Flächenelemente „Visco 106“ für das Konstruktionsdetail der Quersteife und „Plane 42“ für den Bolzen [8.2]. Der Kerbradius wurde dabei mit 50 Elementen abgebildet. Als Materialgesetz wurde für das Konstruktionsdetail der Quersteife ein multilineares Werkstoffverhalten entsprechend den Ergebnissen der Zugversuche verwendet. Als Festigkeitshypothese wurde das Fließkriterium nach *von Mises* verwendet. Für den Bolzen wurde ein linear-elastisches Werkstoffverhalten zugrunde gelegt. Die Kontaktfläche zwischen Bolzen und Schweißnahtübergang wurde mit Kontaktelementen modelliert.

7.3.2.2 Berechnungsergebnisse

Die Berechnungsergebnisse konnten das in Abschnitt 4.4.5.2 beschriebene Modell zu den Entstehungsvorgängen bei der Druckeigenspannungserzeugung bestätigen. Beim Eindrücken des Bolzens bleibt das Werkstoffverhalten zuerst elastisch, siehe Bild 7.22.

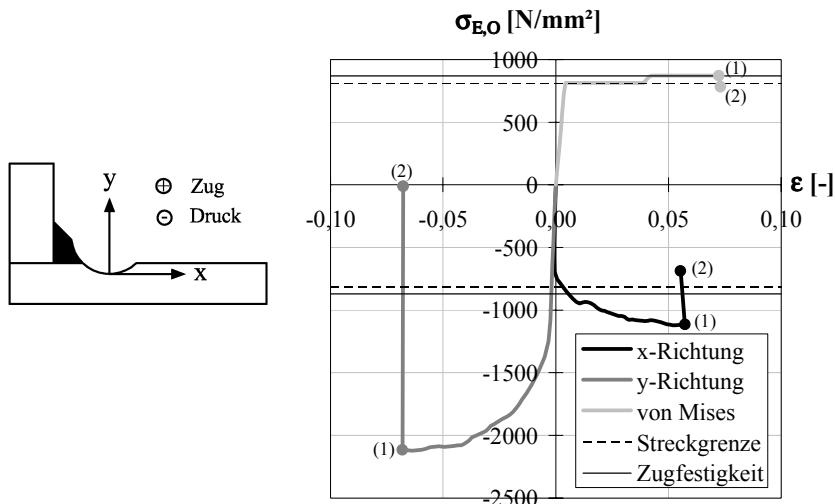


Bild 7.22: Numerisches Ergebnis des Spannungs-Dehnungsverlaufs bei der Druckeigenspannungserzeugung für die Stahlsorte S690
(1) bei maximaler Eindrückung (2) nach Entlastung

Anschließend erfolgt ein Fließen des Werkstoffs im unmittelbaren Bereich der Eindrückung, jedoch aufgrund des 3-axialen Spannungszustands weit überhalb der einachsigen Fließgrenze. Beim Entlasten gehen die Spannungen in σ_y -Richtung auf null zurück. In σ_x -Richtung verbleiben im Oberflächenbereich Druckeigenspannungen infolge der elastischen Rückdehnung der umliegenden Bereiche. Der Spannungszustand unter maximaler Eindrückung sowie der verbleibende Eigenspannungs-

zustand nach dem Entlasten sind hierzu in den Bildern 7.23 und 7.24 jeweils in σ_x -Richtung für die numerischen Berechnungen mit der Stahlsorte S690 gegeben.

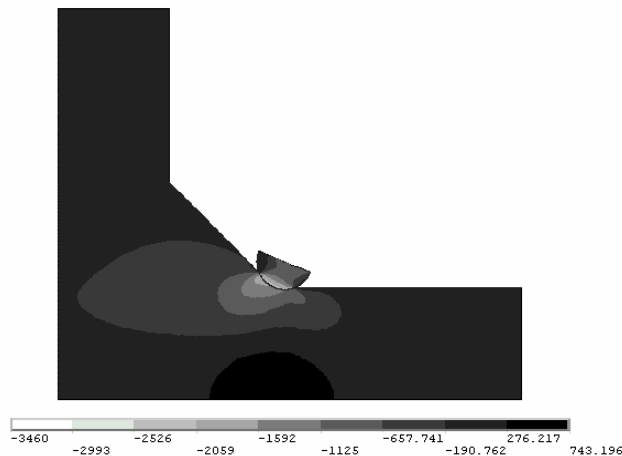


Bild 7.23: Spannungszustand in σ_x -Richtung bei max. Eindrückung (S690, Kleinprüfkörper QS1)

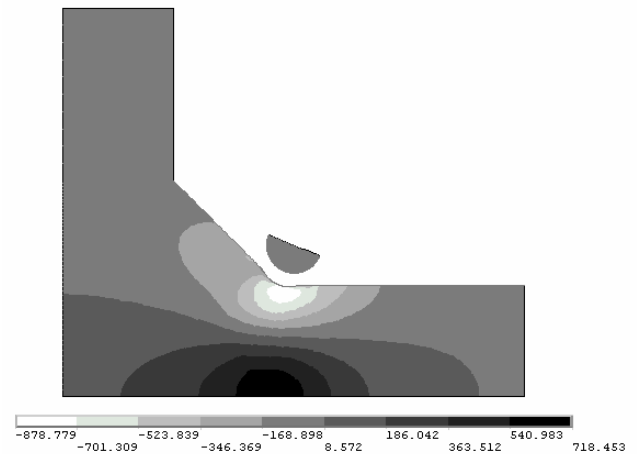


Bild 7.24: Eigenspannungszustand in σ_x -Richtung nach Entlastung (S690, Kleinprüfkörper QS1)

Beim Vergleich der Tiefenverläufe für die bei Ermüdungsfestigkeit relevanten Eigenspannungen in σ_x -Richtung mit den experimentell gemessenen Eigenspannungstiefenverläufe $\sigma_{E,x}$ aus Abschnitt 6.5.2 ist insgesamt eine gute Übereinstimmung feststellbar, siehe Bild 7.25 bis 7.27. Insbesondere bei den Oberflächeneigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$ für die Stahlsorten S355 und S690 liegen die Unterschiede zwischen den Rechnungen und den mittleren Messergebnissen bei unter 2%. Die numerischen Berechnungen bestätigen daher grundsätzlich die experimentellen Druckeigenspannungsmessungen mit den Oberflächendruckeigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$ von ca. 75% der Streckgrenze unabhängig von der verwendeten Stahlsorte. Im Weiteren ergeben die numerischen Berechnungen für das UIT-Verfahren Druckeigenspannungen bis in Tiefenbereiche von ca. 2,5 bis 3,0mm. Dieses Ergebnis bestätigt damit die Beobachtungen von *Bremen* [5.5], dass die Tiefe der einbrachten Eigenspannungen bei den Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung in etwa der Breite d der plastischen Eindrückungen entspricht, siehe auch Nahtgeometriemessungen in Abschnitt 6.5.1. Die Eigenspannungsmessung in [3.12] für das UIT-Verfahren führt mit einer etwas geringeren Tiefenwirkung von 1,5mm tendenziell zu einem ähnlichen Ergebnis, siehe Bild 7.25.

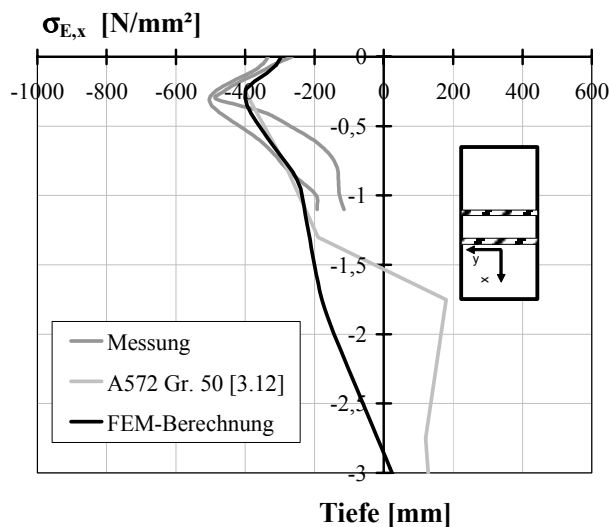


Bild 7.25: Berechnete und experimentell bestimmte Eigenspannungen in σ_x -Richtung für Stahlsorte S355

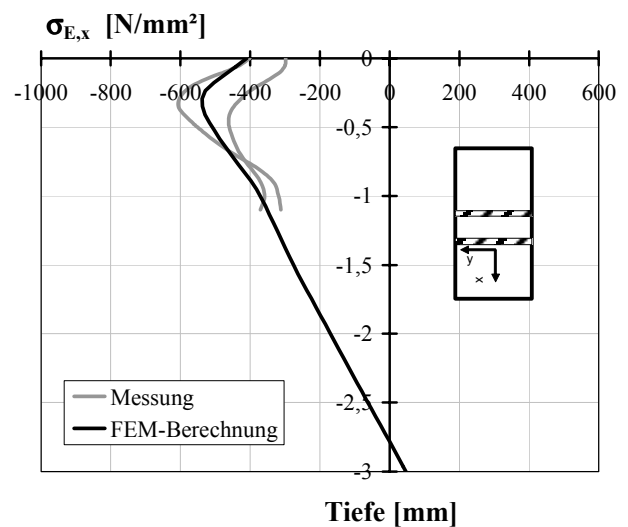


Bild 7.26: Berechnete und experimentell bestimmte Eigenspannungen in σ_x -Richtung für Stahlsorte S460

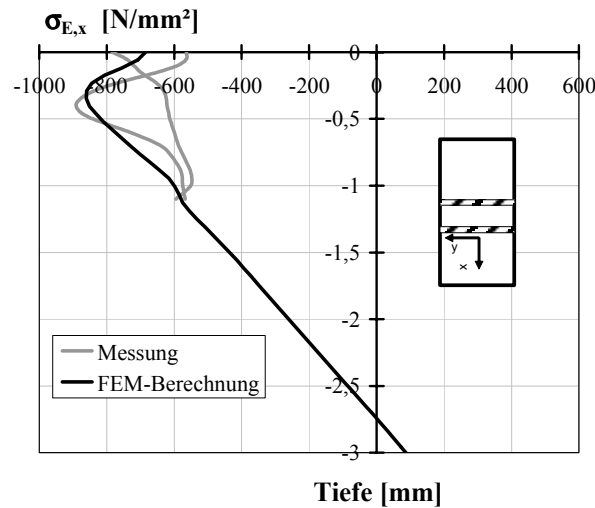


Bild 7.27: Berechnete und experimentell bestimmte Eigenspannungen in σ_x -Richtung für Stahlsorte S690

7.3.2.3 Einflussgrößen auf die Druckeigenspannungen

Aufbauend auf den Ergebnissen in Abschnitt 7.3.2.2 erfolgten Untersuchungen, inwieweit sich unterschiedliche Werkstoff- und Geometrieparameter auf die Druckeigenspannungserzeugung auswirken. Als Haupteinflussgröße für die Oberflächendruckeigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$ ist bei den Werkstoffparametern die Streckgrenze f_y zu nennen, siehe Bild 7.28. Der Einfluss der Zugfestigkeit f_u ist bei gleicher Streckgrenze f_y dagegen gering, siehe Bild 7.29.

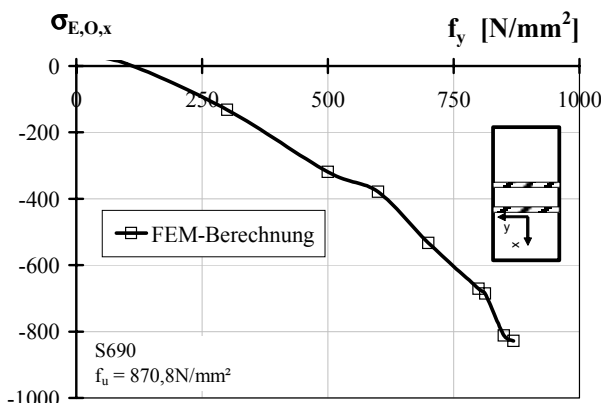


Bild 7.28: Einfluss der Streckgrenze f_y auf die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$

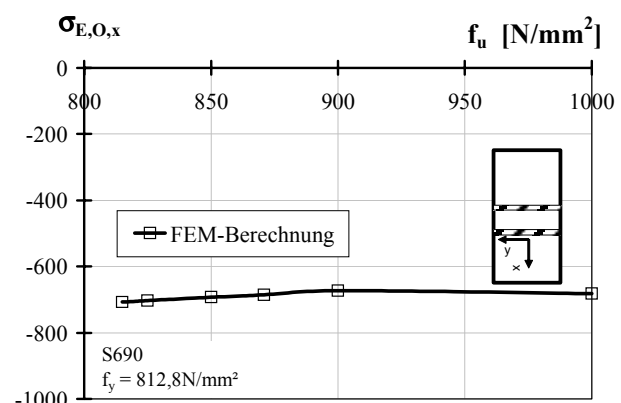


Bild 7.29: Einfluss der Zugfestigkeit f_u auf die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$

Es zeigt sich auch, dass insbesondere die verbleibende plastische Eindrückung e einen großen Einfluss auf die Größe der Oberflächendruckeigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$ besitzt, siehe Bild 7.30. Geringere Eindrückungen führen zu einer deutlich Reduktion der Oberflächendruckeigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$. Es besteht dadurch die Möglichkeit, die verbleibende plastische Eindrückung e zur visuellen Qualitätskontrolle einer UIT-Anwendung zu überprüfen.

Außerdem ist von Interesse, inwieweit Druckeigenspannungen in größere Blechdicken t eingebracht werden können, da Eigenspannungsmessungen hierfür nicht vorliegen. Auf Grundlage der numerischen Berechnungen konnte festgestellt werden, dass es ab einer Blechdicke von ca. 40mm zu einer Reduktion der Oberflächendruckeigenspannungen $\sigma_{E,O,x}$ kommt, siehe Bild 7.31. Die Eigenspannungen liegen allerdings bei allen Stahlsorten immer noch im Bereich von ca. 75% der Streckgrenze des Grundmaterials.

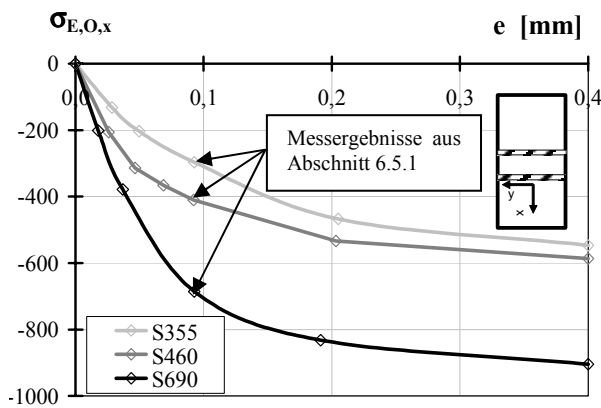


Bild 7.30: Einfluss der Eindrückung e auf die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$

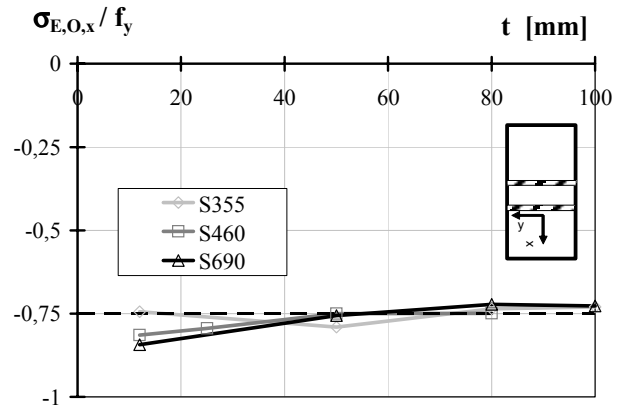


Bild 7.31: Einfluss der Blechdicke t auf die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$

7.3.3 Abbau der Druckeigenspannungen

7.3.3.1 Allgemeines

Wie bereits in Abschnitt 3.3.5.4 und 4.4.5.3 beschrieben, werden durch hohe Drucklasten die durch die Oberflächennachbehandlung erzeugten Druckeigenspannungen abgebaut. Die Wirksamkeit der mechanischen Oberflächennachbehandlungsverfahren kann dadurch stark reduziert werden, siehe z.B. die Ergebnisse der Ermüdungsversuche in Abschnitt 6.3.2.9.

Im Folgenden werden aufbauend auf den numerischen Berechnungen in Abschnitt 7.3.2 Belastungen in unterschiedlicher Höhe und mit unterschiedlichen Vorzeichen auf das Quersteifendetail aufgebracht und der dadurch mögliche quasi-statische Eigenspannungsabbau untersucht, siehe Bild 7.32. Der Ausgangseigenspannungszustand vor der Nachbehandlung wurde bei dieser Vorgehensweise nicht berücksichtigt, da davon ausgegangen wird, dass im oberflächennahen Bereich der Eigenspannungszustand vor allem durch die konzentrierte lokale Eindrückungen entsteht und der Ausgangseigenspannungszustand dabei nur von untergeordneter Bedeutung ist.

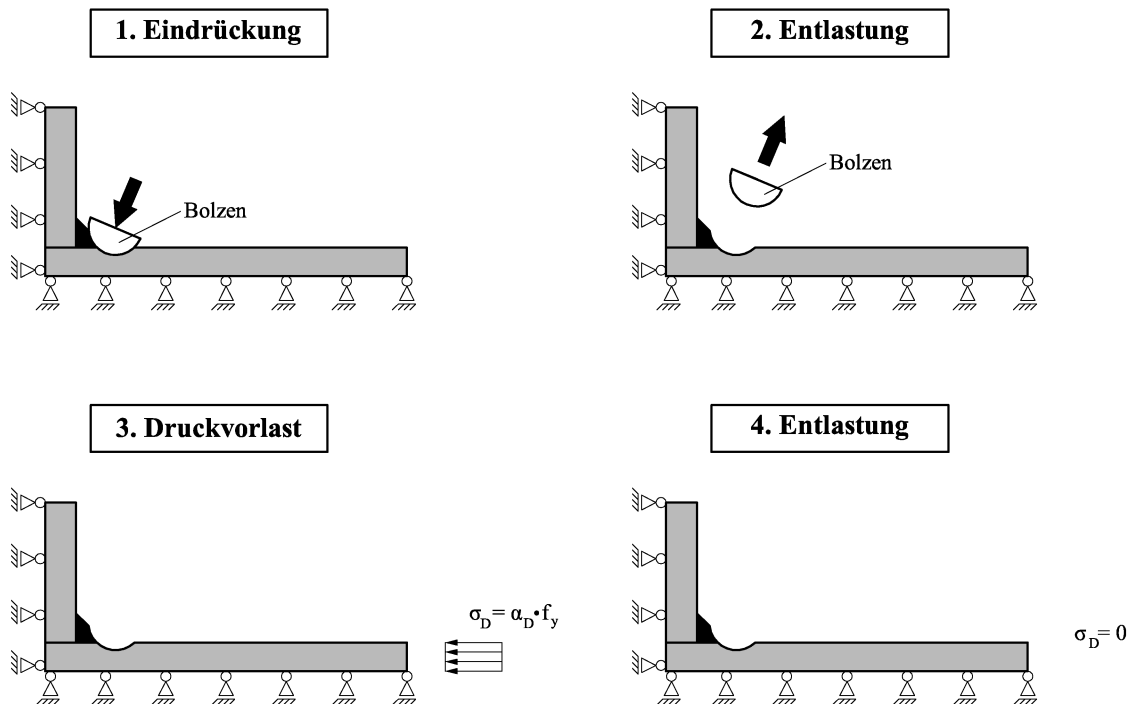


Bild 7.32: Vorgehensweise bei der Simulation des Druckeigenspannungsabbaus

7.3.3.2 Berechnungsergebnisse

Auf Grundlage der numerischen Berechnungsergebnisse ist deutlich erkennbar, dass es mit zunehmenden Drucklasten zu einem quasi-statischen Eigenspannungsabbau auch in Tiefenrichtung kommt, siehe Bild 7.33.

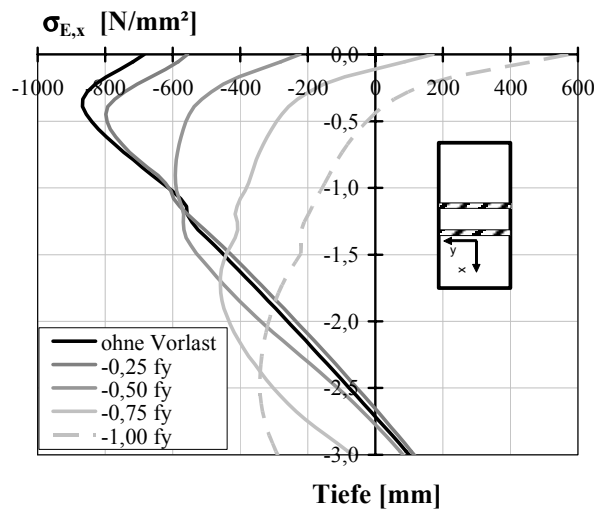


Bild 7.33: Eigenspannungszustand in σ_x -Richtung in Abhängigkeit einer Überlast der Größe $\sigma_D = \alpha_D \cdot f_y$ für die Stahlsorte S690

Im Weiteren kann festgestellt werden, dass der Eigenspannungsabbau an der Oberfläche mit zunehmender Drucklast σ_D bezogen auf die Streckgrenze f_y des Grundmaterials nahezu unabhängig von der Stahlsorte ist, siehe Bild 7.34. Der etwas geringere Eigenspannungsabbau für die Stahlsorte S355 in Bild 7.34 ist vor allem auf die geringeren Ausgangseigenspannungen bei den numerischen Berechnungen zurückzuführen. Ein Eigenspannungsabbau bei Zuglasten ist dagegen nicht feststellbar.

Wird jedoch der absolute Betrag der Druckeigenspannungen betrachtet, kann festgestellt werden, dass dieser bei der Stahlsorte S690 bis zu einer Druckvorlast von 50% der Streckgrenze des Grundmaterials höher ist als für die Stahlsorten S355 und S460, siehe Bild 7.35. Dies kann auch die Ursache für den geringeren Einfluss von Drucklasten auf die Lebensdauer der Prüfkörper aus der härtesten Stahlsorte S690 bei den experimentellen Ergebnisse in Abschnitt 6.3.2.9 sein.

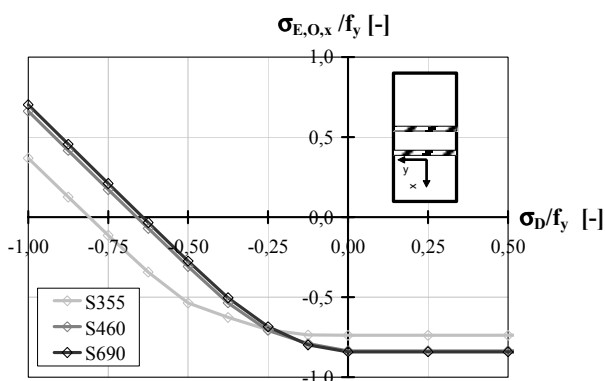


Bild 7.34: Einfluss von Vorlasten auf die Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x} / f_y$

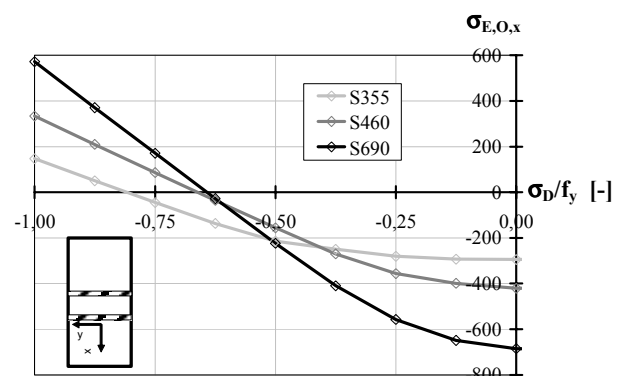


Bild 7.35: Einfluss von Vorlasten auf die absoluten Druckeigenspannungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$

7.4 Zusammenfassung

Die Ergebnisse der eigenen numerischen Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode (FEM) am Konstruktionsdetail der Quersteife können wie folgt zusammengefasst werden:

- Einen hohen Einfluss auf die Kerbwirkung und damit auch auf die Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife besitzt der Kerbradius, der Abstand der Schweißnahtfußpunkte sowie die Blechdicke. Der Einfluss des Nahtanstiegswinkels und eines Einbrands bzw. einer Eindrückung am Schweißnahtfuß auf die Kerbwirkung ist dagegen deutlich geringer.
- Bei einzelnen aufgeschweißten Quersteifen und bei eingepassten Quersteifen konnten unter der Annahme eines einheitlichen Kerbradius keine Kerbspannungserhöhungen festgestellt werden. Es ist daher anzunehmen, dass die niedrigeren Ermüdungsfestigkeiten bei diesen Prüfkörpern z.B. auf größere Schweißzugspannungen, vorhandene Schweißnahtansatzstellen sowie größere Streuungen bei den eingebrachten Druckzugspannungen zurückzuführen sind.
- Bei Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung ist als Haupteinflussgröße für die Oberflächendruckzugspannungen die Streckgrenze zu nennen. Es zeigt sich auch, dass insbesondere die verbleibende plastische Eindrückung am Schweißnahtfuß einen großen Einfluss auf die Größe der Oberflächendruckzugspannungen besitzt. Außerdem konnte gezeigt werden, dass es bei großen Blechdicken zu einer geringen Reduktion der Oberflächendruckzugspannungen kommt.
- Hohe Drucklasten führen zu einem quasi-statischen Abbau der durch die Anwendung der Verfahren der mechanischen Oberflächennachbehandlung eingebrachten Druckzugspannungen am Schweißnahtfußpunkt. Der Zugspannungsabbau ist bezogen auf die Streckgrenze des Grundmaterials nahezu unabhängig von der Stahlsorte. Ein quasi-statischer Zugspannungsabbau bei Zuglasten konnte nicht festgestellt werden.

8 Rechnerische Lebensdauerabschätzung

8.1 Übersicht

Aufbauend auf den eigenen experimentellen Untersuchungen in Kapitel 6 und den Finite Element Berechnungen in Kapitel 7 erfolgt im Rahmen dieses Kapitels die Entwicklung eines eigenen mathematischen Modells mit dem Ziel, den vorhandenen experimentellen Parameterbereich für das Nachbehandlungsverfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) rechnerisch zu erweitern.

Nach einer kurzen Darstellung der Rechengrundlagen wird zunächst das entwickelte Rechenmodell anhand der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse aus Kapitel 6 verifiziert. Anschließend werden rechnerische *Wöhler*linien erstellt, um eine Erweiterung des experimentellen Parameterbereichs für die Anwendung des Nachbehandlungsverfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) am Konstruktionsdetail der Quersteife zu ermöglichen.

8.2 Grundlagen des Rechenmodells

8.2.1 Allgemeines

Das mathematische Modell zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung besteht aus einem Mischkonzept, dass die beiden Lebensdaueranteile der Rissentstehungsphase N_I bis zum Anriss und der stabilen Risswachstumsphase N_P bis annähernd zum Bruch eines Bauteils umfasst, siehe Abschnitt 3.4.7. Insbesondere bei Anwendung von Nachbehandlungsverfahren ist nach Meinung des Autors die Anwendung eines Mischkonzepts mit den beiden Lebensdaueranteilen angebracht, da die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit insbesondere durch eine Verzögerung der Rissentstehung bzw. des anfänglichen oberflächennahen Risswachstums bis zum definierten technischen Anriss geprägt ist. Die Gesamtlebensdauer N_F kann damit vereinfacht entsprechend Gl. (3.1) in Abschnitt 3.2.2 aufgeteilt werden:

$$N_F = N_I + N_P \quad (8.1)$$

Die Berechnung der Rissentstehungsphase N_I erfolgt im Rahmen des mathematischen Modells mit Hilfe des Kerbgrundkonzepts, siehe Abschnitt 3.4.5. Die stabile Risswachstumsphase N_P wird mit Hilfe der Bruchmechanik erfasst, siehe Abschnitt 3.4.6. Als Grundlage für das im Rahmen dieser Arbeit verwendete mathematische Modell wurde das Modell von *Günther* in [4.47] im Hinblick auf Parameter wie der Oberflächenbeschaffenheit, dem Eigenspannungszustand sowie der Berücksichtigung von Rissschließeffekten erweitert.

8.2.2 Rissentstehungsdauer nach dem Kerbgrundkonzept

8.2.2.1 Allgemeines

Im Rahmen des Kerbgrundkonzepts werden zur Lebensdauerabschätzung die in Bild 8.1 dargestellten Module zur Eingabe und Berechnung benötigt. Auf die einzelnen Module wird im Weiteren nur soweit eingegangen, wie es für deren korrekte Anwendung im Rahmen dieser Arbeit erforderlich ist. Eine umfassende Darstellung zum Kerbgrundkonzept findet sich z.B. in [4.10], [4.11], [4.39]-[4.41].

Die Schwierigkeiten bei der Anwendung des Kerbgrundkonzepts für im Schweißzustand belassene Konstruktionsdetails besteht bei der Definition der Werkstoffeigenschaften von Kleinbauteilen auf Großbauteile, den Streuungen bei den Nahtgeometrieparametern, dem inhomogenen Werkstoffgefüge von Schweißverbindungen und der vorhandenen Schweißspannungen [6.5]. Bei Anwen-

derung von Schweißnahtnachbehandlungsverfahren kommt der Einfluss der geänderten Werkstoff- und Eigenspannungszustände an der Bauteiloberfläche hinzu.

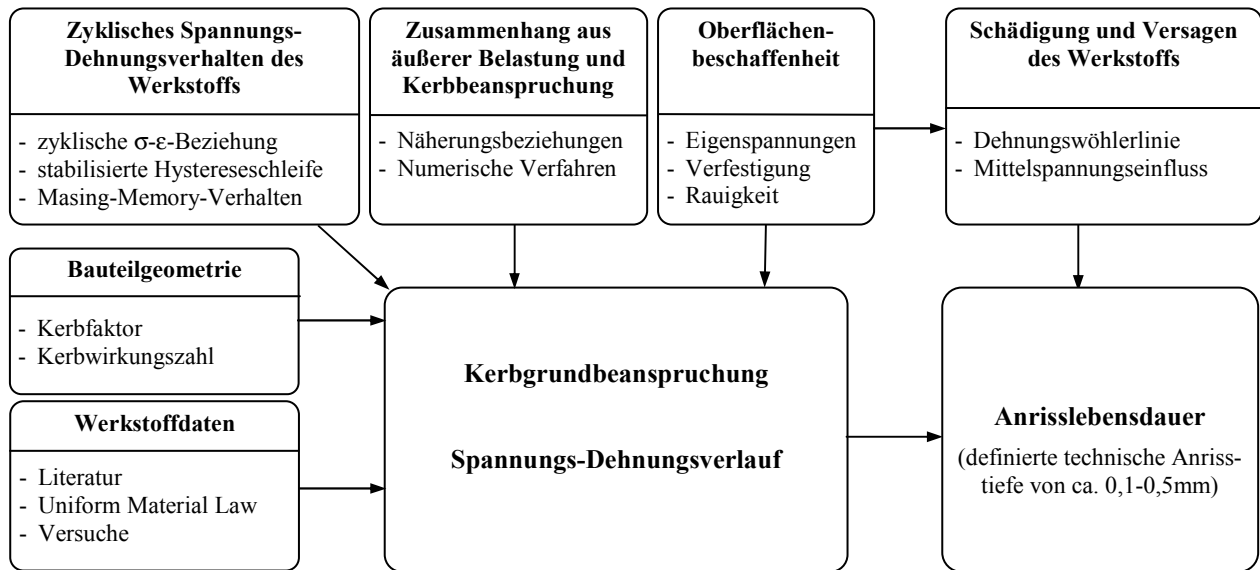


Bild 8.1: Modularer Aufbau des Kerbgrundkonzepts, vgl. auch [4.47]

8.2.2.2 Zyklisches Werkstoffverhalten

Zyklische Spannungs-Dehnungskurve

Das zyklische Spannungs-Dehnungsverhalten weicht von dem statischen Spannungs-Dehnungsverhalten aufgrund der zyklischen Ent- und Verfestigung sowie dem Kriechen und der Relaxation des Materials ab. Das stabilisierte zyklische Spannungs-Dehnungs-Verhalten lässt sich näherungsweise mit der *Ramberg-Osgood*-Beziehung [6.6] beschreiben, siehe Bild 8.2:

$$\epsilon = \epsilon_{el} + \epsilon_{pl} = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (8.2)$$

mit

K' zyklischer Verfestigungskoeffizient

n' zyklischer Verfestigungsexponent

Bei den Parametern K' und n' handelt es sich um werkstoffabhängige Konstanten. Sie werden im Regelfall in Versuchen ermittelt oder können der Literatur entnommen werden [4.1], [6.1], [6.2].

Hystereseverhalten

Ein wesentliches Modul zur vollständigen Beschreibung von zyklischen Spannungs-Dehnungsbeziehungen für metallische Werkstoffe ist das so genannte *Masing*- und Memory-Modell. Das *Masing*-Verhalten [6.7] beschreibt die σ - ϵ -Kurve bei Belastungsumkehr, die in Spannungen und Dehnungen der verdoppelten zyklischen Erstbelastungskurve nach Gl. (8.2) entspricht. Dabei wird in jedem Umkehrpunkt eine neues $\Delta\sigma$ - $\Delta\epsilon$ -Koordinatensystem festgelegt, siehe Bild 8.2. Die bei zyklischer Belastung auftretenden Hystereseschleifen können damit unter Anwendung von Gl. (8.2) wie folgt dargestellt werden:

$$\frac{\Delta\epsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2 \cdot E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2 \cdot K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (8.3)$$

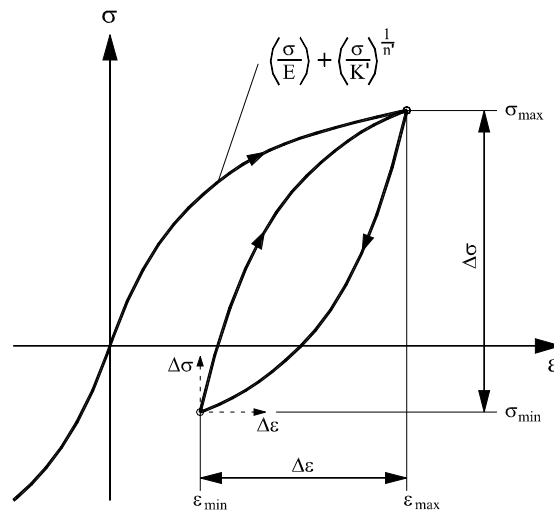


Bild 8.2: Spannungs-Dehnungs-Verhalten unter zyklischer Beanspruchung

Neben dem *Masing*-Verhalten besitzen metallische Werkstoffe unter zyklischen Belastungen ein Werkstoffgedächtnis (Memory-Verhalten) [4.10], das allerdings nur bei nicht einstufigen Beanspruchungen (Betriebsbeanspruchungen) zu berücksichtigen ist.

8.2.2.3 Kerbgrundbeanspruchung

Kerbfaktoren

Die Abweichung von der geradlinigen Nennspannung zur Kerbhöchstspannung wird durch den Kerbfaktor K_t beschrieben, siehe Gl. (3.2). Die Ergebnisse ausführlicher numerischer Untersuchungen zur Beschreibung der Kerbwirkung am Konstruktionsdetail der Quersteife sind in Abschnitt 7.2 gegeben.

Mikrostützwirkung und Kerbwirkungszahl

Der Begriff Mikrostützwirkung resultiert aus der Vorstellung, dass von weniger beanspruchten Werkstoffteilen in der Umgebung der versagenskritischen Stelle eine Stützwirkung zum Kerbgrund ausgeht. Dies bedeutet, dass nicht die elastische Kerbhöchstspannung für die Rissentstehung maßgebend ist, sondern eine niedrigere örtliche Spannung, die sich durch Mittelwertbildung der Kerbspannung über ein kleines Werkstoffelement im Kerbgrund ergibt.

Mit Hilfe der Kerbwirkungszahl K_f wird die Mikrostützwirkung auf die Ermüdungsfestigkeit berücksichtigt. Diese wird dabei als Verhältnis der Dauerfestigkeit des glatten Stabes und des gekerbten Stabes unter Wechselbeanspruchung definiert:

$$K_f = \frac{\Delta\sigma_{D,glatt}}{\Delta\sigma_{D,kerb}} \quad (8.4)$$

Zur Berechnung der Kerbwirkungszahl K_f bestehen in der Literatur mehrere Ansätze [4.12], [6.3], [6.8]-[6.10]. Im Weiteren erfolgt die Berücksichtigung der Mikrostützwirkung durch eine fiktive Vergrößerung des tatsächlichen Kerbradius r entsprechend des Ansatz von *Neuber* [6.8]:

$$r_{fik} = r + s \cdot r^* \quad (8.5)$$

mit

s Faktor in Abhängigkeit der Beanspruchung und Festigkeitshypothese

r^* Ersatzstrukturlänge in Abhängigkeit des Werkstoffs

Ausgehend von diesem fiktiven Kerbradius r_{fik} erfolgt die Bestimmung der Kerbwirkungszahl K_f :

$$K_f = K_t (r_{\text{fik}} = r + s \cdot r^*) \quad (8.6)$$

Elastisch-plastische Kerbspannung und Kerbdehnung

Bei elastischem Werkstoffverhalten ergibt sich der Zusammenhang zwischen den Nennspannungen S und der im Kerbgrund vorhandenen maximalen elastischen Kerbspannung σ_{max} durch den Kerbfaktor K_t , siehe Gl. (3.2) in Abschnitt 3.3.2. Auf Grund der im Regelfall hohen Kerbwirkung von Schweißverbindungen übersteigt die örtliche Beanspruchung sehr häufig die Proportionalitätsgrenze am Kerbgrund, so dass zur Beschreibung der örtlichen Last-Dehnungs-Beziehung Bauteilfließkurven benötigt werden. Neben der zeitaufwändigen Ermittlung von Bauteilfließkurven durch elastisch-plastische FEM-Berechnungen existieren hierzu auch analytische Näherungsformeln [6.11]-[6.15]. Im Weiteren wird der Ansatz von *Neuber* [6.11] verwendet, siehe Bild 8.3.

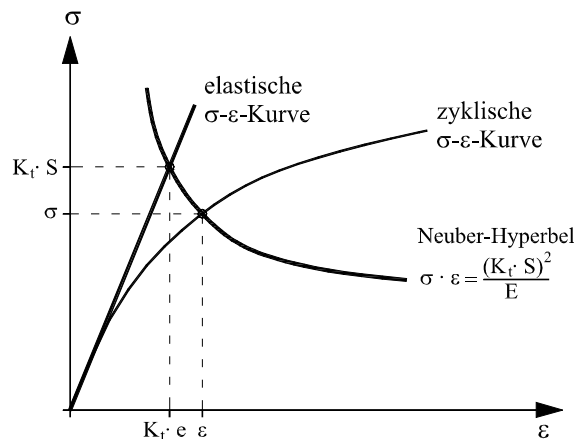


Bild 8.3: Kerbspannungs- und -dehnungsbeziehung nach Neuber

Neuber hat in [6.11] für scharfe Kerben unter Schubbeanspruchung eine Näherungsformel abgeleitet, die sich auch weit über das Ableitungsbeispiel hinaus auf andere Beanspruchungszustände anwenden lässt. In dieser Näherungsformel wird das Produkt aus Spannungs- und Dehnungskonzentrationsfaktor dem Quadrat des elastizitätstheoretischen Kerbfaktors gleichgesetzt:

$$K_{t\sigma} \cdot K_{t\epsilon} = K_t^2 \quad (8.7)$$

mit

$$K_{t\sigma} = \sigma/S \quad \text{Spannungskonzentrationsfaktor}$$

$$K_{t\epsilon} = \epsilon/e \quad \text{Dehnungskonzentrationsfaktor}$$

$$K_t \quad \text{elastizitätstheoretischer Kerbfaktor nach Gl. (3.2)}$$

$$S, e \quad \text{Nennspannung bzw. Nenndehnung}$$

Durch Multiplikation der Gl. (8.7) mit $S \cdot e$ folgt:

$$\sigma \cdot \epsilon = K_t^2 \cdot S \cdot e \quad (8.8)$$

Mit Hilfe von Gl. (8.2) und (8.3) können nun für vorhandene äußere Lasten die Spannungen und Dehnungen im Kerbgrund ermittelt werden.

8.2.2.4 Schädigungsverhalten

Dehnungswöhlerlinien

Unter der Annahme, dass die Beanspruchung am Kerbgrund eines Bauteils ein dehnungskontrollierter Zustand ist, kann die Dehnung als Schädigungsparameter verwendet werden. Durch Dehnungswöhlerlinien ist eine Beziehung zwischen der lokal auftretenden Dehnungsamplitude $\varepsilon_a = \Delta\varepsilon/2$ und der Anrisschwingenspielzahl N_I gegeben. Mit den Ansätzen von *Manson*, *Coffin* und *Morrow* [6.16]-[6.18] lassen sich Dehnungswöhlerlinien mit einem vier-parametrischen Ansatz beschreiben. Hierbei setzt sich die Dehnungsamplitude in einen elastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,el}$ und plastischen Dehnungsanteil $\varepsilon_{a,pl}$ zusammen:

$$\varepsilon_a = \varepsilon_{a,el} + \varepsilon_{a,pl} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \varepsilon'_f \cdot (2N)^c \quad (8.9)$$

Bei den Parametern σ'_f , ε'_f , b und c handelt es sich um werkstoffabhängige Konstanten. Sie werden im Regelfall an ungekerbten Werkstoffproben dehnungskontrolliert unter reiner Wechselbeanspruchung ermittelt oder können der Literatur entnommen werden [4.1], [6.1], [6.2], [6.19].

Mittelspannungseinfluss

Der Einfluss von mittelspannungsbehafteten Hysteresen auf die Anrisslebensdauer kann durch einen Schädigungsparameter P berücksichtigt werden. Hierzu stehen unterschiedliche Ansätze zur Verfügung [6.20], [6.21]. Am gebräuchlichsten ist der so genannte P_{SWT} -Schädigungsparameter nach *Smith*, *Watson* und *Topper* [6.21]:

$$P_{SWT} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \varepsilon_a \cdot E} \quad (8.10)$$

$$P_{SWT}(N) = \sqrt{(\sigma'_f)^2 \cdot (2N)^{2b} + \sigma'_f \cdot \varepsilon'_f \cdot E \cdot (2N)^{b+c}} \quad (8.11)$$

Schadensakkumulation und Anriss

Der Schädigungsbeitrag D einer geschlossenen Hysterese berechnet sich wie folgt:

$$D = \frac{1}{N_I} \quad (8.12)$$

Die Schädigungsbeiträge können nun mit Hilfe der linearen Schadensakkumulationstheorie nach *Palmgren* [4.37] und *Miner* [4.38] aufaddiert werden, siehe auch Abschnitt 3.4.2. Der Anriss tritt dabei definitionsgemäß ein, wenn die Summe der Teilschädigungen den Wert $D=1$ erreicht.

Versagenskriterium

Als Versagenskriterium wird im Regelfall der technische Anriss des Bauteils mit einer Risttiefe von etwa 0,1-0,5mm definiert [4.41].

8.2.2.5 Oberflächenbeschaffenheit

Eigenspannungen

Zur Erfassung von Oberflächeneigenspannungen infolge des Schweißprozesses, siehe Abschnitt 2.4.3, oder infolge einer mechanischen Oberflächennachbehandlung, siehe Abschnitt 4.4.5, stehen für das Kerbgrundkonzept unterschiedliche Ansätze zur Verfügung [6.22]-[6.24].

Bei den Ansätzen von *Reemsnyder* [6.23] und *Lawrence* [6.22] werden dabei in der *Neuber*-Formel nach Gl. (8.8) Korrekturen an der Nennspannung S vorgenommen. Nach [4.10] führt die Erfassung von Eigenspannungen über erhöhte oder verminderte Lasten jedoch nur bei einer näherungsweise elastischen Beanspruchungen zu befriedigenden Ergebnissen, da der Abbau von Eigenspannungen im plastischen Bereich nur unvollkommen abgebildet wird.

Beim Ansatz von *Seeger* [6.24] wird versucht, der Wirkung von Eigenspannungen auf die Lebensdauer besser gerecht zu werden. Die Eigenspannungen werden dabei in einer dünnen Randschicht im Kerbgrund als Eigendehnungen berücksichtigt. Der so vorbelasteten Randschicht werden zusätzlich die örtlichen Dehnungen des übrigen Bauteils aufgezwungen ähnlich wie bei einem Dehnungsmessstreifen. Bei einer zyklischen Belastungen verlaufen die Last-Dehnungspfade im Bauteil und im Kerbgrund tandemartig um den Betrag der Eigendehnungen versetzt. Die Wirksamkeit dieses Ansatzes wurde z.B. in [6.25]-[6.28] nachgewiesen.

Die Berücksichtigung der Eigenspannungen in der *Neuber*-Formel nach Gl. (8.8) lautet wie folgt:

$$\sigma \cdot (\varepsilon - \varepsilon_R) = K_t^2 \cdot S \cdot e \quad (8.13)$$

mit

ε_R Eigendehnungen an der Bauteiloberfläche

Oberflächenverfestigung

Mögliche Oberflächenverfestigungen können im Eigenspannungsansatz von *Seeger* [6.24] nach Gl. (8.13) berücksichtigt werden, indem der dünnen Randschicht die Werkstoffeigenschaften der verfestigten Oberfläche zugewiesen wird.

Oberflächenrauigkeiten

Die Berücksichtigung der Oberflächenrauigkeiten am Kerbgrund kann nach *Radaj* [4.14] durch eine Abminderung der Dauerfestigkeit $\sigma_{D, \text{poliert}}$ des Werkstoffs mit polierter Oberfläche erfolgen:

$$k_O = \frac{\sigma_D}{\sigma_{D, \text{poliert}}} \quad (8.14)$$

Der Einfluss der Oberflächenrauigkeit verschwindet nach [4.14] im Kurzzeitfestigkeitsbereich. Die Zeitfestigkeit kann durch eine Gerade zwischen jeweiliger Dauerfestigkeit und einheitlicher Kurzzeitfestigkeit im doppel-logarithmischen Maßstab angenähert werden. Der Abminderungsfaktor k_O hängt nach Untersuchungen in [6.29] vor allem von der Rautiefe R_z und der Zugfestigkeit f_u ab. Die Abminderung ist für höherfeste Stähle bei größeren Rautiefen besonders ausgeprägt. Näherungsgleichungen für den Rauigkeitseinfluss können z.B. [6.4] entnommen werden.

8.2.3 Rissfortschrittsdauer auf Grundlage der Bruchmechanik

8.2.3.1 Übersicht

Der Ablauf einer bruchmechanischen Rissfortschrittsberechnung ist in Bild 8.4 dargestellt. Zur Anwendung kommt in Rahmen dieser Arbeit die linear-elastische Bruchmechanik (LEBM), siehe Abschnitt 3.4.6. Auf die einzelnen Module wird im Weiteren nur soweit eingegangen, wie es für deren korrekte Anwendung im Rahmen dieser Arbeit erforderlich ist. Eine umfassende Darstellung zur Bruchmechanik findet sich z.B. in [4.10], [4.13], [7.1], [7.10]-[7.12].

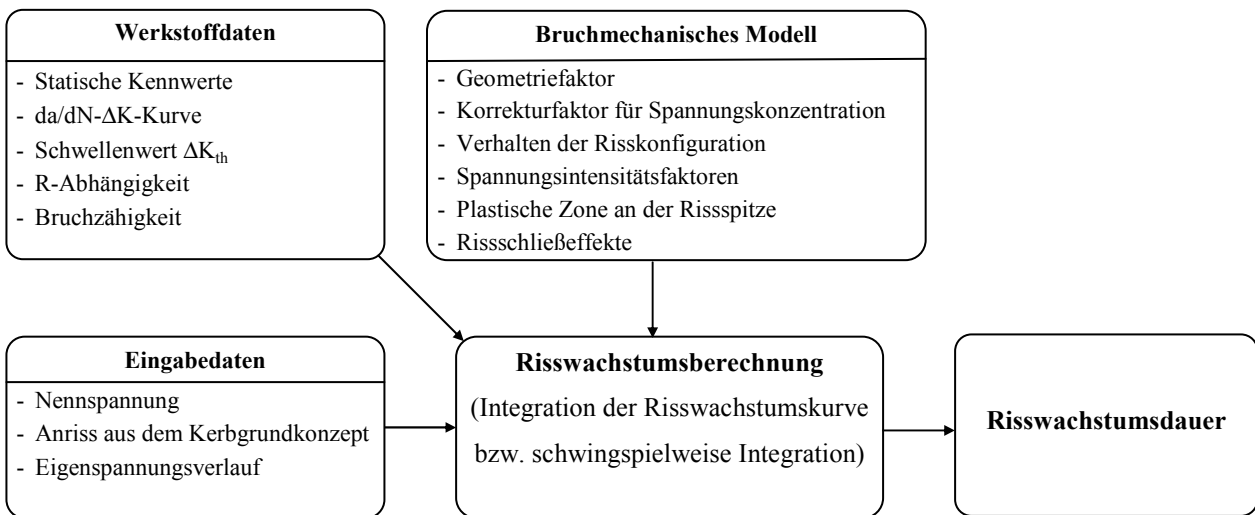


Bild 8.4: Ablauf der Risswachstumsdauerermittlung auf Grundlage der Bruchmechanik, vgl. auch [4.47]

8.2.3.2 Risspitzenbeanspruchung

Spannungsintensitätsfaktor

Als kennzeichnende Beanspruchungsgröße an der Risspitze sind Spannungen und Dehnungen ungeeignet, da die Beanspruchungen an der Risspitze sehr hohe, unter Umständen unendlich hohe Werte annehmen. Stattdessen können die Beanspruchungen an der Risspitze in der LEBM für ein linear-elastisches Materialverhalten mit Hilfe des Spannungsintensitätsfaktor K nach *Irwin* [7.13] beschrieben werden, siehe Bild 8.5:

$$\sigma_{i,j} = \frac{K}{\sqrt{2\pi \cdot r}} \cdot f_{i,j}(\theta) \quad (8.15)$$

mit

$\sigma_{i,j}$ Spannung in einem Element in der Nähe der Risspitze

K Spannungsintensitätsfaktor

$f_{i,j}(\theta)$ Funktion zur Beschreibung der Lage der Elemente gegenüber dem Riss und der Richtung der Spannung $\sigma_{i,j}$

r Abstand des betrachteten Elements von der Risspitze

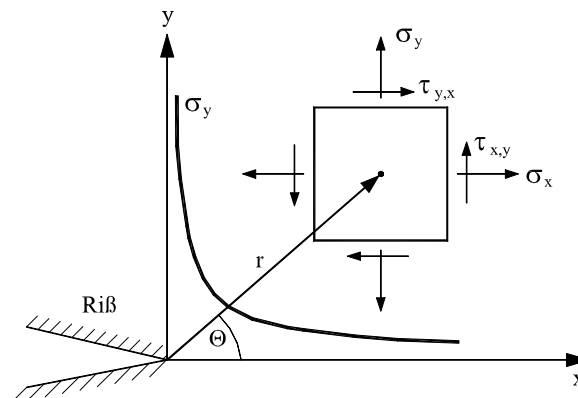


Bild 8.5: Element und Spannungsfeld an der Risspitze

Der Spannungsintensitätsfaktor K berechnet sich für einen Riss in einem Bauteil unter Berücksichtigung einer Korrekturfunktion $F(a)$ für Geometrie und Beanspruchungszustand auf Grundlage von Gl. (8.15) wie folgt:

$$K = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F(a) \quad (8.16)$$

Korrekturfunktion

In realen Bauteilen wird die Beanspruchung an der Risspitze durch die Geometrie und den Beanspruchungszustand beeinflusst, siehe Bild 8.6.

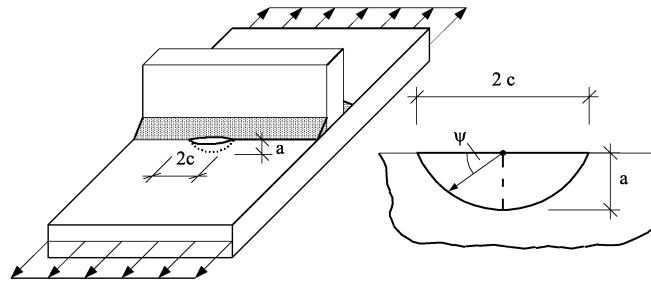


Bild 8.6: Halbelliptischer Oberflächenriss am Schweißnahtübergang

Diese Einflussgrößen werden durch die Korrekturfunktion $F(a)$ erfasst. Dabei kann der Korrekturfaktor $F(a)$ in einen Korrekturfaktor $Y(a)$ und $M_k(a)$ aufgeteilt werden:

$$F(a) = Y(a) \cdot M_k(a) \quad (8.17)$$

Die Korrekturfunktion $Y(a)$ berücksichtigt den Einfluss der Riss- und Bauteilabmessungen sowie der Rissposition an ebenen Blechen. Die Korrekturfunktion $M_k(a)$ berücksichtigt den Einfluss der örtlichen Kerbwirkung auf den Spannungsintensitätsfaktor K . Für typische Standardfälle können die Korrekturfunktion $Y(a)$ und $M_k(a)$ der Literatur [7.13]-[7.23] entnommen werden.

Der Einfluss des Schweißnahtübergangsradius r ist in diesen bekannten Korrekturfunktionen nicht enthalten, da dieser für die Größe von $M_k(a)$ für eine im Schweißzustand belassene Quersteife von untergeordneter Bedeutung ist. Bei Anwendung von Nachbehandlungsverfahren, bei denen die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit auf die geringere Kerbwirkung durch einen größeren Schweißnahtübergangsradius r zurückzuführen ist, kann allerdings näherungsweise auch der Verlauf der Korrekturfunktion $M_k(a)$ in Abhängigkeit vom Verlauf des Kerbfaktors K_t über die Blechdicke beschrieben werden.

Plastische Zone an der Risspitze

Wie bereits bei der Definition des Spannungsintensitätsfaktors K erläutert, sind in unmittelbarer Nähe der Risspitze die Beanspruchungen so hoch, dass die Spannungen die Streckgrenze überschreiten, siehe Bild 8.7. Es bildet sich eine plastische Zone aus, deren Größe r_{pl} aufgrund einer Spannungsumlagerung in das Materialinnere wie folgt abgeschätzt werden kann [4.10]:

$$r_{pl} = 2 \cdot r_y = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K}{pcf \cdot f_y} \right) \quad (8.18)$$

mit

$pcf = 1$ für ebenen Spannungszustand (ESZ)

$pcf = 2,5$ für ebenen Dehnungszustand (EDZ)

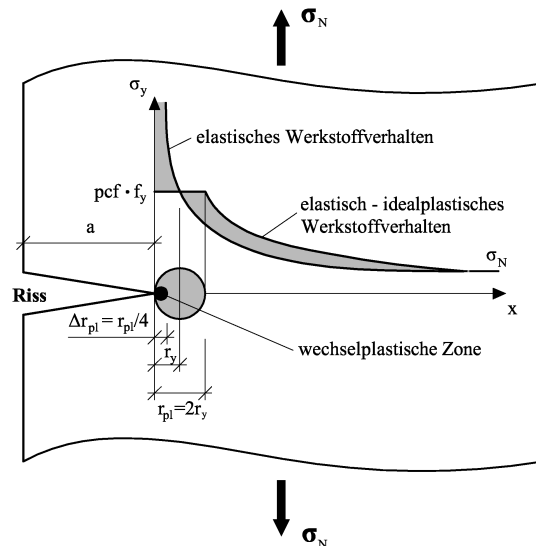


Bild 8.7: Plastische Zone an der Risspitze

In realen Konstruktionen liegen die Risse im Regelfall zwischen dem ebenen Spannungszustand an der Oberfläche und dem ebenen Dehnungszustand im Bauteilinnern. In der Literatur [5.27], [7.24] wird daher häufig ein konstanter Wert von $pcf=1,68$ verwendet.

Bei wiederholter Beanspruchung ergibt sich eine wechsellastische Zone Δr_{pl} an der Risspitze, siehe Bild 8.7. Deren Größe kann wie folgt abgeschätzt werden:

$$\Delta r_{pl} = \frac{r_{pl}}{4} \quad (8.19)$$

8.2.3.3 Risswachstumsmodelle

Bei Schwingbeanspruchungen wird als maßgebender Kennwert für den zyklischen Rissfortschritt in der LEBM die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK angesetzt. Diese berechnet sich aus der Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, der Risstiefe a und der Geometriefunktion $F(a)$ wie folgt:

$$\Delta K = \Delta\sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot F(a) \quad (8.20)$$

Die Funktion der Rissfortschrittsrate da/dN über die Schwingbreite des Spannungsintensitätsfaktors ΔK zeigt im doppellogarithmischen Maßstab einen S-förmigen Verlauf, siehe Bild 8.8. Der Verlauf kann im Allgemeinen in folgende drei Bereiche eingeteilt werden:

- Im Bereich I nähert sich die Kurve einem Schwellenwert des Spannungsintensitätsfaktors ΔK_{th} an. Unterhalb dieses Schwellenwerts findet nahezu kein Rissfortschritt statt. Dieser Wert kann als bruchmechanische Dauerfestigkeit bezeichnet werden.
- Der Bereich II ist durch ein stabiles Risswachstum gekennzeichnet. Die Rissfortschrittsgeschwindigkeit da/dN kann dabei nach *Paris* und *Erdogan* [7.25] in Abhängigkeit des Spannungsintensitätsfaktors ΔK mit folgender Gleichung hinreichend genau beschrieben werden:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m \quad (8.21)$$

C, m Werkstoffkennwerte

- Im Bereich III liegt ein beschleunigter Rissfortschritt vor, bis ein kritischer Spannungsintensitätsfaktor ΔK_C erreicht wird. Dann kommt es zum Versagen des Bauteils.

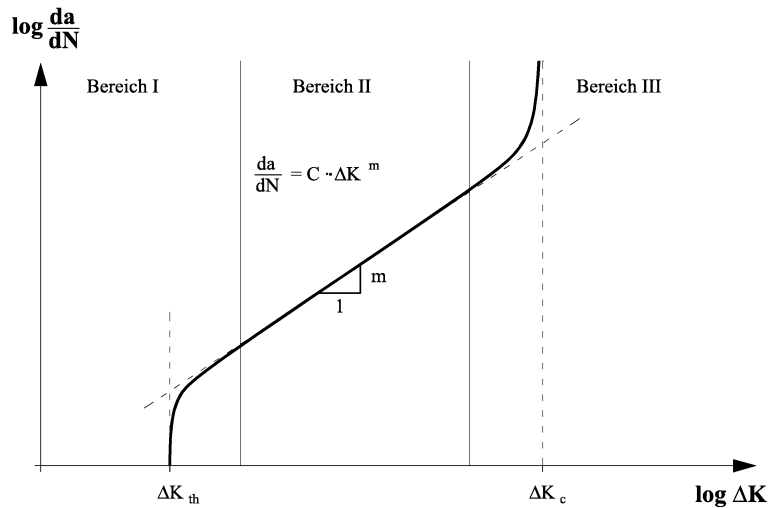


Bild 8.8: Schematischer Verlauf der Risswachstumskurve

Die Bereiche I und III können durch unterschiedliche Modifikationen der *Paris-Erdogan*-Gleichung erfasst werden:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) \quad (8.22)$$

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \frac{(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)}{(1-R) \cdot K_c - \Delta K} \quad (8.23)$$

8.2.3.4 Risschließeffekte

Effektiver Spannungsintensitätsfaktor

Da die schädigende Wirkung der Risse nur im geöffneten Zustand gegeben ist, können Rissöffnungs- und Risschließeffekte z.B. durch Wechselbeanspruchungen, Wechselplastizierungen an der Risspitze oder eingebrachte Druckeigenstressungen mit Hilfe der Berechnung von effektiven Spannungsintensitätsfaktoren ΔK_{eff} berücksichtigt werden.

Bei der einfachsten Beschreibung von ΔK_{eff} geht man davon aus, dass nur Zuglastanteile zur Rissfortschrittsrate beitragen [4.12]. Wird zusätzlich der Eigenspannungszustand im Bereich des Risses durch den Spannungsintensitätsfaktor K_{res} berücksichtigt, kann der effektive Spannungsintensitätsfaktor ΔK_{eff} wie folgt berechnet werden:

$$\Delta K_{eff} = K_{max} + K_{res} \quad \text{wenn } -K_{res} \geq K_{min} \quad (8.24)$$

$$\Delta K_{eff} = \Delta K = K_{max} - K_{min} \quad \text{wenn } -K_{res} < K_{min} \quad (8.25)$$

(Vorzeichendefiniton: Zugspannungen positiv /Druckspannungen negativ)

Untersuchungen von *Elber* [7.26] zeigten, dass ein Risschließen auch bei wechselnden Zugbeanspruchungen auftritt. Dies wird darauf zurückgeführt, dass es durch die Plastizierungen an der Risspitze in der Entlastungsphase zu einer Kontaktwirkung der Rissufer kommt, siehe Bild 8.9. In diesem Zustand ist die Spannungssingularität an der Risspitze unterdrückt. Der Rissfortschritt oder die Schädigung an der Risspitze ist somit beim darauf folgenden Schwingenspiel vermindert bzw. ganz unterdrückt.

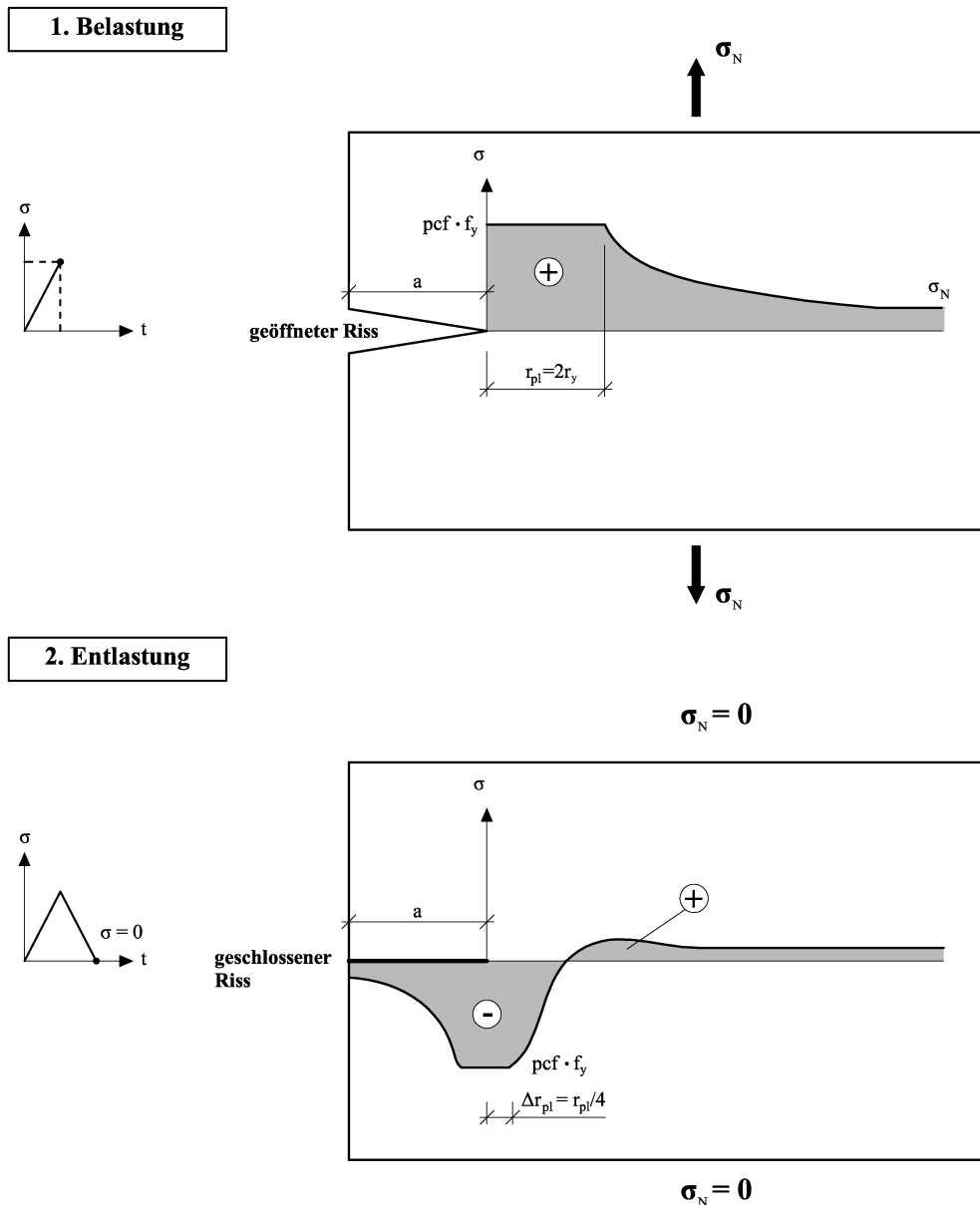


Bild 8.9: Spannungsverteilung an der Risspitze nach [5.28]

Zur rechnerischen Erfassung des Riss schließens existieren eine Vielzahl an analytischen und numerischen Untersuchungen [5.5], [7.27]-[7.39]. Im Rahmen dieser Arbeit wird im Weiteren neben dem vereinfachten Ansatz aus Gl. (8.24) und (8.25) der Ansatz entsprechend [5.5], [7.40], [7.41] angewendet, der zusätzlich den Spannungsintensitätsfaktor K_{pl} für die Plastizierungen an der Risspitze berücksichtigt:

$$\Delta K_{\text{eff}} = K_{\text{max}} + K_{\text{res}} + K_{\text{pl}} \quad \text{wenn } -K_{\text{res}} - K_{\text{pl}} \geq K_{\text{min}} \quad (8.26)$$

$$\Delta K_{\text{eff}} = \Delta K = K_{\text{max}} - K_{\text{min}} \quad \text{wenn } -K_{\text{res}} - K_{\text{pl}} < K_{\text{min}} \quad (8.27)$$

Spannungsintensitätsfaktor für Eigenspannungen

Der Spannungsintensitätsfaktor K_{res} für den Eigenspannungszustand kann für einen Riss mit der Tiefe a wie folgt berechnet werden [7.12], siehe Bild 8.10:

$$K_{\text{res}} = Y(a) \cdot \sqrt{\frac{a}{\pi}} \cdot \int_0^a \frac{\sigma_{\text{res}}(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad (8.28)$$

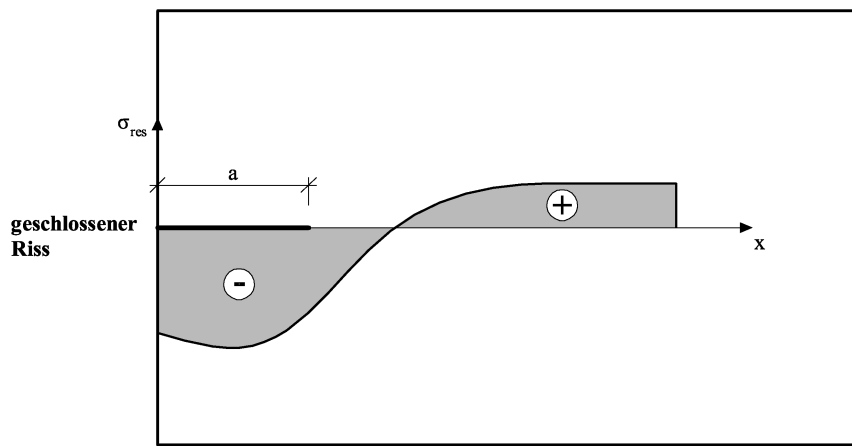


Bild 8.10: Risstiefe und Eigenspannungsverteilung zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K_{res}

Spannungsintensitätsfaktor für Plastizierungen an der Rissspitze

Der Spannungsintensitätsfaktor K_{pl} infolge der Plastizierungen an der Rissspitze kann für einen Riss mit der Tiefe a wie folgt berechnet werden [5.27]:

$$K_{pl} = Y(a) \cdot \sqrt{\frac{a+r_{pl}}{\pi}} \cdot \int_{a-r_{pl}}^{a+r_{pl}} \frac{\sigma_{pl}(x)}{\sqrt{(a+r_{pl})^2 - x^2}} dx \quad (8.29)$$

Untersuchungen in [5.27] zeigten, dass die Spannungsverteilung an der Rissspitze näherungsweise entsprechend Bild 8.11 angesetzt werden kann.

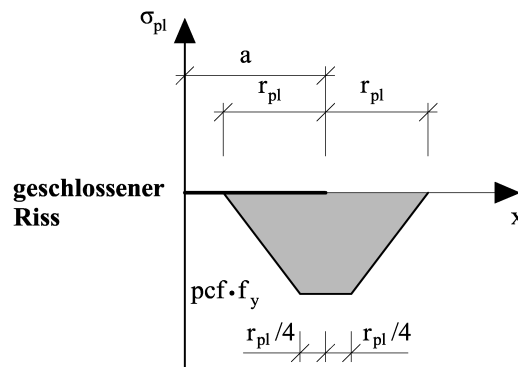


Bild 8.11: Spannungsverteilung zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors K_{pl}

Die Größe der plastischen Zone $r_{pl,i}$ nach G. (8.18) für das Schwingspiel i ist bei Berücksichtigung von Risschließeffekten zusätzlich vom Spannungsintensitätsfaktor für die Eigenspannungen $K_{res,i}$ sowie vom Spannungsintensitätsfaktor für die plastische Zone an der Rissspitze $K_{pl,i-1}$ aus dem vorherigen Schwingspiel $i-1$ abhängig:

$$r_{pl,i} = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{max,i} + K_{res,i} + K_{pl,i-1}}{pcf \cdot f_y} \right) \quad (8.30)$$

8.2.3.5 Lebensdauerberechnung

Integration der Risswachstumsgleichung

Die Berechnung der Lebensdauer erfolgt im einfachsten Fall unter Ansatz der *Paris*-Gleichung durch Integration der Risswachstumsgleichung:

$$N = \int_{a_0}^{a_E} \frac{1}{C \cdot (\Delta K_{\text{eff}})^m} da \quad (8.31)$$

Bei Berücksichtigung der Risschließeffekte aus der plastischen Zone an der Risspitze nach Gl. (8.26) und (8.27) ist die Größe der plastischen Zone r_{pl} abhängig von deren Größe im vorherigen Schwingspiel, siehe Gl. (8.30). Die Anwendung einer geschlossenen Lösung entsprechend des Integralausdrucks in Gl. (8.31) ist daher nicht mehr möglich. Die Lebensdauerberechnungen müssen demzufolge durch schwingspielweise Integration der Risswachstumsgleichung durchgeführt werden. Das Risswachstum pro Schwingspiel kann dann wie folgt berechnet werden:

$$\Delta a_i = C \cdot (\Delta K_{\text{eff},i})^m \quad (8.32)$$

$$a = a_0 + \sum_{i=1}^n \Delta a_i \quad \text{bis } a = a_E \quad (8.33)$$

Anfangsriszlänge

Die Anfangsriszlänge hat insbesondere bei ebenen Blechen einen deutlichen Einfluss auf die berechnete Lebensdauer. Bei Schweißverbindungen nimmt dieser allerdings auf Grund der Kerbwirkung am Schweißnahtübergang ab. In [4.41] wird für den Übergang zwischen Kerbgrundkonzept und Bruchmechanik eine Risstiefe von etwa 0,1-0,5mm definiert.

Endriszlänge

Die Endriszlänge a_E hat für Lebensdauerberechnungen mit dem Rissfortschrittskonzept nur einen geringen Einfluss. Die Risswachstumsgeschwindigkeit ist insbesondere bei großen Risslängen so hoch, dass die Unterschiede in den berechneten Lebensdauern minimal sind.

Risskonfiguration und Halbachsenverhältnis

In Abhängigkeit von der lokalen Kerbgeometrie und der Verteilung von rissähnlichen Defekten können unterschiedliche Risskonfigurationen entstehen, siehe Bild 8.12.

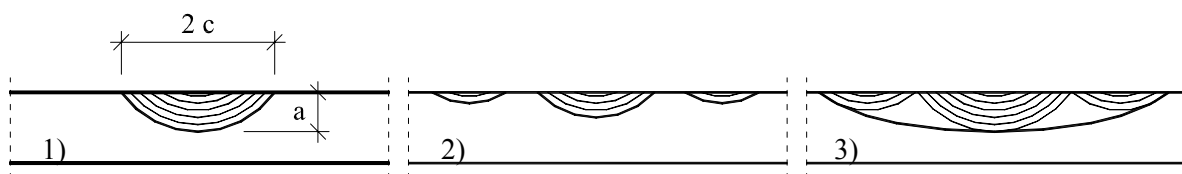


Bild 8.12: Unterschiedliche Risskonfigurationen nach [4.47]

Die Risskonfiguration, ausgedrückt im Halbachsenverhältnis a/c , kann sich während des Risswachstums mit wachsender Risstiefe verändern. In der Literatur existieren unterschiedliche Vorschläge, bei denen auf Basis experimenteller Beobachtungen versucht wird, die Veränderung der Risskonfiguration mit Hilfe einer mathematischen Beziehung zu beschreiben [4.26], [5.5], [7.19], [7.42]. Andernfalls können moderne Software-Programme verwendet werden, die die Veränderung der Risskonfiguration während des Risswachstums rechnerisch berücksichtigen.

8.2.3.6 Werkstoffkennwerte

Bei Schweißverbindungen besteht die Problematik, dass im Nahbereich der Schweißnaht eine hohe Werkstoffinhomogenität besteht. Für diesen Bereich liegen in der Literatur allerdings nur sehr wenige Ergebnisse vor. Die Werkstoffkennwerte für das Risswachstum im Nahbereich der Schweißnaht liegen in einem einheitlichen Streubereich mit den Werkstoffkennwerten für das Risswachstum des Grundmaterials. Dabei ist die Annahme der Werkstoffkennwerte des Grundwerkstoffs im Allgemeinen etwas auf der sicheren Seite liegend.

In einer großen Anzahl von experimentellen Untersuchungen wurden die Werkstoffkennwerte C und m auf der Grundlage der *Paris*-Gleichung nach Gl. (8.21) für unterschiedliche Grundwerkstoffe bestimmt. Es zeigt sich dabei, dass die Rissfortschrittsgeschwindigkeit nahezu unabhängig von der Zugfestigkeit ist. Einzelne Untersuchungen konnten allerdings aufzeigen, dass bei höherfesten Stählen im vergüteten Zustand bzw. mit martensitischen Gefüge die Rissfortschrittsgeschwindigkeit bei kleinen Spannungsintensitäten ΔK vergleichsweise höher und bei größeren Spannungsintensitäten vergleichsweise geringer ist als bei niedrigfesten Stählen [7.2]-[7.5]. Diese unterschiedlichen Rissfortschrittsraten können nach *Schwalbe* [7.1] auf die Werkstoffstruktur bzw. Gefügeart zurückgeführt werden. Harte Teilchen an der Rissspitze wie z.B. lamellarer Zementit in ferritischen niedrigfesten Stählen wirken bei kleiner Spannungsintensität verzögernd und bei größeren Spannungsintensitäten beschleunigend auf die Risswachstumsgeschwindigkeit. Bei kleiner Spannungsintensität wird die plastische Formänderung behindert, der Riss muss die Einschlüsse umgehen. Dagegen wird die Grübchen- und Hohlraumbildung vor der Rissspitze bei größeren Spannungsintensitäten gefördert, so dass sich der Riss schneller ausbreiten kann. Dies erklärt auch die vergleichsweise größere Kerb- und Rissempfindlichkeit von höherfesten Stählen gegenüber niedrigfesten Stählen. Anhang C.1 enthält eine Zusammenstellung der Mittelwerte für C und m für niedrig- und höherfeste Stähle aus der Literatur.

8.3 Entwicklung rechnerischer *Wöhlerlinien*

8.3.1 Vorgehensweise

Auf Grundlage des oben beschriebenen mathematischen Modells erfolgt im Weiteren eine rechnerische Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit für die eigenen durchgeführten Ermüdungsversuche an Klein- und Großprüfkörpern aus Kapitel 6 mit Hilfe des Programms Mathcad [8.2]. Ziel ist es, den vorhandenen experimentellen Parameterbereich insbesondere für das UIT-Verfahren rechnerisch zu erweitern. Die Erweiterung erfolgt dabei am Konstruktionsdetail der Quersteife für die geometrischen Abmessungen und das Spannungsverhältnis R .

Die Berechnungen erfolgen dabei auf Basis von mittleren *Wöhlerlinien*. Es kann davon ausgegangen werden, dass die typischen Streuungen der Nahtgeometrie und mögliche Streuungen der eingebrachten Druckeigenstressungen bereits in den Versuchen vorhanden sind und damit anschließend in der statistischen Auswertung der Versuchsergebnisse in Kapitel 9 berücksichtigt werden. Andere wesentliche streuende Größen, die nicht in den Versuchen enthalten sind, wie z.B. die Streckgrenze bei Anwendung des UIT-Verfahrens werden dagegen bei der Herleitung des Bemessungsvorschlags in Kapitel 9 durch konservative Ansätze berücksichtigt.

8.3.2 Auswahl der Modellparameter

8.3.2.1 Geometriewerte

Für die Blechdicke t , Steifendicke s und Schweißnahtdicke a wurden bei der Verifizierung des mathematischen Modells die Mittelwerte aller vermessenen Prüfkörper unter Berücksichtigung der Stahlsorte angesetzt, siehe Tabelle 6.12. Der Schweißnahtanstiegswinkel wurde zu $\theta=45^\circ$ festgelegt. Da die Vermessung des Schweißnahtübergangs nur alle 10mm erfolgte, und damit an der versagenskritischen Stelle ungünstigere Kerbradien vorliegen können als der Mittelwert, wurden für den Schweißnahtübergang r Fraktilwerte ermittelt. Als Schweißnahtübergangsradius r wurde bei den Großprüfkörpern mit einer Breite von $b=160\text{mm}$ der 97,5%-Fraktilwert definiert. Es ergibt sich damit rechnerisch ein Schweißnahtübergangsradius von $r\approx 0\text{mm}$. Für die Kleinprüfkörper wurde aufgrund der 4-fach schmäleren Breite von $b=40\text{mm}$ der 90%-Fraktilwert aus den Messergebnissen verwendet, siehe Abschnitt 6.5.1.2. Die Eindrückungen infolge der Anwendung des UIT-Verfahrens wurden für alle Stahlsorten entsprechend der Messergebnisse nach Abschnitt 6.5.1.2 zu $e=0,1\text{mm}$ festgelegt.

8.3.2.2 Werkstoffeigenschaften

Für die Streckgrenze f_y , Zugfestigkeit f_u und Elastizitätsmodul E wurden für die Verifizierung des mathematischen Modells die Werkstoffkennwerte der Grundmaterialien entsprechend Anhang B.2 angesetzt. Für die Parametererweiterung wurden dagegen die charakteristischen Werte in Abhängigkeit der Blechdicke entsprechend Eurocode 3 [1.10], [1.12] angesetzt. Die Blechdickenabhängigkeit der Streckgrenze f_y und der Zugfestigkeit f_u wurden dabei berücksichtigt.

8.3.2.3 Eigenspannungen

Für die Großprüfkörper wurden als Schweißeigenstressungen die Mittelwerte der gemessenen Oberflächeneigenstressung $\sigma_{E,O,x}$ nach Abschnitt 6.5.2 in Abhängigkeit der Stahlsorte konstant über die Tiefe angenommen. Für die Kleinprüfkörper wurden diese Werte um 50% reduziert. Bei Anwendung des UIT-Verfahrens wurden die Druckeigenstressungen an der Oberfläche $\sigma_{E,O,x}$ einheitlich zu 75% der Streckgrenze entsprechend der Messergebnisse nach Abschnitt 6.5.2 festgelegt. Ab einer Tiefe von 2,5mm wurden die Schweißeigenstressungen angesetzt, siehe Abschnitt 7.3.2.2. Zwischen diesen beiden Bereichen wurde eine lineare Geradenverteilung angenommen. Dieser Ansatz der Eigenstressungen ist gegenüber den Messungen bzw. numerischen Berechnungen konservativ, siehe Bild 8.13, und führt daher zu einer Unterschätzung der Risswachstumsphase.

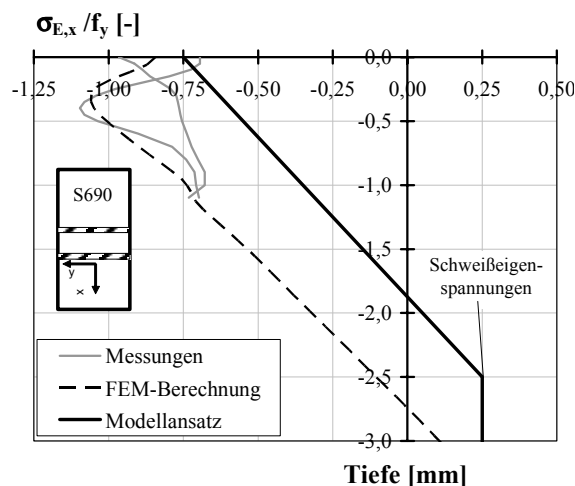


Bild 8.13: Ansatz der Eigenstressungen beim UIT-Verfahren

8.3.2.4 Phase der Rissentstehung

1) Beschreibung des Werkstoffverhaltens

Zur Beschreibung des zyklischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens und der Dehnungswöhlerlinie wurden die Werkstoffkennwerte des Uniform Material Law (UML) nach [6.1] und [6.2] angenommen. Das UML basiert auf dem Elastizitätsmodul E und der statischen Zugfestigkeit f_u des vorliegenden Werkstoffs, siehe Tabelle 8.2.

Tabelle 8.2: Mittlere Werkstoffkennwerte nach dem Uniform Material Law (UML) [6.2]

Werkstoffkennwerte nach dem Uniform Material Law (UML)		
Spannungs-Dehnungs-Verhalten	Dehnungswöhlerlinie	
$K' = 1,65 \cdot f_{uk}$	$\sigma' = 1,50 \cdot f_{uk}$	$\epsilon' = 0,59$
$n' = 0,15$	$b = -0,087$	$c = -0,58$

2) Kerbgrundbeanspruchungen

Die Ermittlung der Kerbwirkungszahlen K_f erfolgte auf Basis der 2-dimensionalen Finite Elemente Modelle aus Abschnitt 7.2.2 mit einem fiktiven Kerbradius r_{fik} entsprechend des Ansatzes von *Neuber* [6.8] nach Gl. (8.5). Der fiktive Kerbradius r_{fik} wurde durch eine Vergrößerung des tatsächlichen Kerbradius r um 1mm bestimmt. Die Berechnung der Spannungen und Dehnungen am Kerbgrund des Nahtübergangs erfolgte unter Berücksichtigung der Eigenspannungen mit Hilfe der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve nach Gl. (8.13).

3) Berücksichtigung der Mittelspannung

Der Einfluss der Mittelspannung wurde durch den Ansatz nach *Smith/Watson/Topper* [6.21] entsprechend Gl. (8.11) berücksichtigt.

4) Oberflächenbeschaffenheit

Der Eigenspannungszustand am Kerbgrund wird bereits durch die korrigierte *Neuber*-Hyperbel in Gl. (8.13) nach dem Ansatz von *Seeger* [6.24] berücksichtigt. Eine Oberflächenverfestigung wurde beim UIT-Verfahren aufgrund der bisherigen Untersuchungen mit einer geringfügigen Aufhärtung im oberflächennahen Bereich auf der sicheren Seite vernachlässigt, siehe Abschnitt 6.5.3. Eine Abminderung der Dauerfestigkeit für die Oberflächenrauigkeit erfolgte entsprechend Gl. (8.14) unter Anwendung der Ansätze aus [6.4]

8.3.2.5 Phase des Risswachstums

1) Risswachstumsmodell

Die Restlebensdauer vom Anriss bis zum Bruch wurde durch vollständige bzw. schwingspielweise Integration der Risswachstumsgleichung nach Gl. (8.31) bzw. Gl. (8.32) berechnet. Die rechnerischen Untersuchungen konzentrieren sich auf die Ermittlung von Ermüdungsfestigkeiten im Zeitfestigkeitsbereich. Es wurde daher der Schwellenwert ΔK_{th} vernachlässigt, da dieser hauptsächlich bei Berechnungen der Dauerfestigkeit einen großen Einfluss besitzt. Für die Kennwerte der Risswachstumsgleichung wurden die experimentell bestimmten Werte aus Abschnitt 6.5.4.5 mit einer festgelegten Steigung von $m=3$ für die Stahlsorten S355 und S460 bzw. $m=2,25$ für die Stahlsorte S690 verwendet. Wegen der zeitaufwändigen Berechnungen infolge der schwingspielweisen Integration wurden die rechnerische Lebensdauerabschätzungen nur an

Versuchen mit Blocklastfolgen aus Abschnitt 6.5.4 unter Berücksichtigung der Risschließens aus der plastischen Zone an der Risspitze nach Gl. (8.26) und (8.27) durchgeführt. Die Berechnung gesamter rechnerischer *Wöhlerlinien* erfolgte mit dem vereinfachten Ansatz des Risschließens nach Gl. (8.24) und (8.25).

2) Anfangsriß, Endriß und Risskonfiguration

Es wurde ein Anfangsriß von $a_0=0,1\text{mm}$ entsprechend der Empfehlung in [4.41] verwendet. Als Versagen wurde entweder eine Risstiefe von 70% in Blechdickenrichtung, eine Risslänge über die gesamte Blechbreite oder ein statisches Versagen des Restquerschnitts definiert. Das Halbachsenverhältnis wurde in Anlehnung an die Versuchsergebnisse in Abschnitt 6.5.4.5 für die im Schweißzustand belassenen Konstruktionsdetails konstant zu $a/c=0,1$ und für das UIT-Verfahren konstant zu $a/c=0,67$ gewählt.

3) Spannungskonzentrationsfaktoren

Die Ermittlung der für die Spannungsintensitätsfaktoren erforderlichen Geometriefunktion $F(a)$ erfolgte durch Überlagerung der Korrekturfunktionen $Y(a)$ mit $M_k(a)$ unter der Annahme eines halbelliptischen Risses. Die verwendeten Gleichungen sind im Anhang C.2 und C.3 angegeben.

8.3.3 Verifizierung des Rechenmodells

8.3.3.1 Im Schweißzustand belassene Konstruktionsdetails

Versuche mit Blocklastfolgen

Die Nachrechnung der Versuche mit Blocklastfolgen aus Abschnitt 6.5.4 zeigen, dass mit Hilfe des mathematischen Modells die Lebensdauer eines im Schweißzustand belassenen Konstruktionsdetails ohne Schweißnahtansatzstellen ausreichend abgeschätzt werden kann. Die Lebensdauern aus den Versuchen werden dabei um ca. 16-18% überschätzt, siehe Bild 8.14. Ursache hierfür ist vor allem eine zu große Anrisslebensdauer. Durch den doppellogarithmischen Maßstab der *Wöhlerlinien* liegen die Abweichungen für die Ermüdungsfestigkeit unter Zugrundelegung einer *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ allerdings nur bei ca. 5%. Eine ausreichende Übereinstimmung zwischen dem mathematischen Modell und den Versuchsergebnissen ist daher gegeben. Eine Berücksichtigung der plastischen Zone an der Risspitze hatte für diese im Schweißzustand belassenen Versuche wegen der Schweißbeigenspannungen keine Auswirkungen auf die errechneten Lebensdauern.

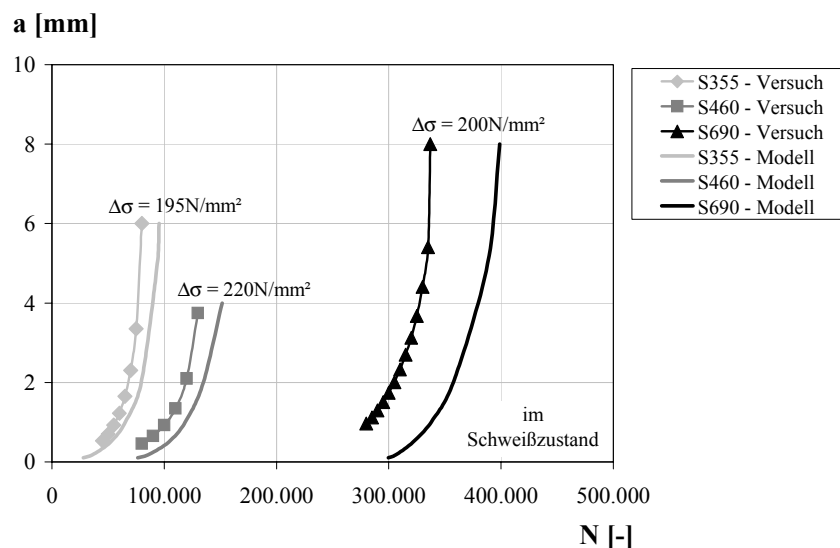


Bild 8.14: Vergleich zwischen Versuch und rechnerischer Lebensdauerabschätzung für im Schweißzustand belassene Konstruktionsdetails

Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen

Bei der Nachrechnung der Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen mit im Schweißzustand belasteten Prüfkörpern ohne Schweißnahtansatzstellen aus Abschnitt 6.3 konnte eine gute Übereinstimmung zwischen dem mathematischen Modell und den Versuchsergebnissen festgestellt werden, siehe Bild 8.15. Die Ergebnisse der rechnerischen *Wöhlerlinien* wurden dabei auf eine *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ angepasst.

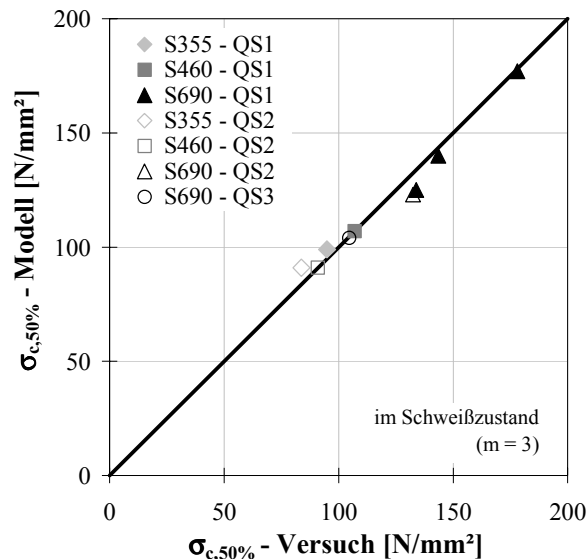


Bild 8.15: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ aus Versuchen und rechnerischen *Wöhlerlinien* für im Schweißzustand belassene Konstruktionsdetails

Die einzelnen rechnerischen *Wöhlerlinien* liegen im Zeitfestigkeitsbereich überwiegend im Streubereich der Versuchsergebnisse, siehe beispielhaft Bild 8.16. Eine zutreffende Dauerfestigkeit konnte allerdings mit dem Modell nicht ermittelt werden. Ursache hierfür ist, dass im Dauerfestigkeitsbereich der Anteil der Anrisslebensdauer an der Gesamtlebensdauer im Rahmen des mathematischen Modells überschätzt wird, siehe Bild 8.17. Es zeigt sich allerdings auch, dass sich bei Schweißverbindungen mit vorhandenen Schweißnahtansatzstellen die Anrisslebensdauer deutlich verringert, siehe Bild 8.17.

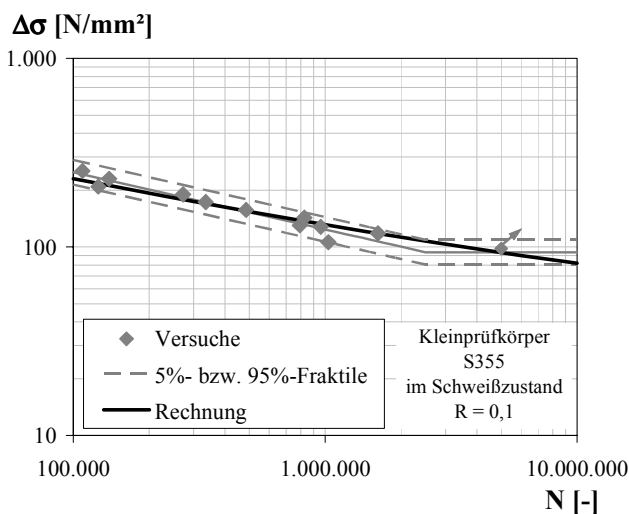


Bild 8.16: Gegenüberstellung zwischen Versuchsergebnisse und rechnerischer *Wöhlerlinie* (Kleinprüfkörper, S355, im Schweißzustand)

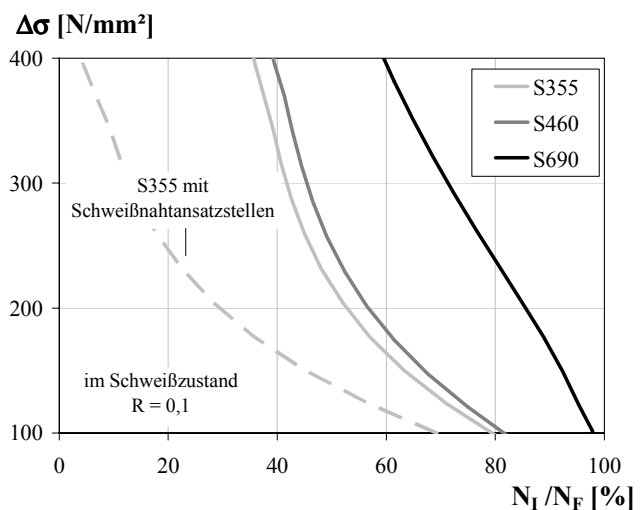


Bild 8.17: Prozentualer Anteil der Anrisslebensdauer an der Gesamtlebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich

8.3.3.2 Anwendung des UIT-Verfahrens

Versuche mit Blocklastfolgen

Für die Verifizierung des Modells bei Anwendung des UIT-Verfahrens steht aus der Versuchsreihe mit Blocklastfolgen aus Abschnitt 6.5.4 nur ein einziger Versuch mit Anriss in Blechmitte zur Verfügung. Für diesen Versuch aus der Stahlsorte S355 konnte die Lebensdauer mit Hilfe des mathematischen Modells unter Berücksichtigung des Risschließens aus der plastischen Zone an der Risspitze sehr gut rechnerisch abgeschätzt werden, siehe Bild 8.18. Die Abweichungen lagen dabei bei ca. 6%. Eine Gegenüberstellung zwischen rechnerischen und gemessenen Risswachstum war bei Risstiefen unter 1mm auf Grund fehlender Messergebnisse nicht möglich.

Ebenfalls konnte eine gute Überstimmung bei der Risswachstumsgeschwindigkeit $da/dN(\Delta K)$ zwischen Versuch und Modell festgestellt werden, siehe Bild 8.19. Hierbei ist bei der UIT-Anwendung auch im mathematischen Modell eine deutliche Reduktion der Risswachstumsgeschwindigkeit $da/dN(\Delta K)$ gegenüber dem Schweißzustand festzustellen, siehe Bild 8.19.

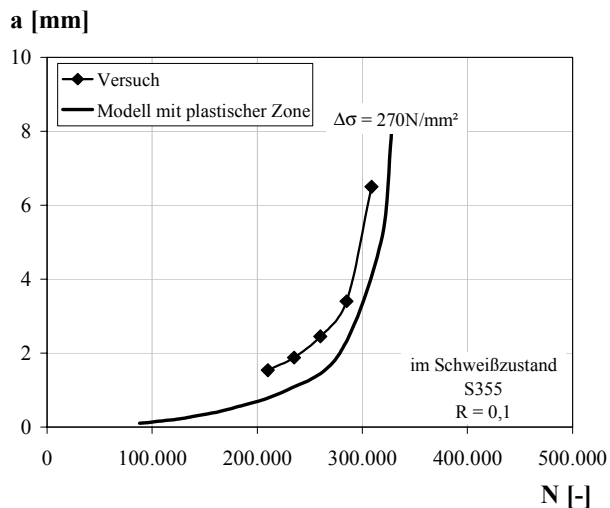


Bild 8.18: Vergleich zwischen Versuch und rechnerischer Lebensdauerabschätzung bei Anwendung des UIT-Verfahrens

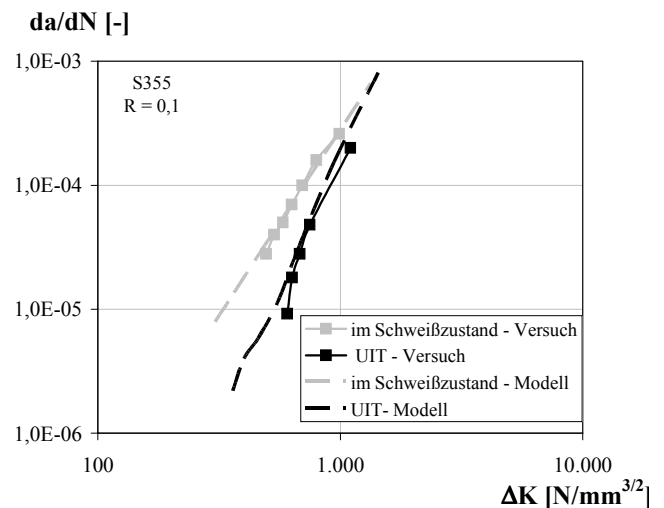


Bild 8.19: Vergleich der Risswachstumsgeschwindigkeit zwischen Versuch und mathematischem Modell bei Anwendung des UIT-Verfahrens

Die Vernachlässigung der Risschließeffekte aus der plastischen Zone an der Risspitze hatte bei Anwendung des UIT-Verfahrens deutliche Auswirkungen auf die rechnerische Lebensdauer, siehe Bild 8.20 und Bild 8.21. Die Abweichungen variieren dabei für die Beispielsrechnungen in Bild 8.20 und Bild 8.21 in Abhängigkeit der Stahlsorte und der Spannungsschwingbreite zwischen 11% und 34%. Die geringsten Abweichungen sind für die Stahlsorte S690 bei hohen Lastspielzahlen festzustellen.

Durch den doppellogarithmischen Maßstab der *Wöhlerlinien* liegen die Abweichungen der Ermüdungsfestigkeit unter Zugrundelegung einer *Wöhlerliniensteigung* von $m=5$ allerdings nur zwischen 2% und 6%. Eine ausreichende Überstimmung zwischen dem vereinfachten mathematischen Modell und den Versuchsergebnissen ist daher auch bei Anwendung des UIT-Verfahrens gegeben, siehe Bild 8.21.

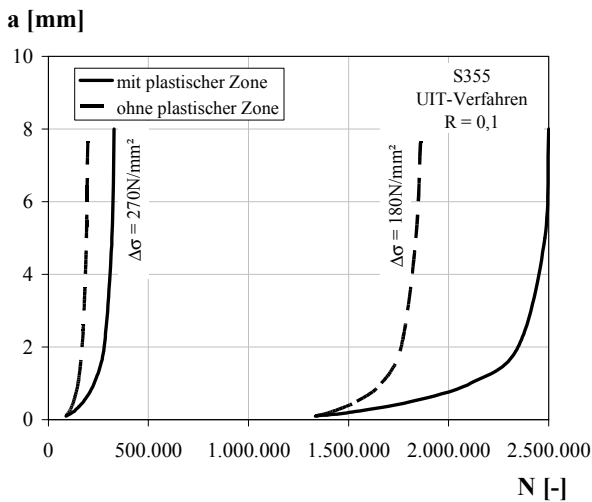


Bild 8.20: Vergleich unterschiedlicher Modelle zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung bei Anwendung des UIT-Verfahrens für die Stahlsorte S355

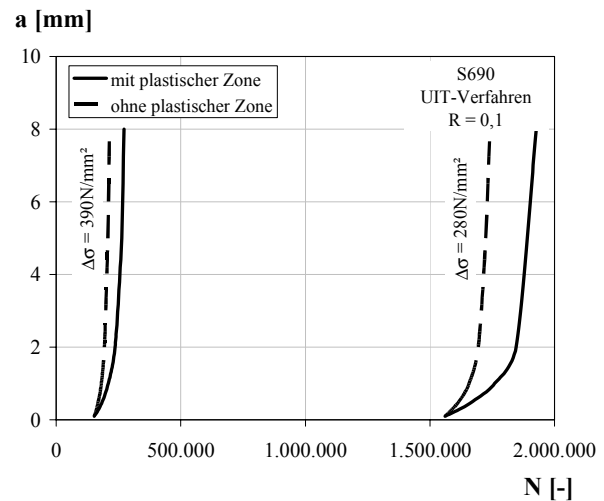


Bild 8.21: Vergleich unterschiedlicher Modelle zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung bei Anwendung des UIT-Verfahrens für die Stahlsorte S690

Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen

Für die Nachrechnungen der Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen bei Anwendung des UIT-Verfahrens nach Abschnitt 6.3 konnte ebenfalls eine gute Übereinstimmung zwischen mathematischem Modell und den Versuchsergebnissen festgestellt werden. Eine Zusammenfassung der Ergebnisse der rechnerischen *Wöhlerlinien* und der Versuchsergebnisse ist unter Zugrundelegung einer *Wöhlerliniensteigung* von $m=5$ in Bild 8.22 gegeben.

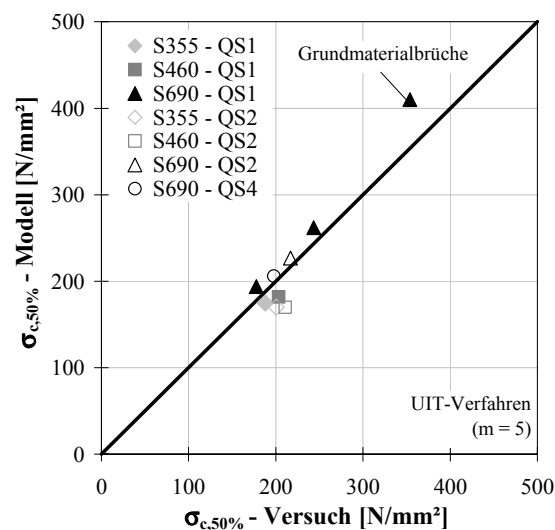


Bild 8.22: Vergleich der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ aus Versuchen und rechnerischen *Wöhlerlinien* bei Anwendung des UIT-Verfahrens

Die rechnerischen *Wöhlerlinien* liegen dabei auch hier im Zeitfestigkeitsbereich überwiegend im Streubereich der Versuchsergebnisse, siehe beispielhaft Bild 8.23. Für den Dauerfestigkeitsbereich konnte auch beim UIT-Verfahren keine zutreffenden Ergebnisse ermittelt werden. Es ist allerdings festzustellen, dass im Zeitfestigkeitsbereich die Lebensdauererhöhung nicht nur auf eine Verlängerung der Anrisslebensdauer sondern auch auf eine Verlängerung der Rissfortschrittslebensdauer zurückzuführen ist.

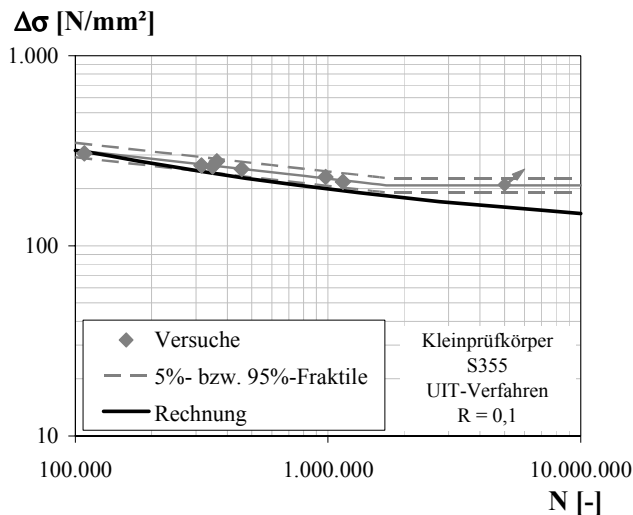


Bild 8.23: Gegenüberstellung zwischen Versuchsergebnisse und rechnerischer Wöhlerlinie (Kleinprüfkörper, S355, UIT-Verfahren)

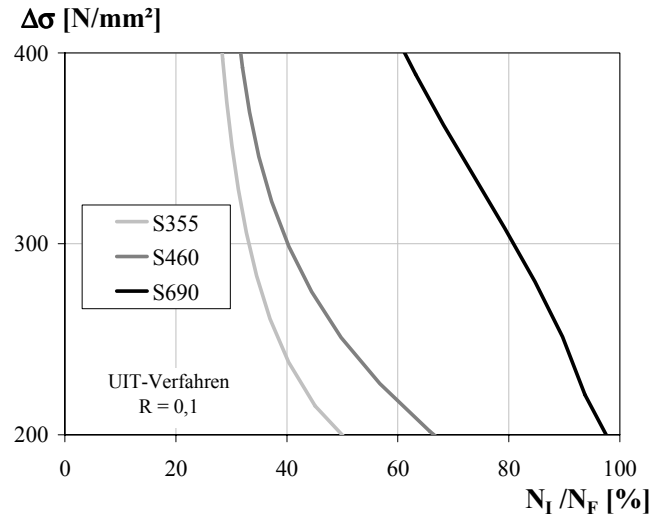


Bild 8.24: Prozentualer Anteil der Anrisslebensdauer an der Gesamtlebensdauer im Zeitfestigkeitsbereich

8.3.4 Erweiterung des experimentellen Parameterbereichs

8.3.4.1 Einfluss der geometrischen Abmessungen

Im Folgenden erfolgt eine rechnerische Erweiterung der experimentellen Untersuchungen zur Anwendung des UIT-Verfahrens auf andere geometrische Abmessungen auf Grundlage des mathematischen Modell aus Abschnitt 8.3.2. Der Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ wird dabei durch die Angabe eines Korrekturfaktors k_L wie folgt angegeben:

$$k_L = \frac{\Delta\sigma_c}{\Delta\sigma_{c,Ref}} \quad (8.33)$$

Als Referenzwert wurde die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,Ref}$ des Referenzprüfkörpers mit den Nennabmessungen entsprechend Bild 7.4 in Abschnitt 7.2.2.3 festgelegt. Für die Berechnung der Ermüdungsfestigkeiten wurden für die Werkstoffeigenschaften die charakteristische Werte aus den Anwendungsnormen entsprechend [1.10], [1.12] verwendet, um den Blechdickeneinfluss auf die Streckgrenze zu berücksichtigen. Die Eigenspannungen wurden auch bei größeren Blechdicken zu 75% der Streckgrenze entsprechend den numerischen Ergebnissen in Abschnitt 7.3.2.3 angesetzt.

In Bild 8.25 sind die Korrekturfaktoren k_L für unterschiedliche Abstände der Schweißnahtfußpunkte L in Abhängigkeit der Blechdicke t angegeben. Bei einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L=24\text{mm}$ ergibt sich für größere Blechdicken t ein Korrekturfaktor von $k_L=0,89$. Die entsprechenden Korrekturfaktoren k_L für größere Abstände der Schweißnahtfußpunkte L können ebenfalls Bild 8.25 entnommen werden. Der Sprung bei 50mm ist auf die Änderung der charakteristischen Streckgrenze zurückzuführen. Es kann außerdem festgestellt werden, dass sich die Korrekturfaktoren k_L geringfügig zu den Korrekturfaktoren aus den Kerbfaktoren K_t aus Bild 7.12 in Abschnitt 7.2.2.3 unterscheiden, siehe Bild 8.26. Es zeigt sich allerdings, dass die Abweichungen zur Blechdickenkorrektur nach *Gurney* [4.48], siehe Gl. (5.1) in Abschnitt 5.7, im Vergleich zur Blechdickenkorrektur nach dem Kerbspannungskonzept abnehmen. Insbesondere bei Anwendung des UIT-Verfahrens besteht daher größtenteils auf der sicheren Seite liegend die Möglichkeit, den Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang der Quersteife zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit entsprechend der Vorgehensweise beim Kerbspannungskonzept zu verwenden.

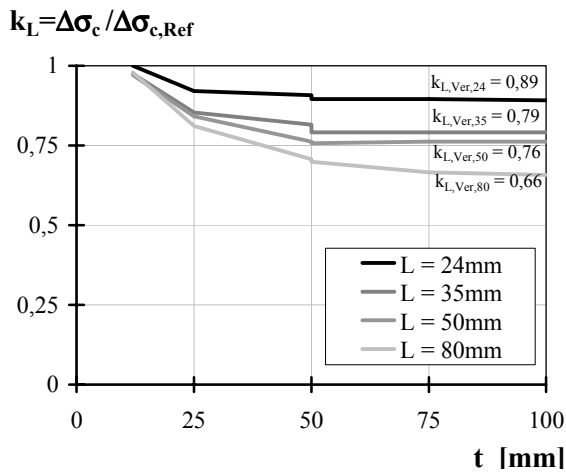


Bild 8.25: Rechnerische Abminderungsfaktoren k_L für die Ermüdungsfestigkeit (UIT-Verfahren)

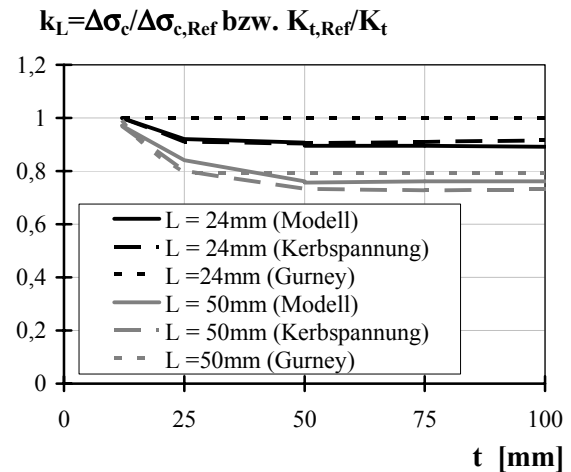


Bild 8.26: Vergleich der Abminderungsfaktoren k_L für die Ermüdungsfestigkeit (UIT-Verfahren)

8.3.4.2 Mittelspannungseinfluss

Die Erweiterung des Parameterbereichs der experimentellen Untersuchungen für das Spannungsverhältnis R ist in Bild 8.27 gegeben. Grundlage hierfür bildet wiederum das vereinfachte mathematische Modell aus Abschnitt 8.3.2.

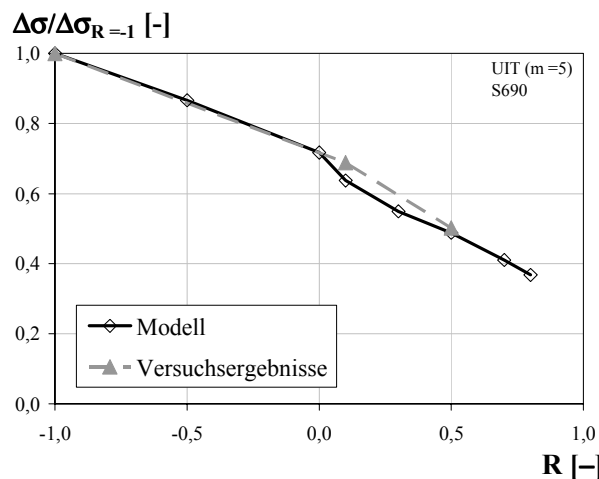


Bild 8.27: Einfluss des Spannungsverhältnisses auf die Ermüdungsfestigkeit aus Versuch und Modell (S690)

8.4 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde ein mathematisches Modell zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung für das UIT-Verfahren unter Berücksichtigung der Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase entwickelt. Mit Hilfe des mathematischen Modells konnten die eigenen Versuchsergebnisse im Zeitfestigkeitsbereich sehr gut abgebildet und deren Parameterbereich rechnerisch erweitert werden. Eine genaue Abbildung des Dauerfestigkeitsbereichs war mit dem entwickelten Modell nicht möglich. Zusammenfassend konnte festgestellt werden, dass bei Anwendung des UIT-Verfahrens der Anteil der Rissentstehungsphase bis zum definierten technischen Anriss gegenüber der Rissfortschrittsphase überwiegt und damit die Möglichkeit besteht, näherungsweise den Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang der Quersteife zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit entsprechend der Vorgehensweise beim Kerbspannungskonzept verwenden zu können.

9 Überprüfung und Erweiterung bestehender Nachweisverfahren

9.1 Übersicht

Im Rahmen einer statistischen Auswertung der vorhandenen und eigenen experimentellen Untersuchungen aus Kapitel 5 und 6 erfolgt in diesem Kapitel eine Überprüfung der bereits bestehenden Regelungen für das Nennspannungskonzept für die im Schweißzustand belassene Quersteife sowie für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen.

Im Weiteren werden für das Nennspannungskonzept statistisch abgesicherte Erhöhungsfaktoren für die Ermüdungsfestigkeit bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens Ultrasonic Impact Treatment (UIT) auf Grundlage der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse am Konstruktionsdetail der Quersteife in Kapitel 6 und der numerischen Ergebnisse aus Kapitel 7 und 8 hergeleitet.

9.2 Konstruktionsdetail im Schweißzustand belassen

9.2.1 Allgemeines

Nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] wird das Konstruktionsdetail der Quersteife beim Nennspannungskonzept in die Kerbgruppe 80 mit einer *Wöhler*liniensteigung von $m=3$ unabhängig vom Spannungsverhältnis R und der Streckgrenze f_y eingestuft, siehe Abschnitt 3.5.2.

Die Überprüfung dieser Einstufung erfolgt auf Grundlage einer statistischen Auswertung nach Eurocode 3 mit einer festgelegten *Wöhler*liniensteigung von $m=3$, siehe Anhang A. Eine Auswertung wird dabei für die eigenen und bestehenden Kleinprüfkörper- und Bauteilversuchsreihen mit Blech- und Steifendicken bis 25mm durchgeführt, wenn die Versuchsreihen im Regelfall aus mindestens 10 verwertbaren Versuchen bestehen. Darüber hinaus erfolgt zusätzlich eine gemeinsame statistische Auswertung, bei der alle Versuche innerhalb einer Kategorie aus Tabelle 5.1 berücksichtigt werden, siehe Abschnitt 5.3. Eine Unterteilung hinsichtlich der Streckgrenze f_y erfolgt dabei nicht. In den einzelnen Diagrammen werden die Versuche allerdings in Abhängigkeit der Streckgrenze gekennzeichnet. Die Kennzeichnung S355 wird dabei für Stahlsorten mit einer charakteristischen Streckgrenze von $f_y < 420 \text{ N/mm}^2$, die Kennzeichnung S460 für Stahlsorten mit einer charakteristischen Streckgrenze von $f_y = 420\text{-}600 \text{ N/mm}^2$ und die Kennzeichnung S690 für Stahlsorten mit einer charakteristischen Streckgrenze von $f_y > 600 \text{ N/mm}^2$ verwendet.

9.2.2 Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen

Ergebnisse aus Kleinprüfkörperversuchen können nach [4.27] für Bauteile mit hohen Eigenspannungen herangezogen werden, wenn die Versuchsdurchführung bei einer Oberspannung im Bereich der Streckgrenze f_y erfolgt. Die Überprüfung der Kerbgruppe 80 für das Konstruktionsdetail der Quersteife erfolgt daher auf Grundlage der eigenen und bestehenden Kleinprüfkörperversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R \approx 0,5$.

Auf Grundlage der gemeinsamen Auswertung aller vorhandenen Versuche mit einem Spannungsverhältnis von $R \approx 0,5$ kann eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_e = 86 \text{ N/mm}^2$ ermittelt werden, siehe Tabelle 9.1 und Bild 9.1. Die Einordnung des Konstruktionsdetails der Quersteife in Kerbgruppe 80 nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] kann damit bestätigt werden. In einer getrennten Auswertung einzelner Versuchsreihen kann die Regelung in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] ebenfalls bestätigt werden, siehe Bild 9.2.

Tabelle 9.1: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen nach Eurocode 3 ($t \leq 25\text{mm}$)

Prüfkörper	Streckgrenze	Spannungsverhältnis	Wöhlerliniensteigung	Anzahl an Versuchen	Ermüdungsfestigkeit		
	f_y [N/mm ²]	R [-]	m [-]	n [-]	Mittelwert $\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	charakt. Wert $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Streuung $\Delta\sigma_{c,50\%}/\Delta\sigma_c$ [-]
Kleinprüfkörper	alle	0,4-0,6	3	123	110	86	1,29

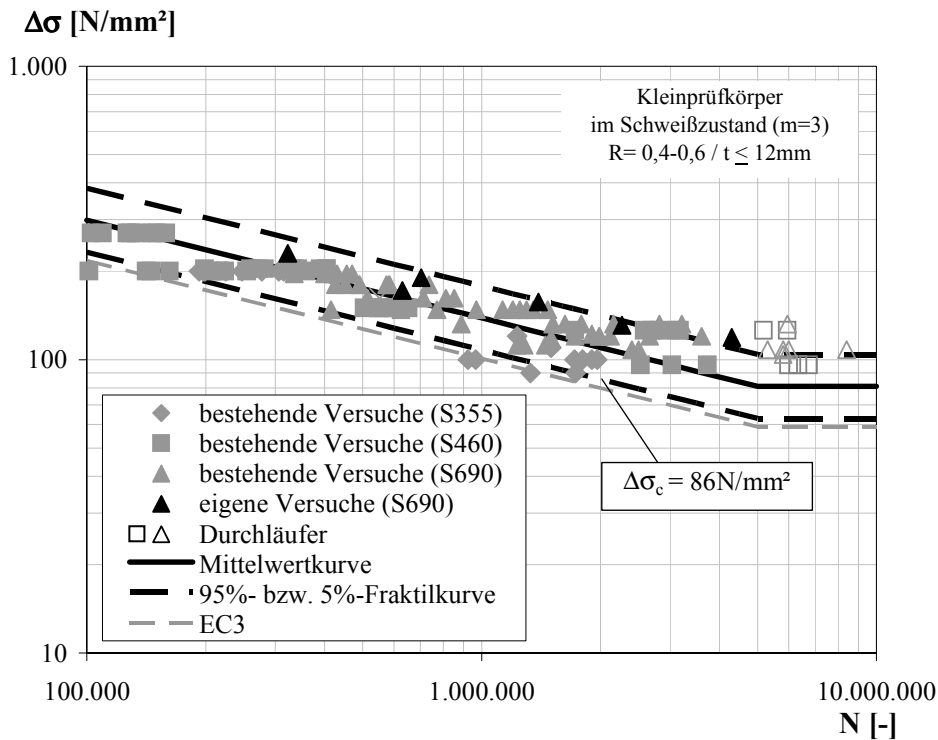


Bild 9.1: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen nach Eurocode 3

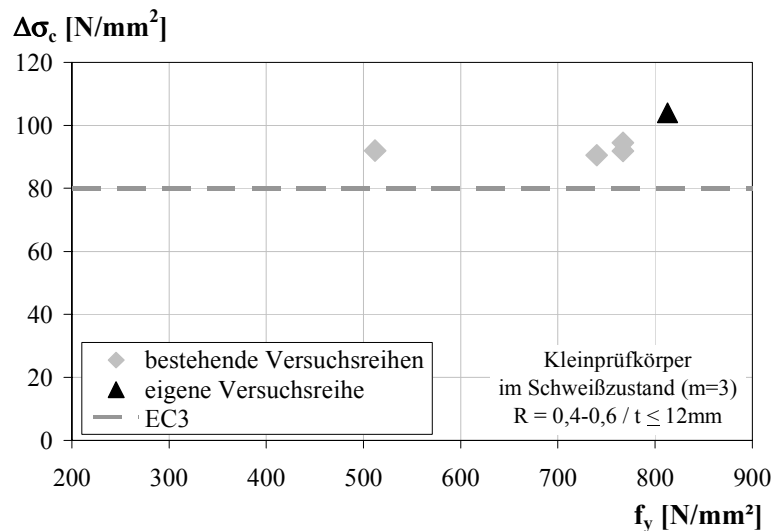


Bild 9.2: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuchsreihen nach Eurocode 3

9.2.3 Auswertung von Trägerversuchen

Die statistische Auswertung der Trägerversuche mit im Schweißzustand belassenen Querstreifen erfolgt getrennt für die Spannungsverhältnisse von $R=-1$, $R\approx 0$ und $R\approx 0,4$, siehe Tabelle 9.2. Die maximalen Blechdicken der Versuchskörper liegen bei $t=30\text{mm}$.

Tabelle 9.2: Statistische Auswertung von Trägerversuchen nach Eurocode 3 ($t\leq 30\text{mm}$)

Prüfkörper	Streckgrenze	Spannungsverhältnis	Wöhlerliniensteigung	Anzahl an Versuchen	Ermüdungsfestigkeit		
					Mittelwert	charakt. Wert	Streuband
	f_y [N/mm ²]	R [-]	m [-]	n [-]	$\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,50\%}/\Delta\sigma_c$ [-]
Bauteile	alle	-1	3	12	152	119	1,27
		0-0,2		80	115	83	1,38
		0,3-0,5		16	111	88	1,26

Auf Grundlage der gemeinsamen statistischen Auswertung aller vorhandenen Versuche mit einem Spannungsverhältnis von $R\approx 0$ bzw. $R\approx 0,4$ kann die Einordnung des Konstruktionsdetails der Querstreife in Kerbgruppe 80 mit charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten von $\Delta\sigma_c=83\text{N/mm}^2$ bzw. $\Delta\sigma_c=88\text{N/mm}^2$ bestätigt werden, siehe Bild 9.3 und 9.4. Außerdem zeigt sich für den Schwellbereich, dass die Ermüdungsfestigkeit unabhängig von der Mittelspannung ist. Für die Bauteilversuche mit einer Wechselbeanspruchung von $R=-1$ kann bei der Auswertung dagegen eine deutlich höhere Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=119\text{N/mm}^2$ festgestellt werden, siehe Bild 9.5. Das Ergebnis beruht allerdings auf nur einer bestehenden Versuchsreihe mit 10 Versuchen [4.60] (Ergebnisse veröffentlicht in [4.52]), sowie den beiden eigenen Versuchen aus Abschnitt 6.4.2.

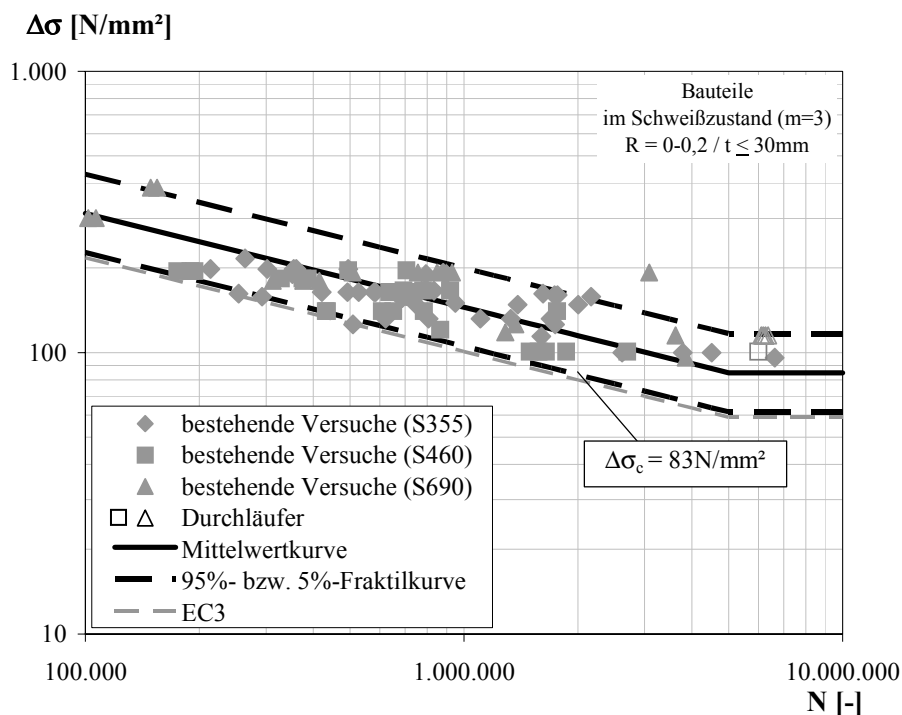


Bild 9.3: Statistische Auswertung von Trägerversuchen nach Eurocode 3 ($R\approx 0$)

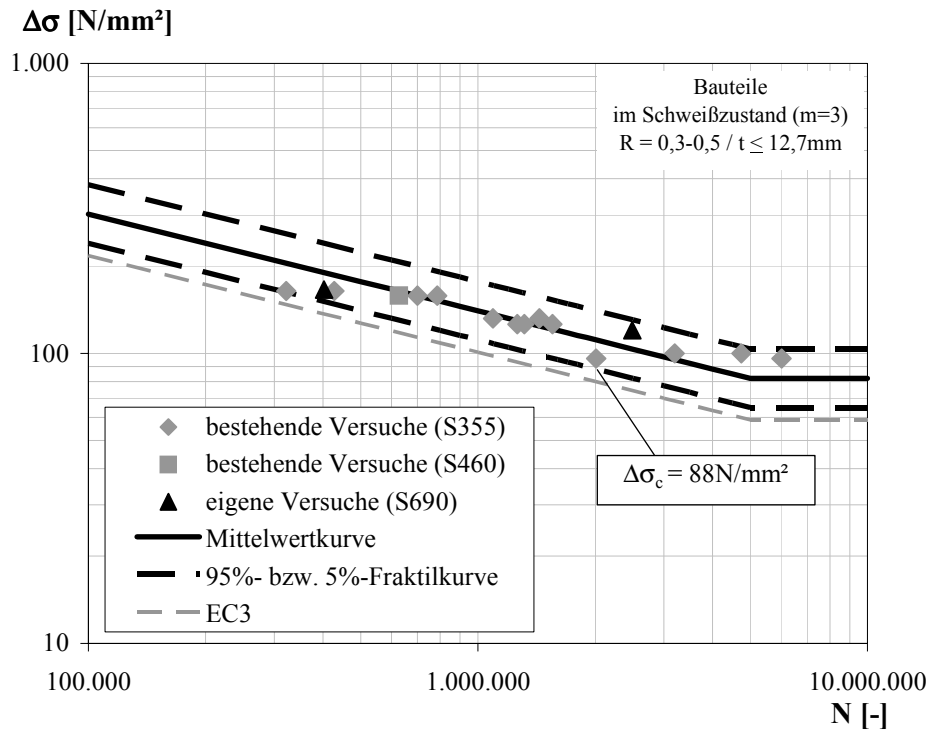


Bild 9.4: Statistische Auswertung von Trägerversuchen nach Eurocode 3 ($R \approx 0,4$)

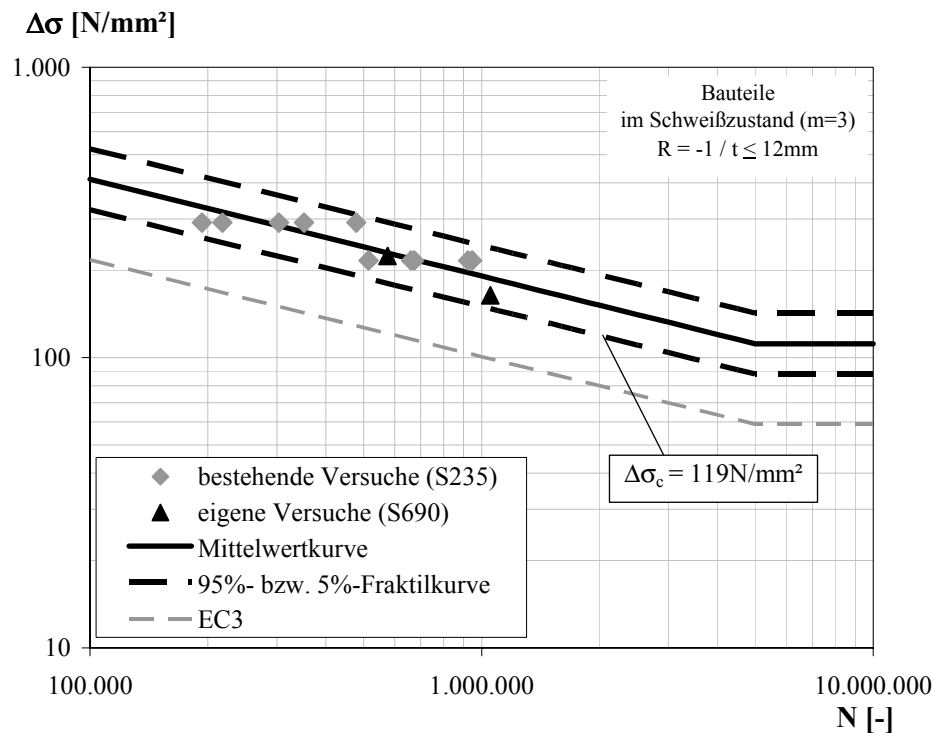


Bild 9.5: Statistische Auswertung von Trägerversuchen nach Eurocode 3 ($R = -1$)

Bei der getrennten Auswertung der einzelnen Versuchsreihen liegt eine Versuchsreihe mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c = 74\text{N/mm}^2$ unterhalb der Kerbgruppe 80. Die anderen Versuchsreihen können allerdings die Einstufung in Kerbgruppe 80 entsprechend Eurocode 3 [1.2] bestätigen, siehe Bild 9.6.

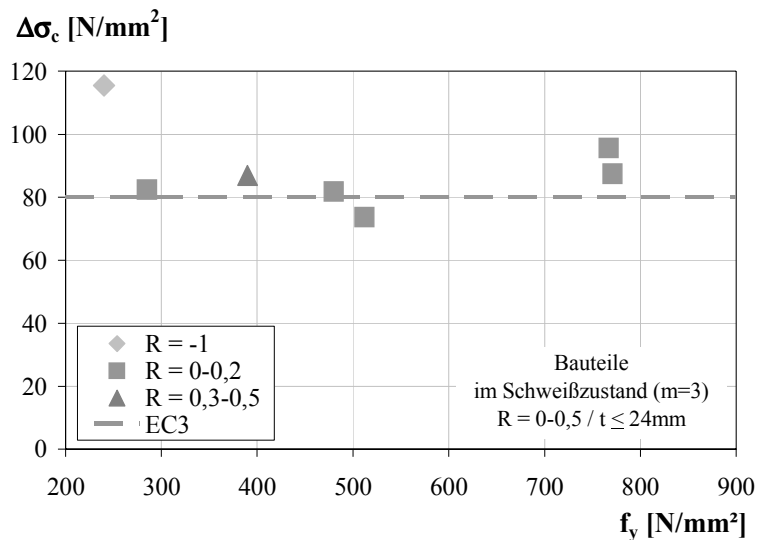


Bild 9.6: Statistische Auswertung von Trägerversuchsreihen nach Eurocode 3

9.2.4 Zusammenfassung

Auf Grundlage der statistischen Auswertung der bestehenden und eigenen Kleinprüfkörper- und Trägerversuche konnte die Einstufung des Konstruktionsdetails der Quersteife in Kerbgruppe 80 nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] bestätigt werden. Zum Einfluss der Blech- und Steifendicken auf die Ermüdungsfestigkeit am Konstruktionsdetail der Quersteife wird auf Abschnitt 5.7 verwiesen.

9.3 WIG-Aufschmelzen

9.3.1 Allgemeines

Empfehlungen für die Bewertung der Ermüdungssicherheit nach dem Nennspannungskonzept sind für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen in einer IIW-Empfehlung von *Haagensen* und *Maddox* [5.10] gegeben. Es wird darin empfohlen, die Ermüdungsfestigkeit von geschweißten Konstruktionsdetails mit Anrissbeginn am Nahtübergang bei niedrigfesten Stähle um 30% und bei höherfesten Stählen um 50% bis maximal auf die Kerbgruppe 100 zu erhöhen. Bei Anwendung der IIW-Empfehlung [5.10] auf das Konstruktionsdetail der Quersteife ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=100\text{N/mm}^2$ unabhängig von der Streckgrenze der Stahlsorte, siehe Abschnitt 4.4.6. Eine Änderung der *Wöhler*liniensteigung von $m=3$ ist dabei nicht vorzunehmen. Bei der systematischen Auswertung der bereits bestehenden Versuche in Abschnitt 5.5 konnte diese Vorgabe mit einer durchschnittlichen *Wöhler*liniensteigung von $m=3,7$ auch näherungsweise bestätigt werden.

Die Überprüfung dieser Empfehlung für das Konstruktionsdetail der Quersteife erfolgt entsprechend der Vorgehensweise in Abschnitt 9.2.1 auf Grundlage einer statistischen Auswertung nach Eurocode 3 mit einer festgelegten *Wöhler*liniensteigung von $m=3$, siehe Anhang A. Eine Auswertung wird für die eigenen und bestehenden Kleinprüfkörper- und Bauteilversuchsreihen durchgeführt, wenn die Versuchsreihen aus mindestens 6 verwertbaren Versuchen bestehen. Darüber hinaus erfolgt auch für das WIG-Aufschmelzen eine gemeinsame statistische Auswertung, bei der alle Versuche innerhalb einer Kategorie aus Tabelle 5.1 berücksichtigt werden.

9.3.2 Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen

Die statistische Auswertung der Kleinprüfkörperversuche bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen am Konstruktionsdetail der Quersteife erfolgt aufgrund der großen Anzahl an bestehenden Versuchsreihen für das Spannungsverhältnis von $R=0,2$. Die maximalen Blechdicken liegen bei $t=16\text{mm}$, der maximale Abstand der Schweißnahtfußpunkte liegt, soweit er aus den Literaturangaben ermittelbar ist, bei ca. $L=42\text{mm}$.

Auf Grundlage der gemeinsamen Auswertung aller vorhandenen Kleinprüfkörperversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ kann eine Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{c,KP}=149\text{N/mm}^2$ ermittelt werden, siehe Tabelle 9.3 und Bild 9.7.

Tabelle 9.3: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuchen für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3 ($t \leq 16\text{mm}$)

Prüfkörper	Streckgrenze	Spannungsverhältnis	Wölb- linien- steigung	Anzahl an Versuchen	Ermüdungsfestigkeit		
	f_y [N/mm ²]				Mittelwert	charakt. Wert	Streuband
	R	m	n	$\Delta\sigma_{c,KP,50\%}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,KP}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_{c,50\%}/\Delta\sigma_c$ [-]	
Kleinprüfkörper	alle	0,1	3	132	201	149	1,35
	< 420			13	208	124	1,68
	420-600			41	202	148	1,36
	>600			78	192	128	1,50

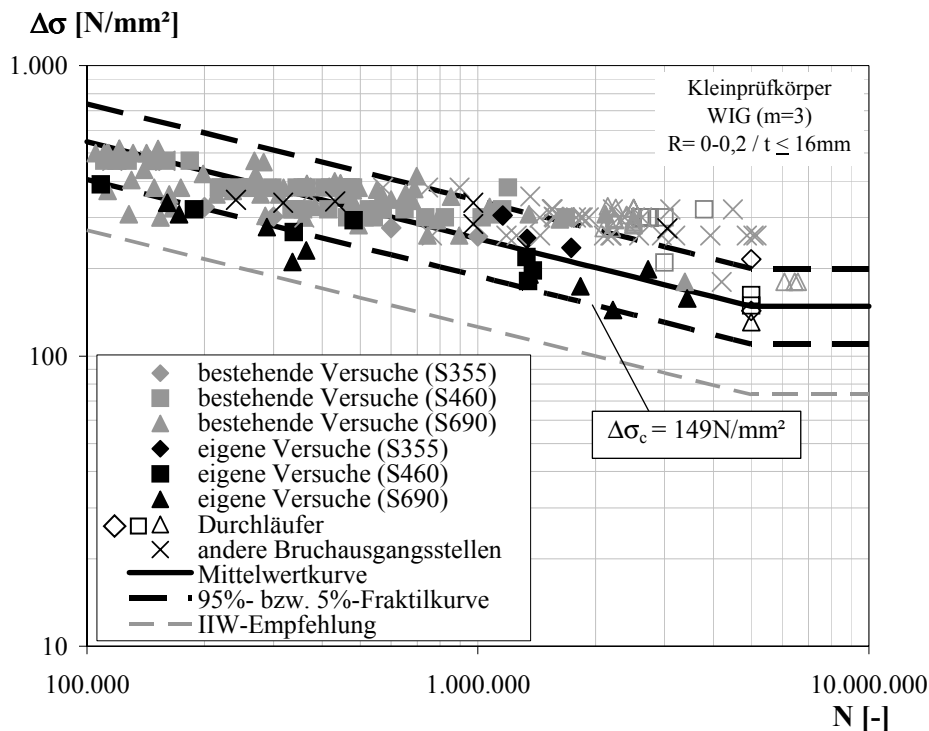


Bild 9.7: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuche für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3

Bei der systematischen Auswertung der bestehenden Versuchsreihen konnte bei den Trägerversuchen und Anwendung des WIG-Aufschmelzens eine um ca. 30-35% geringere Ermüdungsfestigkeit als bei den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchen bei einem Spannungsverhältnis von $R=0$ ermittelt werden, siehe Abschnitt 5.8. Wird diese Abminderung auf die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Kleinprüfkörperversuche $\Delta\sigma_{c,KP}$ zur Berücksichtigung der Prüfkörpergröße angesetzt, ergibt sich eine reduzierte charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=104\text{N/mm}^2$. Die IIW-Empfehlung [5.10] mit der Kerbgruppe 100 für die Anwendung des Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen am Konstruktionsdetail der Quersteife kann damit für die Kleinprüfkörperversuche für das Spannungsverhältnis von $R\approx 0$ bestätigt werden. Bei der getrennten Auswertung der einzelnen Versuchsreihen lagen die Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,KP}$ bei allen ausgewerteten Versuchsreihen über der Kerbgruppe 100, siehe Bild 9.8.

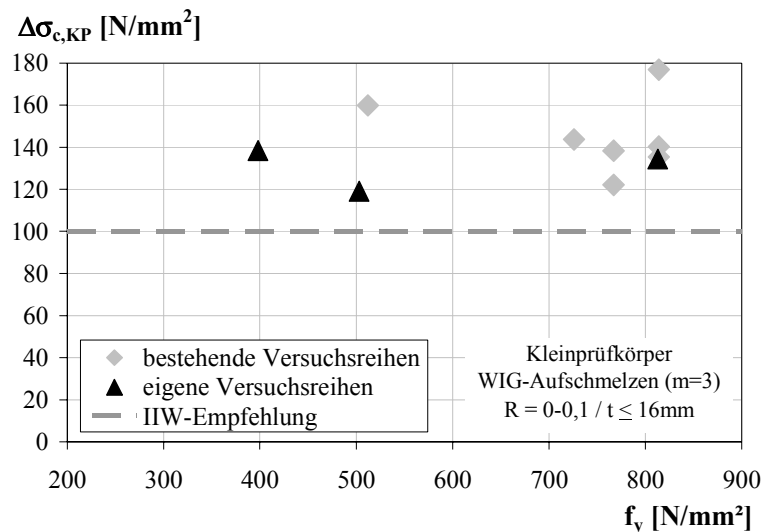


Bild 9.8: Statistische Auswertung von Kleinprüfkörperversuchsreihen für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3

9.3.3 Auswertung von Trägerversuchen

Die statistische Auswertung der Trägerversuche für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen am Konstruktionsdetail der Quersteife erfolgt für das Spannungsverhältnis von $R=0,1$ und $R=0,4$. Die Versuche wurden ausschließlich von *Minner* [5.3] durchgeführt. Die maximalen Blechdicken liegen bei $t=24\text{mm}$, der maximale Abstand der Schweißnahtfußpunkte liegt bei allen Versuchen bei ca. $L=22\text{mm}$.

Auf Grundlage der gemeinsamen statistischen Auswertung aller vorhandenen Versuche bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ kann die IIW-Empfehlung [5.10] mit der Kerbgruppe 100 für die Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen am Konstruktionsdetail der Quersteife mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=97\text{N/mm}^2$ annähernd bestätigt werden, siehe Bild 9.9 und Tabelle 9.4. Bei der Auswertung wurden Brüche an anderen Ausgangsstellen als am Schweißnahtübergang des Konstruktionsdetails der Quersteife ebenfalls berücksichtigt, wenn die erreichte Lastwechselzahlen unter 5 Millionen lagen.

Bei der getrennten Auswertung der einzelnen Versuchsreihen liegt eine Versuchsreihe mit einer charakteristischen Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_c=89\text{N/mm}^2$ unterhalb der Kerbgruppe 100. Die anderen drei Versuchsreihen können die IIW-Empfehlung allerdings wiederum bestätigen, siehe Bild 9.10.

Tabelle 9.4: Statistische Auswertung von Trägerversuchen für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3 ($t \leq 24\text{mm}$)

Prüfkörper	Streckgrenze	Spannungsverhältnis	Wöhlerliniensteigung	Anzahl an Versuchen	Ermüdungsfestigkeit		
	f_y [N/mm ²]	R [-]	m [-]	n [-]	Mittelwert $\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	charakt. Wert $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Streuband $\Delta\sigma_{c,50\%}/\Delta\sigma_c$ [-]
Bauteile	alle	0,1	3	38	146	97	1,51

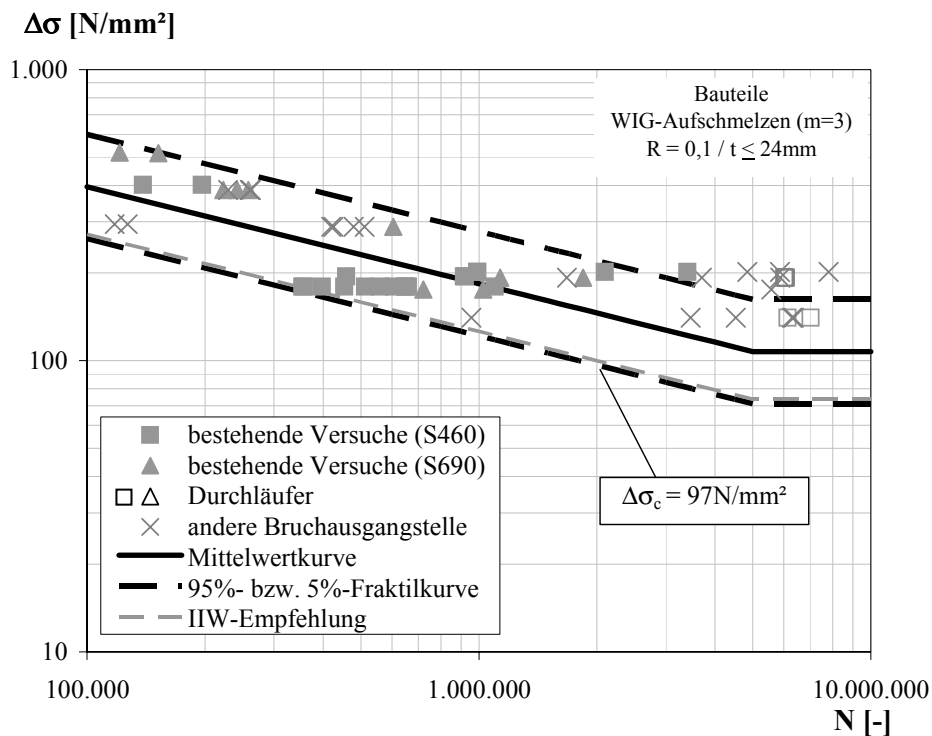


Bild 9.9: Statistische Auswertung von Trägerversuchen für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3

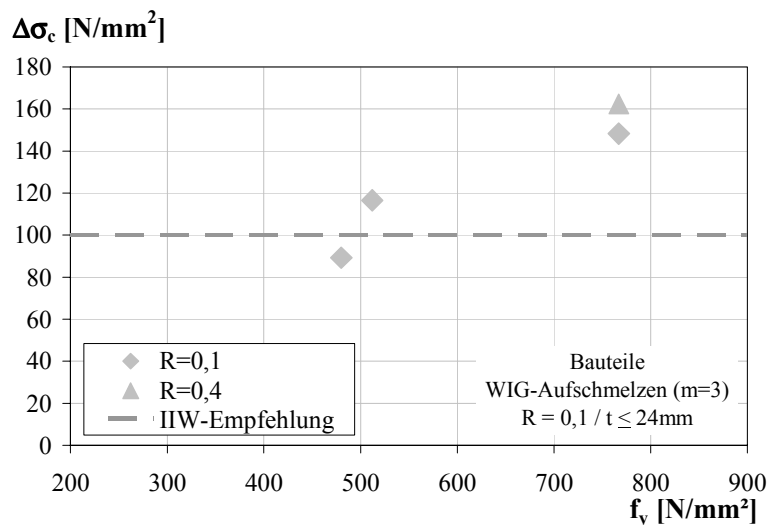


Bild 9.10: Statistische Auswertung von Trägerversuchsreihen für das Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen nach Eurocode 3

9.3.4 Zusammenfassung

Auf Grundlage der statistischen Auswertung von Kleinprüfkörper- und Trägerversuchen konnte die IIW-Empfehlung [5.10] für die Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzen am Konstruktionsdetail der Quersteife mit Kerbgruppe 100 bestätigt werden.

9.4 UIT-Verfahren

9.4.1 Allgemeines

Im Folgenden werden statistisch abgesicherte Erhöhungsfaktoren für das Nennspannungskonzept bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens Ultrasonic Impact Treatment (UIT) am Konstruktionsdetail der Quersteife hergeleitet. Grundlage bilden die eigenen experimentellen Versuchsergebnisse in Kapitel 6 und die numerischen Ergebnisse aus Kapitel 7 und 8.

9.4.2 Vorgehensweise

Als Basiswert dient für den Bemessungsvorschlag die Einordnung des Kerbdetails in die Kerbgruppe 80 entsprechend Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2]. Die *Wöhler*liniensteigung wurde allerdings zu $m=5$ festgelegt, weil somit zum Einen die flacheren *Wöhler*liniensteigungen aus den experimentellen Untersuchungen mit Werten zwischen $m=5-14$ berücksichtigt werden und zum Anderen der Wert $m=5$ im Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] bereits für unterschiedliche Kerbdetails wie z.B. für Schubspannungen oder das Grundmaterial Anwendung findet.

Grundlage für den Bemessungsvorschlag bildet eine statistische Auswertung der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse aus Kapitel 6 nach Eurocode 3, siehe Anhang A. Als wesentliche Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeitsverbesserung durch die Anwendung des UIT-Verfahrens zeigten sich die folgenden Einflussgrößen, die auch im Rahmen des Bemessungsvorschlags durch die Angabe von Korrekturfaktoren berücksichtigt werden:

- Streckgrenze f_y , siehe Abschnitt 6.3.2.2,
- Spannungsverhältnis R , siehe Abschnitt 6.3.2.4,
- Abstand der Schweißnahtfußpunkte L , siehe Abschnitt 8.3.4.1.

Der Aufbau des Bemessungsvorschlags lautet daher wie folgt:

$$\Delta\sigma_{c,\text{kor}} = k_f \cdot k_L \cdot k_R \cdot \Delta\sigma_c \quad (9.1)$$

mit

k_f Korrekturfaktor für die Streckgrenze f_y

k_R Korrekturfaktor für das Spannungsverhältnis R

k_L Korrekturfaktor für den Abstand der Schweißnahtfußpunkte L

9.4.3 Auswertung der Versuchsergebnisse

Als Basisgröße des Bemessungsvorschlags werden die eigenen Trägerversuche mit dem Spannungsverhältnis von $R=0,5$ aus Abschnitt 6.4.3 verwendet, da bei diesen die Übertragbarkeit auf reale Konstruktionen in der Baupraxis gegeben ist. Bei der statistischen Auswertung der Trägerversuche konnte mit einer festgelegten *Wöhler*liniensteigung von $m=5$ eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit von $\Delta\sigma_{c,\text{ver}}=121\text{N/mm}^2$ ermittelt werden, siehe Bild 9.11 und Tabelle 9.5. Der Versuch mit der Bruchausgangsstelle an der Lasteinleitungsstelle wurde bei der Auswertung berücksichtigt.

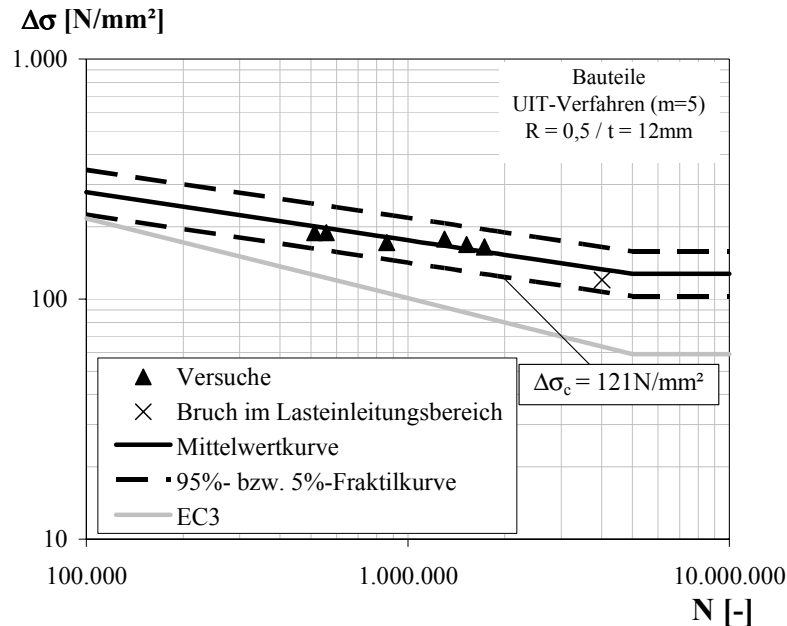


Bild 9.11: Statistische Auswertung der eigenen Trägerversuche für das UIT-Verfahren nach Eurocode 3 ($R=0,5$, $t=12\text{mm}$)

In Tabelle 9.5 sind zusätzlich die Ergebnisse der statistischen Auswertung für die Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen gegeben. Dabei wurden nur die Versuche mit Bruchausgangsstellen am Schweißnahtübergang der Quersteife berücksichtigt. Um eine größere Anzahl an Versuchen zu erhalten, wurden die Klein- und Großprüfkörperversuche auch zu einer gemeinsamen Datenbasis zusammengefasst. Dieses Vorgehen ist bei den Versuchen mit UIT-Behandlung wegen des fehlenden Größeneinfluss zwischen den Klein- und Großprüfkörperversuchen möglich, siehe Abschnitt 6.3.2.5.

Tabelle 9.5: Statistische Auswertung der Kleinprüfkörper-, Großprüfkörper- und Trägerversuche für das UIT-Verfahren nach Eurocode 3 ($m=5$)

Prüfkörper	Stahlsorte	Streckgrenze f_y [N/mm ²]	Spannungsverhältnis R [-]	Wöhlerliniensteigung m [-]	Anzahl an Versuchen n [-]	Ermüdungsfestigkeit		
						Mittelwert $\Delta\sigma_{c,50\%}$ [N/mm ²]	charakt. Wert $\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]	Streuband $\Delta\sigma_{c,50\%}/\Delta\sigma_c$ [-]
QS1	S355	398,3	0,1	5	7	188	156	1,20
QS1+QS2					10	195	153	1,27
QS1	S460	503,5	0,1	5	5	204	-	-
QS1+QS2					10	207	173	1,20
QS1	S690	812,8	0,1	5	3	244	-	-
QS1+QS2					4	240	-	-
QS1	S690	812,8	0,5	5	14	178	136	1,31
Träger	S690	759,8/774,4	0,5	5	7	151	121	1,24

An den Streubändern $T_{97,7\%} = \Delta\sigma_{c,50\%} / \Delta\sigma_c$ in Tabelle 9.5 zeigt sich, dass die Streuungen bei Anwendung des UIT-Verfahrens zwischen den Klein- und Großprüfkörperversuchsreihen sowie der Trägerversuchsreihen sehr einheitlich sind. Für die weitere Auswertung wird daher das Streuband $T_{97,7\%} = \Delta\sigma_{c,50\%} / \Delta\sigma_c = 1,24$ der Trägerversuchsreihe als Standardwert angenommen.

9.4.4 Einfluss des Abstands der Schweißnahtfußpunkte

Die Abschätzung des Einflusses der geometrischen Abmessungen am Konstruktionsdetail der Quersteife auf die Ermüdungsfestigkeit kann auf Grundlage der Untersuchungen zur Kerbwirkung am Nahtübergang in Abschnitt 7.2.2.3 bzw. der rechnerischen Lebensdauerabschätzung in Abschnitt 8.3.4.1 erfolgen. Die Unterschiede zwischen den beiden Ansätzen sind gering, der Ansatz der Kerbspannungen ist im Regelfall allerdings etwas konservativer, siehe Bild 8.26.

Wird beim Bemessungsvorschlag der Abstand der Schweißnahtfußpunkte L wie in Eurocode 3 [1.2] zu $L \leq 50\text{mm}$ als Referenzgröße festgelegt, ist die Ermüdungsfestigkeit der Versuche $\Delta\sigma_{c,Ver}$ mit einem Korrekturfaktor von $k_{L,Ver,50} = 0,72$ zu korrigieren, siehe Bild 9.12 bzw. Bild 7.12.

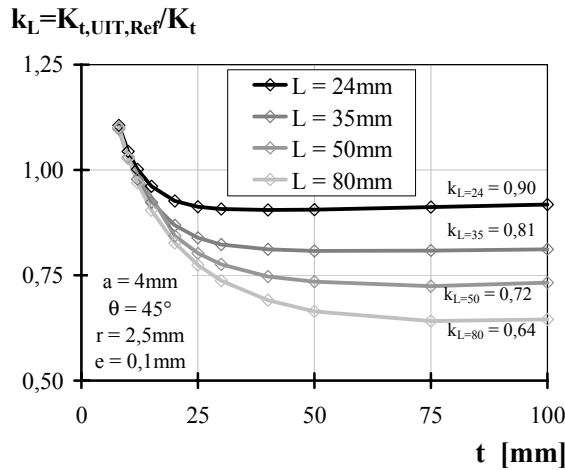


Bild 9.12: Rechnerische Abminderungsfaktoren k_L für die Ermüdungsfestigkeit (UIT-Verfahren) der Versuchsergebnisse

Die Korrekturfaktoren k_L für andere Abstände der Schweißnahtfußpunkte können für den Bemessungsvorschlag auf Grundlage dieser Festlegung wie folgt berechnet werden:

$$k_L = \frac{k_{L,i}}{k_{L,Ver,50}} = \frac{k_{L,i}}{0,72} \tag{9.2}$$

Eine Zusammenfassung der Korrekturfaktoren k_L für den Bemessungsvorschlag ist in Tabelle 9.6 gegeben:

Tabelle 9.6: Zusammenfassung der Korrekturfaktoren k_L für den Abstand der Schweißnahtfußpunkte L

L	k_L (berechnet)	k_L (gewählt)	Erhöhung
$L \leq 24\text{mm}$	1,25	1,25	+ 2 Kerbgruppen
$24\text{mm} < L \leq 35\text{mm}$	1,125	1,12	+ 1 Kerbgruppe
$35\text{mm} < L \leq 50\text{mm}$	1,0	1,0	–
$50\text{mm} < L \leq 80\text{mm}$	0,89	0,89	–1 Kerbgruppe

9.4.5 Einfluss des Spannungsverhältniss

Bei den eigenen Kleinprüfkörperversuchen aus S690 konnte bei Anwendung des UIT-Verfahrens ein deutlicher Mittelspannungseinfluss auf die Ermüdungsfestigkeit festgestellt werden, siehe Abschnitt 6.3.2.4. Die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ liegt dabei unter der Annahme einer festgelegten *Wöhler*liniensteigung von $m=5$ bei 37% im Vergleich zur Ermüdungsfestigkeit bei einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$. Die Steigerung beim Spannungsverhältnis von $R=-1$ liegt sogar bei mindestens 98%. Die numerischen Untersuchungen in Abschnitt 8.3.4.2 konnten diese Ergebnisse bestätigen, siehe Bild 8.27. Es ist anzunehmen, dass dieser Mittelspannungseinfluss bei Großbauteilen ebenfalls vorhanden ist, da die UIT-Anwendung abschließend erfolgt und der globale Eigenspannungszustand aus dem Schweißprozess am Kerbgrund durch die eingebrachten Druckeigenspannungen überlagert wird. Wegen der Grundmaterialbrüche konnte diese Annahme allerdings bei den eigenen Trägerversuchen nicht nachgewiesen werden, siehe Abschnitt 6.4.2.4.

Für Spannungsverhältnisse zwischen $R=0$ und $R=0,5$ wird für den Bemessungsvorschlag eine auf der sicheren Seite liegende Geradengleichung auf Grundlage der mittleren Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der eigenen Kleinprüfkörperversuche ermittelt, siehe Bild 9.13. Bei Spannungsverhältnisse von $R<0$ wird auf der sicheren Seite liegend keine weitere Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit angesetzt. Eine weitere Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit sollte allerdings für diesen Spannungsverhältnisbereich bei einer Bestätigung des Mittelspannungseinflusses an Großbauteilen in Betracht gezogen werden. Für Spannungsverhältnisse von $R>0,5$ wird angenommen, dass die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ bis zu einem Spannungsverhältnisse von $R=1$ linear auf null abfällt.

Wird beim Bemessungsvorschlag das Spannungsverhältnis von $R=0$ als Referenzgröße festgelegt, ist die Ermüdungsfestigkeit der Versuche $\Delta\sigma_{c,Ver}(R=0,5)$ mit dem Korrekturfaktor von $k_{R,Ver}=1,4$ zu multiplizieren, siehe Bild 9.13. Die Korrekturfaktoren k_R für den Bemessungsvorschlag können auf Grundlage dieser Festlegung wie folgt zusammengefasst werden, siehe Bild 9.14:

$$k_R = 1,0 \quad \text{für} \quad R \leq 0 \quad (9.3)$$

$$k_R = 1 - \frac{4 \cdot R}{7} \quad \text{für} \quad 0 < R \leq 0,5 \quad (9.4)$$

$$k_R = \frac{10}{7} \cdot (1 - R) \quad \text{für} \quad R > 0,5 \quad (9.5)$$

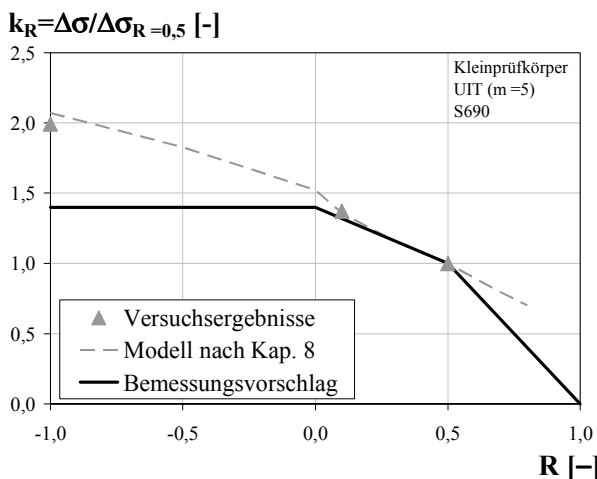


Bild 9.13: Versuchsergebnisse in Abhängigkeit des Spannungsverhältniss R und Bemessungsvorschlag bezogen auf ein Spannungsverhältniss von $R=0,5$

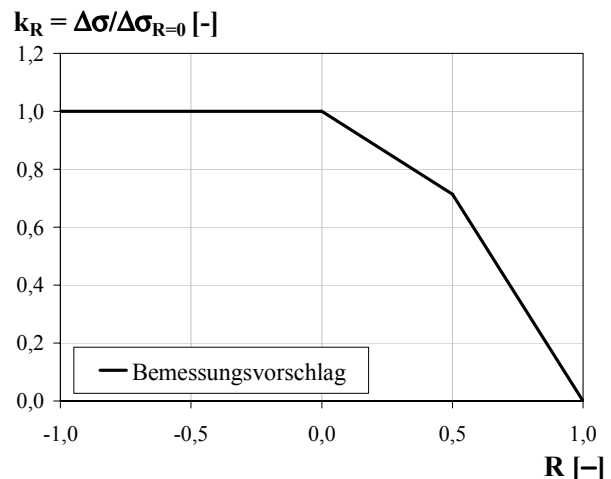


Bild 9.14: Bemessungsvorschlag für den Korrekturfaktor k_R bezogen auf ein Spannungsverhältniss von $R=0$

9.4.6 Einfluss der Streckgrenze

Im Rahmen der eigenen experimentellen Untersuchungen konnte an den Kleinprüfkörpern mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ ein deutlicher Einfluss der Streckgrenze f_y auf die Effektivität einer UIT-Behandlung festgestellt werden, siehe Abschnitt 6.3.2.2. Die Größe des Einflusses der Streckgrenze f_y auf die Ermüdungsfestigkeit wird daher im Weiteren auf Grundlage der Kleinprüfkörperversuchsreihen berücksichtigt. Die mittleren Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,50\%}$ sind für die einzelnen Kleinprüfkörperversuchsreihen in Bild 9.15 gegeben, vgl. auch Bild 6.17. Dabei wurden nur Versuche mit Bruchausgangstellen am Nahtübergang der Quersteife berücksichtigt.

Auf Grundlage einer linearen Regressionsanalyse können die mittleren Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,KP,50\%}$ für die Kleinprüfkörperversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ in Abhängigkeit der Streckgrenze f_y wie folgt berechnet werden:

$$\Delta\sigma_{c,KP,50\%}(f_y, R=0,1) = 0,1332 \cdot f_y + 135,6 \quad \text{in [N/mm}^2\text{]} \quad (9.6)$$

mit f_y in [N/mm²]

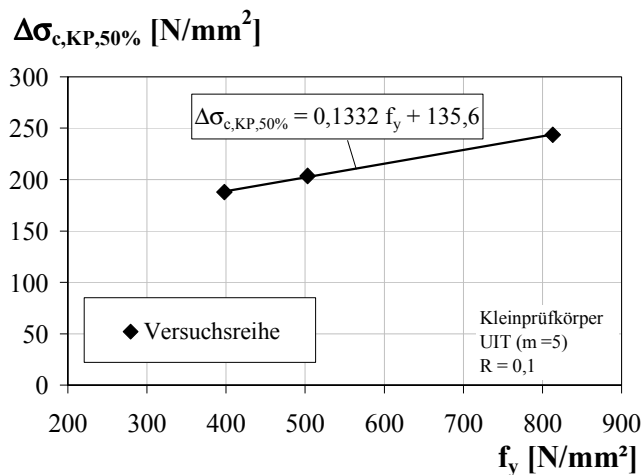


Bild 9.15: Einfluss der Streckgrenze f_y auf die mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,50\%}$ der Kleinprüfkörperversuche (UIT-Verfahren, $R=0,1$)

Für die maximale Streckgrenze der Trägerversuche von $f_y=774,4\text{N/mm}^2$, siehe Anhang B.2, kann mit Gl. (9.6) die mittlere Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,KP,50\%}$ für Kleinprüfkörperversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ wie folgt ermittelt werden:

$$\Delta\sigma_{c,KP,50\%}(f_y=774,4, R=0,1) = 0,1332 \cdot 774,4 + 135,6 = 238,8\text{N/mm}^2 \quad (9.7)$$

Das Verhältnis γ zwischen der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,Ver}$ der Trägerversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,5$, siehe Tabelle 9.5, und der mittleren Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,KP,50\%}$ für Kleinprüfkörperversuche mit einem Spannungsverhältnis von $R=0,1$ kann damit unter Berücksichtigung der Streckgrenzenkorrektur wie folgt berechnet werden:

$$\gamma = \frac{\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y=774,4, R=0,5)}{\Delta\sigma_{c,KP,50\%}(f_y=774,4, R=0,1)} = \frac{121,1}{238,8} = 0,51 \quad (9.8)$$

Für die Trägerversuche kann mit Hilfe von Gl. (9.6) und Gl. (9.8) die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y)$ für ein Spannungsverhältnis von $R=0,5$ und einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L=24\text{mm}$ in Abhängigkeit der Streckgrenze f_y wie folgt angegeben werden, siehe auch Bild 9.16:

$$\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y) = 0,0674 \cdot f_y + 69,1 \quad (9.9)$$

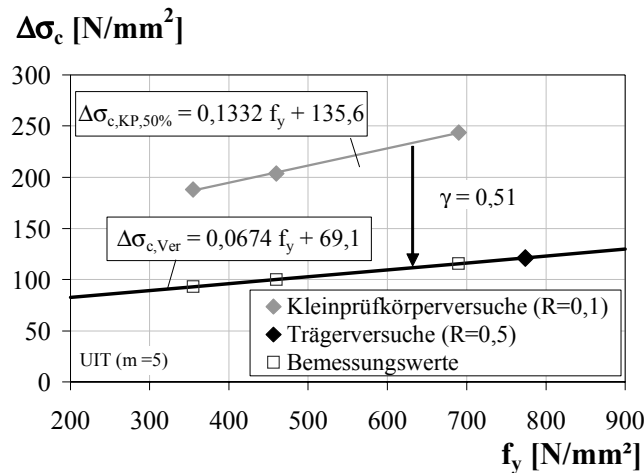


Bild 9.16: Einfluss der Streckgrenze f_y auf die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,Ver}$ der Trägerversuche (UIT-Verfahren, $R=0,5$, $L=24\text{mm}$)

Da sich die beiden Korrekturfaktoren $k_{L,Ver}=0,72\approx 1/1,4$ und $k_{R,Ver}=1,4$ für die Versuchsergebnisse bei Multiplikation gegeneinander ausschalten, entspricht die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Versuche $\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y, R=0,5, L=24\text{mm})$ für ein Spannungsverhältnis von $R=0,5$ und einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L=24\text{mm}$ der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit des Bemessungsvorschlags $\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y, R=0, L=50\text{mm})$ bezogen auf ein Spannungsverhältnis von $R=0$ und einem Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L=50\text{mm}$. Die Korrekturfaktoren k_f für den Bemessungsvorschlag können daher direkt auf Grundlage von Gl. (9.9) wie folgt berechnet werden:

$$k_f = \frac{\Delta\sigma_{c,kor}}{\Delta\sigma_c} = \frac{\Delta\sigma_{c,Ver}(f_y)}{\Delta\sigma_c} \quad (9.10)$$

Eine Zusammenfassung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,kor}$ sowie der Erhöhungsfaktoren k_f ist in Abhängigkeit der Stahlsorte in Tabelle 9.7 gegeben. Auf der sicheren Seite liegend wurden dabei jeweils die charakteristischen Streckgrenzen f_{yk} nach [1.10], [1.12] für die einzelnen Stahlsorten verwendet. Als Basiswert $\Delta\sigma_c$ wurde für das Konstruktionsdetail der Quersteife die Kerbgruppe 80 entsprechend der Einstufung in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] gewählt.

Tabelle 9.7: Zusammenfassung der korrigierten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,kor}$ und der Erhöhungsfaktoren k in Abhängigkeit der Stahlsorte

Stahlsorte	f_{yk}	$\Delta\sigma_{c,kor}$	k_f (berechnet)	k_f (gewählt)	Erhöhung
S355	355	93	1,16	1,12	+ 1 Kerbgruppe
S460	460	100	1,25	1,25	+ 2 Kerbgruppen
S690	690	116	1,45	1,40	+ 3 Kerbgruppen

Bei Anwendung des UIT-Verfahrens am Konstruktionsdetail der Quersteife ergibt sich damit für die Stahlsorte S355 eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit um 16%. Dies entspricht einer Erhöhung um etwa eine Kerbgruppe. Für die Stahlsorte S460 beträgt die Erhöhung 25% oder in etwa 2 Kerbgruppen und für die Stahlsorte S690 45% oder in etwa 3 Kerbgruppen. Für den Bemessungsvorschlag wurden die Erhöhungsfaktoren k_f so gewählt, dass die Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit der Erhöhung um einzelne Kerbgruppen entspricht, siehe Tabelle 9.7.

9.4.7 Abgrenzung

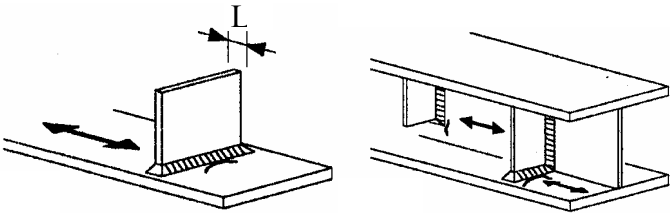
Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen in Abschnitt 6.3.2.9 wird empfohlen, dass eine Erhöhung der Ermüdungsfestigkeit durch das UIT-Verfahren nur angewendet werden darf, wenn die maximale Druckbeanspruchung eines Betriebslastenkollektivs den Grenzwert von $\sigma_{\min} = 0,25 \cdot f_y$ nicht übersteigt. Dieser Grenzwert entspricht auch der IIW-Empfehlung [5.10] für die Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Hämmern oder Nadeln, siehe Abschnitt 4.4.5.5.

Außerdem sollte eventuell die maximale Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit auf Kerbgruppe 125 beschränkt werden, da diese die maximale Kerbgruppe für Schweißverbindungen nach Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] darstellt.

9.4.8 Zusammenfassung

Eine Zusammenfassung der Erhöhungsfaktoren k_f für die Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_c$ ist für die Anwendung des UIT-Verfahrens am Konstruktionsdetail der Quersteife in Tabelle 9.8 gegeben. Als Basisgröße ist dabei die Kerbgruppe 80 entsprechend der Einstufung in Eurocode 3 Teil 1-9 [1.2] zu verwenden. Die *Wöhler*liniensteigung beträgt allerdings $m=5$.

Tabelle 9.8: Zusammenfassung der Bemessungsempfehlung für die Anwendung des UIT-Verfahrens am Konstruktionsdetail der Quersteife

$\Delta\sigma_c$		Konstruktionsdetail			
80 ($m=5$)					
$\Delta\sigma_{c,kor} = k_f \cdot k_L \cdot k_R \cdot \Delta\sigma_c$					
Stahlsorte	k_f	L	k_L	R	k_R
S355	1,12	$L \leq 25\text{mm}$	1,25	$R \leq 0$	1,0
S460	1,25	$25\text{mm} < L \leq 35\text{mm}$	1,12	$0 < R \leq 0,5$	$1 - \frac{4 \cdot R}{7}$
S690	1,4	$35\text{mm} < L \leq 50\text{mm}$	1,0	$R > 0,5$	$\frac{10}{7} \cdot (1 - R)$
maximale Druckbeanspruchung: $\sigma_{\min} \leq 0,25 \cdot f_y$					
maximale Verbesserung: $\sigma_{c,kor} \leq 125$					

In Bild 9.17 sind die Erhöhungen der Ermüdungsfestigkeit durch Anwendung des Bemessungsvorschlags für die unterschiedlichen Stahlsorten in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R für einen Abstand der Schweißnahtfußpunkte von $L \leq 50\text{mm}$ angegeben. Für die Stahlsorte S690 ergibt sich dabei eine maximale Verbesserung um 3 Kerbgruppen gegenüber der Einstufung nach Eurocode 3. Für die Stahlsorte S460 ist eine Erhöhung um 2 Kerbgruppen und für die Stahlsorte S355 um eine Kerbgruppe möglich. Weitere Verbesserungen sind bei geringen Abständen der Schweißnahtfußpunkte L zusätzlich ansetzbar.

Es ist insbesondere ersichtlich, dass im Rahmen des Bemessungsvorschlags für das UIT-Verfahren auch bei hohen Spannungsverhältnissen R noch eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit möglich ist, im Gegensatz zur IIW-Empfehlung [5.10] für die Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln, siehe Bild 9.18.

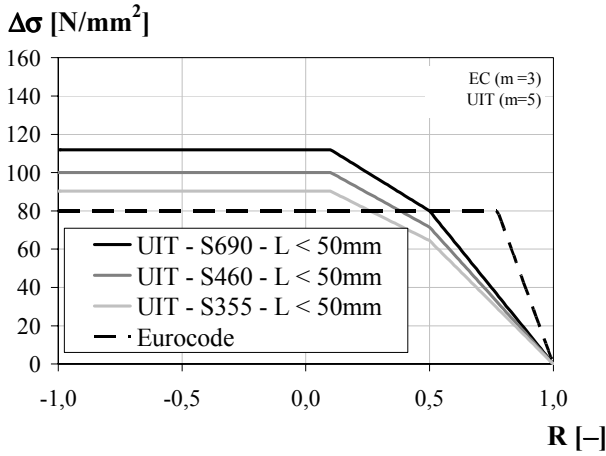


Bild 9.17: Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R bei Anwendung des Bemessungsvorschlags (Quersteife, $L < 50\text{mm}$)

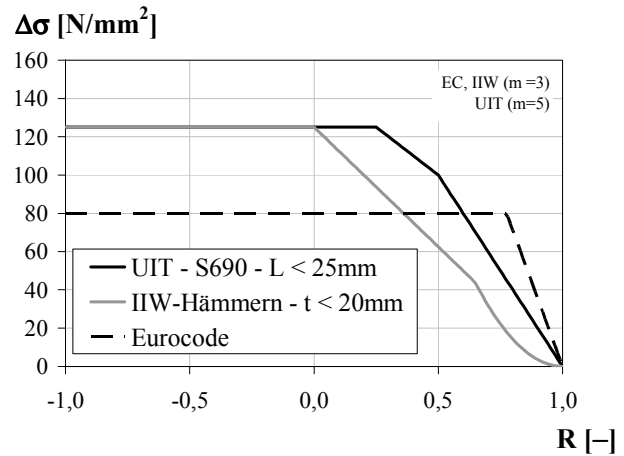


Bild 9.18: Ermüdungsfestigkeit in Abhängigkeit des Spannungsverhältnis R bei Anwendung des Bemessungsvorschlags und der IIW-Empfehlung

9.5 Zusammenfassung

Auf Basis einer statistischen Auswertung der bestehenden und eigenen Versuchsreihen konnten die bisherigen Regelungen für die im Schweißzustand belassene Quersteife nach Eurocode 3 [1.2] sowie die IIW-Empfehlungen [5.10] bei Anwendung des WIG-Aufschmelzens bestätigt werden. Darüber hinaus konnte für das Nachbehandlungsverfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) auf Grundlage der eigenen experimentellen und rechnerischen Untersuchungen aus den vorherigen Kapiteln erstmals ein Bemessungsvorschlag für das Nennspannungskonzept abgeleitet werden. Als maßgebende Einflussgrößen wurden in dem Bemessungsvorschlag die Streckgrenze, der Abstand der Schweißnahtfußpunkte sowie das vorhandene Spannungsverhältnis durch Korrekturfaktoren berücksichtigt.

10 Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel

10.1 Übersicht

Infolge der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang besteht die Gefahr, dass sich die Rissausgangsstelle bei nicht durchgeschweißten Quersteifenverbindungen in die Schweißnahtwurzel verlagert. Im Rahmen dieses Kapitels erfolgt daher eine Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit für die Schweißnahtwurzel am Konstruktionsdetail der Quersteife. Grundlage hierfür sind vorhandene experimentelle Untersuchungen aus [5.3] sowie eigene numerische Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode. Darauf aufbauend werden Mindestschweißnahtdicken in Abhängigkeit der geometrischen Abmessungen für das Konstruktionsdetail der Quersteife angegeben, so dass bei Anwendung der Bemessungsempfehlungen für die beiden Schweißnahtnachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT in Kapitel 9, eine vorzeitige Verlagerung der Anrisses während der Bemessungslebensdauer in die Schweißnahtwurzel unwahrscheinlich wird.

10.2 Grundsätzliches

Gezielte Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel am Konstruktionsdetail der Quersteife sind dem Autor nicht bekannt. Bei den eigenen Untersuchungen in Kapitel 6 wurden keine Brüche mit Anrissbeginn in der Schweißnahtwurzel festgestellt. Die Brüche verlagerten sich bei entsprechender Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit am Schweißnahtübergang vielmehr ins Grundmaterial. Ursache hierfür können zum einen günstige geometrische Abmessungen der Prüfkörper aber auch Druckeigenstressungen aus dem Schweißprozess an der Schweißnahtwurzel sein [3.8]-[3.10]. Auf Grundlage der eigenen experimentellen Versuchsergebnisse kann allerdings eine Verlagerung der Anrisse in die Schweißnahtwurzel bei anderen geometrischen Abmessungen nicht zwangsläufig ausgeschlossen werden.

10.3 Experimentelle Untersuchungen

Bei den Untersuchungen von *Minner* [5.3] liegen bei Anwendung des Nachbehandlungsverfahrens WIG-Aufschmelzens in verschiedenen Versuchsreihen an Kleinprüfkörpern aus der Stahlsorte S460 und S690 teilweise Versuche mit Bruchausgang an der Schweißnahtwurzel vor. Diese Versuche sind in Bild 10.1 zusammengetragen und ausgewertet.

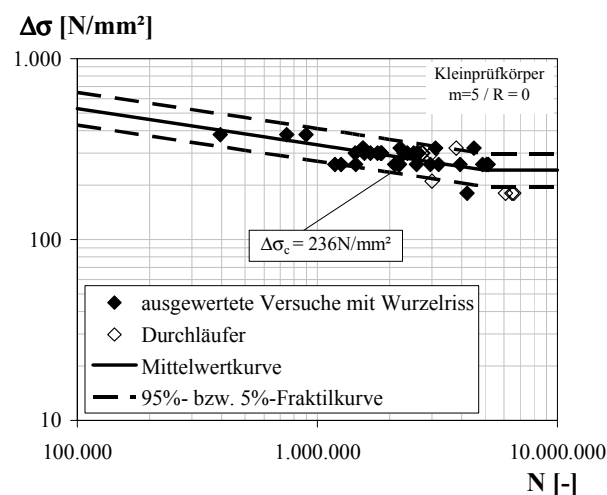


Bild 10.1: Statistische Auswertung der Kleinprüfkörperversuche mit Wurzelriss aus [5.3] (S460/S690, $R=0$, $m=5$)

Die Abmessungen der Prüfkörper in [5.3] entsprachen mit Blech- und Steifendicken von $t=12\text{mm}$ und Schweißnahtdicken von $a=4\text{mm}$ den Abmessungen der Klein- und Großprüfkörper (QS1+QS2) der eigenen Versuchsreihen. Die statistische Auswertung einer Versuchsreihe kann entsprechend Anhang A mit einer beliebig festgelegten *Wöhlerliniensteigungen* durchgeführt werden. Bei der Berechnung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ werden dabei die Abweichungen und damit die Streuungen zur jeweilig vorgegebenen mittleren *Wöhlerlinie* berücksichtigt. Die statistische Auswertung der Versuche bei einem Spannungsverhältnis von $R=0$ nach Eurocode 3 entsprechend Anhang A erfolgt daher sowohl mit einer vorgegebenen *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ sowie mit einer vorgegebenen *Wöhlerliniensteigung* von $m=5$, um eine direkte Gegenüberstellung mit den charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ für das WIG-Aufschmelzen ($m=3$) und dem UIT-Verfahren ($m=5$) aus Kapitel 9 zu ermöglichen, siehe Tabelle 10.1.

Bei der systematischen Auswertung der bestehenden im Schweißzustand belassenen Versuchsreihen konnte bei den Trägerversuchen eine um ca. 20% geringere Ermüdungsfestigkeit als bei den entsprechenden Kleinprüfkörperversuchen bei einem Spannungsverhältnis von $R=0$ festgestellt werden, siehe Abschnitt 5.8. Wird diese Abminderung auf die charakteristische Ermüdungsfestigkeit der Kleinprüfkörperversuche $\Delta\sigma_{c,w}$ zur Berücksichtigung der Prüfkörpergröße auf die bestehenden Versuche mit Wurzelriss angesetzt, ergibt sich eine charakteristische Ermüdungsfestigkeit bezogen auf 2 Millionen Lastwechsel zu $\Delta\sigma_{c,w}=180\text{N/mm}^2$ für $m=3$ und zu $\Delta\sigma_{c,w}=189\text{N/mm}^2$ für $m=5$. Diese liegt damit über der maximalen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ für den Schweißnahtübergang unter Berücksichtigung der Stahlsorte bei Anwendung der Bemessungsempfehlungen für die beiden Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT aus Kapitel 9, siehe Tabelle 10.1. Die Bemessungsempfehlungen für die Nachbehandlungsverfahren liegen damit auf der sicheren Seite, mit einer vorzeitige Verlagerung des Anrisses in die Schweißnahtwurzel ist bei den vorhandenen geometrischen Abmessungen der Prüfkörper während der Bemessungslebensdauer nicht zu rechnen.

Tabelle 10.1: Statistische Auswertung der Kleinprüfkörperversuche mit Wurzelriss aus [5.3] nach Eurocode 3 mit einer vorgegebenen *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ und $m=5$

m	$\Delta\sigma_{c,w,50\%}$	$\Delta\sigma_{c,w,KP}$	$\Delta\sigma_{c,w} = 0,8 \cdot \Delta\sigma_{c,w,KP}$	max. $\Delta\sigma_c$ (Nahtübergang)
3	294	225	180	100 (WIG)
5	290	236	189	125 (UIT)

10.4 Numerische Untersuchungen

10.4.1 Allgemeines

Im Folgenden werden numerische Untersuchungen zur Beurteilung des Einflusses unterschiedlicher geometrischer Abmessungen auf die Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel am Konstruktionsdetail der Quersteife vorgestellt, siehe Bild 10.2.

Die Grundlage der Bewertung bilden die Kerbfaktoren K_{tw} an der Schweißnahtwurzel, die mit Hilfe der Finite Elemente Methode berechnet wurden. Aufbauend darauf erfolgt anschließend eine Erweiterung des Parameterbereichs für die experimentell bestimmte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,w}$ der Schweißnahtwurzel aus Abschnitt 10.3.

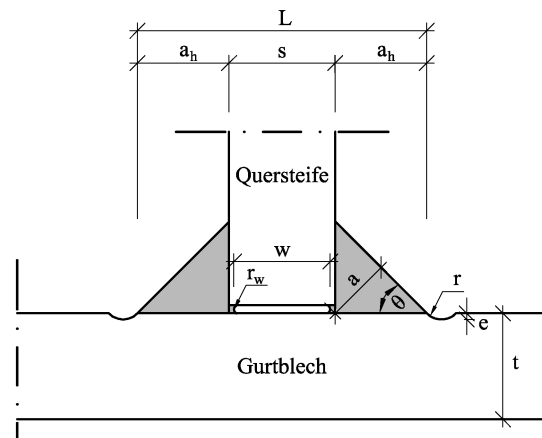


Bild 10.2: Untersuchte geometrische Größen für den Wurzelriss am Konstruktionsdetail der Quersteife

10.4.2 Modellierung

Die linear-elastischen Berechnungen erfolgten unter Berücksichtigung der Symmetriebedingungen an einem Viertelausschnitt des Konstruktionsdetails. Zur Anwendung kamen dabei vierknotige Flächenelemente „Plane 42“. Die Modellierung der Schweißnahtwurzel erfolgte mit 40 Elementen. Ansonsten wurden die gleichen Modellierungs- und Werkstoffparameter verwendet wie beim 2-dimensionalen Modell in Abschnitt 7.2.2.

10.4.3 Berechnungsergebnisse

10.4.3.1 Allgemeines

Die im Folgenden vorgestellten Ergebnisse zeigen, dass die Größe des Kerbfaktors K_{tw} an der Schweißnahtwurzel nicht von den gleichen geometrischen Abmessungen abhängig ist wie der Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang. Die größten Kerbspannungen am Konstruktionsdetail der Quersteife treten im Regelfall am Schweißnahtübergang auf. Nur unter der Voraussetzung eines großen Schweißnahtübergangsradius r , einer großen Blech- und Steifendicke t bzw. s sowie einer geringen Schweißnahtdicke a sind höhere Kerbspannungen an der Schweißnahtwurzel festzustellen.

10.4.3.2 Beurteilung einzelner Einflussfaktoren

Im Unterschied zum Schweißnahtübergang kann der bei Schweißverbindungen im Regelfall sehr geringe Schweißnahtwurzelradius r_w , siehe Bild 10.2, nicht durch den Schweißprozess oder der Anwendung von Nachbehandlungsverfahren vergrößert werden. Die Wirksamkeit auf die Ermüdungsfestigkeit wäre aber auch geringer als am Schweißnahtübergang, da der Einfluss des Schweißnahtwurzelradius r_w auf den Kerbfaktor K_{tw} an der Schweißnahtwurzel im Vergleich zum Einfluss des Schweißnahtübergangs r auf den Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang deutlich geringer ist, siehe Bild 10.3 und Bild 10.5.

Außerdem zeigen die Berechnungsergebnisse, dass auch die Wurzelspaltlänge w einen geringen Einfluss auf den Kerbfaktor K_{tw} an der Schweißnahtwurzel hat, siehe Bild 10.4. Mit geringer werdender Wurzelspaltlänge w ist ein leichtes Abnehmen des Kerbfaktors K_{tw} festzustellen. Um die Gefahr eines Wurzelrisses zu minimieren, sollte die Schweißnaht daher möglichst mit einem tiefen Einbrand und einer damit verbundenen geringen Wurzelspaltlänge w ausgeführt werden. Im Weiteren zeigt sich, dass die Größe des Wurzelspalts w auf die Kerbspannungen K_t am Schweißnahtüber-

gang nur einen geringen Einfluss hat, siehe Bild 10.4. Die Vernachlässigung des Wurzelspalts bei den numerischen Berechnungen in Kapitel 7.2 ist daher zweckmäßig.

Die Ergebnisse der numerischen Untersuchungen zeigen auch, dass der Kerbfaktor K_{tw} an der Schweißnahtwurzel unabhängig vom Schweißnahtübergangsradius r sowie unabhängig von einem möglichen Einbrand e bzw. einer eingebrachten plastischen Eindrückung e ist, siehe Bild 10.5 und Bild 10.6. Eine Unterscheidung hinsichtlich des Zustands am Schweißnahtübergang (im Schweißzustand belassen oder nachbehandelt) ist deswegen zur Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel am Konstruktionsdetail der Quersteife nicht erforderlich. Einen starken Einfluss auf den Kerbfaktor K_{tw} an der Schweißnahtwurzel besitzt indessen die Schweißnahtdicke a , siehe Bild 10.7. Außerdem ist neben dem deutlichen Einfluss der Blechdicke t ein großer Einfluss des Abstands der Schweißfußpunkte L auf den Kerbfaktor K_{tw} der Schweißnahtwurzel feststellbar, siehe Bild 10.8. Es ist ersichtlich, dass der Kerbfaktor K_{tw} mit zunehmenden Abstand der Schweißnahtfußpunkte L größer wird. Im Gegensatz zum Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang ist dieser Einflussfaktor aber auch von der Schweißnahtdicke a abhängig. Die Gefahr eines möglichen Wurzelriss kann daher durch die Festlegung von Mindestschweißnahtdicken a_{min} reduziert werden.

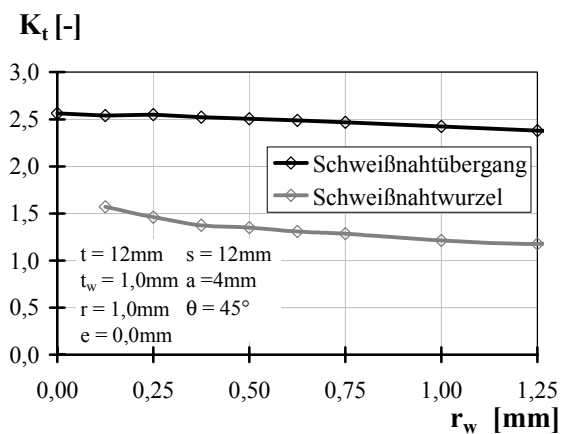


Bild 10.3: Einfluss des Wurzelradius r_w auf den Kerbfaktor an Schweißnahtübergang und -wurzel

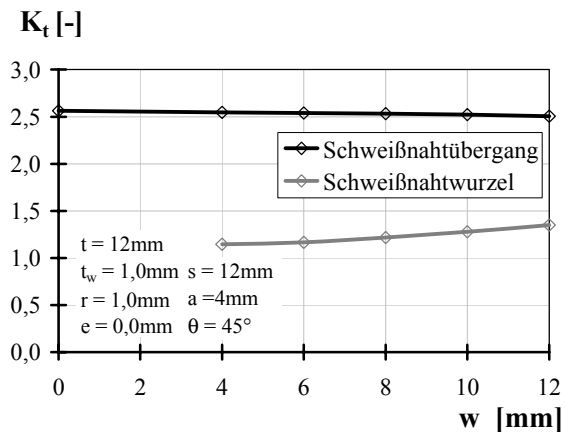


Bild 10.4: Einfluss der Wurzelspalllänge w auf den Kerbfaktor an Schweißnahtübergang und -wurzel

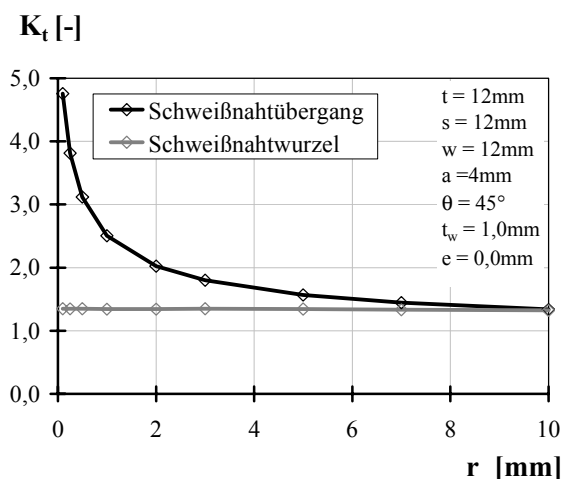


Bild 10.5: Einfluss des Übergangsradius r auf den Kerbfaktor an Schweißnahtübergang und -wurzel

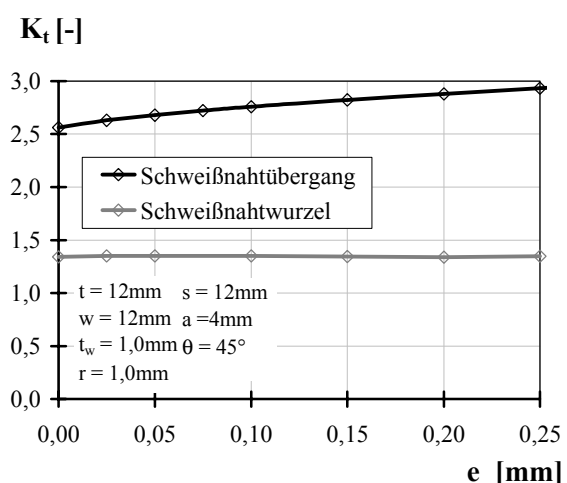


Bild 10.6: Einfluss der Eindrückung e auf den Kerbfaktor an Schweißnahtübergang und -wurzel

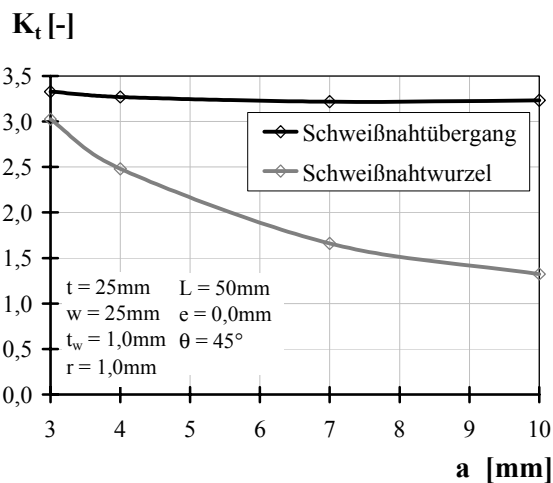


Bild 10.7: Einfluss des Schweißnahtdicke a auf den Kerbfaktor an Schweißnahtübergang und -wurzel

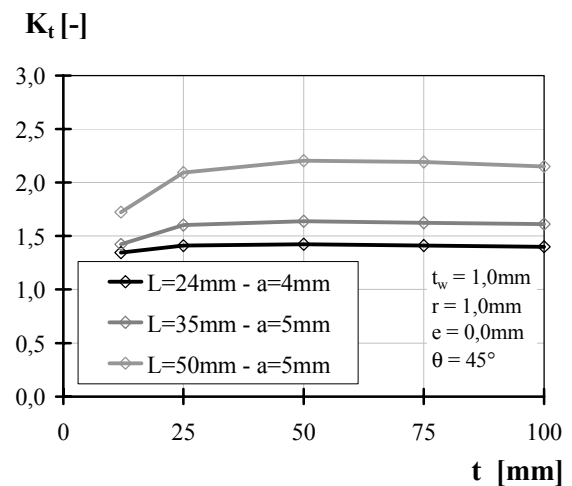


Bild 10.8: Einfluss der Blechdicke t auf den Kerbfaktor an der Schweißnahtwurzel

10.4.3.3 Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit

Im Folgenden erfolgt eine Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit der Schweißnahtwurzel $\Delta\sigma_{c,w}$ in Abhängigkeit der Blechdicke t und des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L . Die Mindestschweißnahtdicken a_{\min} werden dabei so gewählt, dass die charakteristische Ermüdungsfestigkeit an der Schweißnahtwurzel $\Delta\sigma_{c,w}$ über den maximalen Ermüdungsfestigkeiten des Schweißnahtübergangs $\Delta\sigma_c$ bei Anwendung der Bemessungsempfehlungen für die Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT in Kapitel 9 liegen.

Grundlage für die Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit sind die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen mit einer vorgegebenen *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ und $m=5$ aus Abschnitt 10.3. Die in Tabelle 10.1 angegebenen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,w}$ werden dabei als Referenzwerte $\Delta\sigma_{c,w,Ref}$ verwendet. Eine Bestätigung des Referenzwerts von $\Delta\sigma_{c,w}=180\text{N/mm}^2$ mit der *Wöhlerliniensteigung* von $m=3$ ist durch die Anwendung des Kerbspannungskonzepts möglich, siehe Abschnitt 3.4.4. Wird der Schweißnahtwurzelradius entsprechend den Empfehlungen in [4.27] zu $r_w = r_{fik} = 1,0\text{mm}$ gesetzt, ergibt sich für die Referenzprüfkörper aus den experimentellen Untersuchungen ein Kerbfaktor $K_{tw}=1,22$, vgl. Bild 10.3. Die charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,w}$ ergibt sich damit unter Verwendung des charakteristischen Widerstandswerts von $\Delta\sigma_{c,Kerb}=225\text{N/mm}^2$ nach [4.27] wie folgt:

$$\Delta\sigma_{c,w,Ref} = \frac{\Delta\sigma_{c,Kerb}}{K_{tw}} = \frac{225\text{N/mm}^2}{1,22} = 184\text{N/mm}^2$$

Die Abweichung zwischen dem Referenzwert aus den experimentellen Versuchen und dem Referenzwert aus dem Kerbspannungskonzept ist mit 2% gering. Die Erweiterung des Parameterbereichs der experimentellen Ergebnisse aus Abschnitt 10.3 erfolgt entsprechend der Vorgehensweise beim Kerbspannungskonzept, durch die Annahme, dass die Ermüdungsfestigkeit an der Schweißnahtwurzel proportional zum Kehrwert des Kerbfaktors K_{tw} ist:

$$\Delta\sigma_{c,w} = \Delta\sigma_{c,w,Ref} \cdot \frac{K_{tw,Ref}}{K_{tw}} \quad (10.1)$$

10.5 Angabe von Mindestschweißnahtdicken

Auf Grundlage von Gl. (10.1) erfolgt nun eine Umrechnung der Kerbfaktoren K_{tw} aus Bild 10.8 in Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,w}$. Die rechnerisch ermittelten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,w}$ können für die Mindestschweißnahtdicke a in Abhängigkeit der Blechdicke t und des Abstands der Schweißnahtfußpunkte L für die *Wöhler*liniensteigungen von $m=3$ aus Bild 10.9 und für die *Wöhler*liniensteigungen von $m=5$ aus Bild 10.10 entnommen werden. Eine Zusammenfassung der minimalen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,w}$ für die Schweißnahtwurzel ist unter Berücksichtigung der Mindestschweißnahtdicke a_{min} in Tabelle 10.2 gegeben. Ebenfalls enthalten sind die maximalen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ bei Anwendung der Bemessungsempfehlungen für die beiden Nachbehandlungsverfahren WIG-Aufschmelzen und UIT aus Kapitel 9.

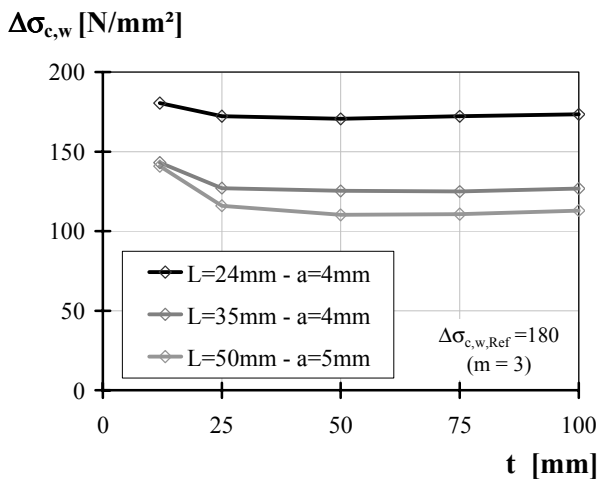


Bild 10.9: Rechnerisch ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,w}$ der Schweißnahtwurzel ($m=3$)

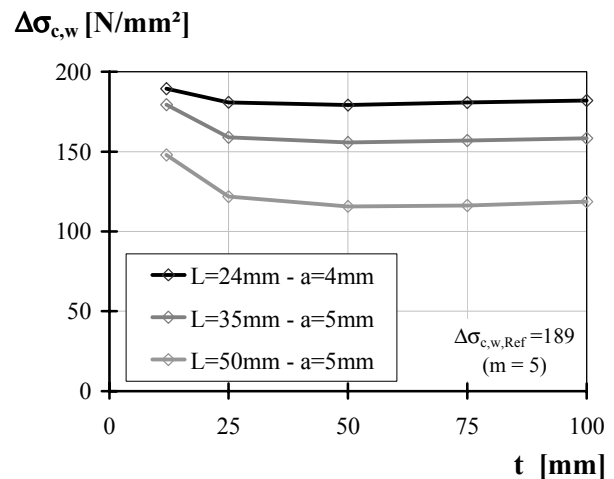


Bild 10.10: Rechnerisch ermittelte Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{c,w}$ der Schweißnahtwurzel ($m=5$)

Tabelle 10.2: Gegenüberstellung der charakt. Ermüdungsfestigkeiten für den Schweißnahtübergang $\Delta\sigma_c$ und der Schweißnahtwurzel $\Delta\sigma_{c,w}$ unter Berücksichtigung der Mindestschweißnahtdicke a_{min}

Nachbehandlung	m [-]	L [mm]	a_{min} [mm]	$\Delta\sigma_{c,w}$ [N/mm ²]	$\Delta\sigma_c$ [N/mm ²]
WIG	3	$L \leq 35$	4	125	100
		$35 < L \leq 50$	5	110	
UIT	5	$L \leq 25$	4	179	125
		$25 < L \leq 35$	5	156	125
		$35 < L \leq 50$	5	115	112

Unter Einhaltung der Mindestschweißnahtdicken entsprechend Tabelle 10.2 liegen die rechnerisch ermittelten Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_{c,w}$ für die Schweißnahtwurzel über den maximalen charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten $\Delta\sigma_c$ für den Schweißnahtübergang. Die Bemessungsempfehlungen für die Nachbehandlungsverfahren liegen damit auf der sicheren Seite. Mit einer vorzeitigen Verlagerung des Anrisses in die Schweißnahtwurzel ist daher bei Einhaltung der Mindestschweißnahtdicken a_{min} während der Bemessungslebensdauer nicht auszugehen. Die Empfehlungen beruhen allerdings auf theoretischen Überlegungen. Insbesondere für große Blechdicken ist eine Bestätigung der Empfehlungen durch experimentelle Untersuchungen anzustreben.

11 Zusammenfassung und Ausblick

11.1 Zusammenfassung

Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen beschränkt sich in den derzeitigen Normen lediglich auf den Kerbfall sowie die Spannungsschwingbreite und ist unabhängig von der Streckgrenze der Stahlsorte. Die Anwendung von höherfesten Baustählen in Schweißkonstruktionen bringt somit bei hohen Ermüdungsbeanspruchungen vielfach keine Vorteile. Insbesondere durch die Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung besteht allerdings die Möglichkeit die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen, speziell aus höherfesten Baustählen, wirkungsvoll zu verbessern. Im Bauwesen ist der Einsatz der Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung bisher noch sehr begrenzt, da die gegenwärtigen Normen bisher keine Möglichkeit bieten, die Vorteile dieser Verfahren bei der Tragwerksbemessung auszunutzen.

Die vorliegende Arbeit befasst sich mit dem Thema, inwieweit eine effektive Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Konstruktion möglich ist. Dabei liegen die Schwerpunkte vor allem auf der Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen durch die Anwendung des bisher wenig bekannten Schweißnahtnachbehandlungsverfahrens „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT). Hierzu konnte im Rahmen dieser Arbeit ein umfassendes Bemessungskonzept für das UIT-Verfahren auf Grundlage von eigenen experimentellen und numerischen Untersuchungen vorgestellt werden.

Als Grundlage wurden hierzu in Kapitel 2 dieser Arbeit zuerst die Werkstoffeigenschaften von höherfesten Baustählen dargestellt sowie die wirtschaftlichen Vorteile von Schweißverbindungen aus höherfesten Baustählen aufgezeigt. Anschließend wurden typische Anwendungsbereiche von höherfesten Baustählen vorgestellt. Dabei konnte insbesondere für den Verbundbrückenbau im Rahmen einer umfangreichen Parameterstudie festgestellt werden, dass der Einsatz höherfester Baustähle für den untersuchten Brückentyp im Feldbereich durch den bemessungsrelevanten Ermüdungsnachweis am Konstruktionsdetail der Quersteife beschränkt wird. Als Ursache hierfür ist die Ermüdungsfestigkeit zu nennen, da diese bei Schweißverbindungen nahezu unabhängig von der Streckgrenze ist.

In Kapitel 3 wurde bei der Diskussion einzelner Einflussgrößen auf die Ermüdungsfestigkeit deutlich, dass hauptsächlich durch eine Verzögerung der Rissentstehung bzw. des anfänglichen oberflächennahen Risswachstums eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit erreicht werden kann. Insbesondere die in Kapitel 4 vorgestellten Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung eignen sich hierzu, entweder durch eine Reduktion der Kerbwirkung am Schweißnahtübergang oder durch das Einbringen von lokalen Druckeigenstressungen. Speziell das bisher wenig bekannte Verfahren „Ultrasonic Impact Treatment“ (UIT) erweist sich wegen der einfachen Anwendbarkeit und hohen Reproduzierbarkeit als interessant. Durch die Bewertung vorhandener Regelwerke und Empfehlungen konnte festgestellt werden, dass die bereits bestehenden Bemessungsempfehlungen für die beiden Nachbehandlungsverfahren Hämmern und Nadeln speziell bei hohen Mittelspannungen sehr konservativ sind.

In Kapitel 5 wurden bisher unabhängige Versuchsreihen für das Konstruktionsdetail der Quersteife systematisch nach unterschiedlichen Einflussgrößen ausgewertet. Dabei konnte gezeigt werden, dass die Ermüdungsfestigkeit von im Schweißzustand belassenen Konstruktionsdetails nahezu unabhängig von der Streckgrenze ist. Durch die Anwendung der Verfahren der Schweißnahtnachbehandlung konnte indessen eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit mit steigender Streckgrenze festgestellt werden.

Aufbauend auf den bestehenden Untersuchungen wurden in Kapitel 6 eigene und an der Materialforschungs- und Prüfanstalt der Bauhaus-Universität Weimar durchgeführte experimentelle Untersuchungen zur Effektivität des WIG-Aufschmelzens und des UIT-Verfahrens zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit vorgestellt. Dabei stellte sich bei den Ermüdungsversuchen an Klein- und Großprüfkörpern aus höherfesten Baustählen das UIT-Verfahren als wirksamer heraus. Bei den Untersuchungen an der Stahlsorte S690 war die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch die Anwendung des UIT-Verfahrens teilweise so hoch, dass sich die Bruchausgangsstellen ins Grundmaterial verlagerten. Untersuchungen an Trägern konnten die Effektivität der UIT-Behandlung auch in Bauteilen und bei gleichzeitig hohen Mittelspannungen bestätigen. Auf Grundlage experimenteller Untersuchungen wurde allerdings auch eine abnehmende Wirksamkeit der UIT-Behandlung bei Spannungskollektiven mit einzelnen hohen Drucklasten festgestellt. Im Weiteren wurden experimentelle Ergebnisse vorgestellt, die zeigten, dass das Verfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) auch bei der Ertüchtigung bestehender vorgeschädigter Konstruktionen sehr viel versprechend ist.

In Kapitel 7 wurde in numerischen Untersuchungen mit Hilfe der Finite Elemente Methode die Kerbwirkung am Konstruktionsdetail der Quersteife bestimmt, um den Einfluss unterschiedlicher Geometriegrößen auf die Ermüdungsfestigkeit abschätzen zu können. Als maßgebende Einflussgrößen auf die Kerbwirkung und damit auch auf die Ermüdungsfestigkeit zeigten sich insbesondere der Kerbradius, der Abstand der Schweißnahtfußpunkte und die Blechdicke. Im Weiteren konnten durch eine numerische Simulation die Entstehungsvorgänge bei der Druckeigenspannungserzeugung durch das Eindringen eines Bolzens in den Schweißnahtübergang verdeutlicht sowie deren Abbau durch Druckvorlasten aufgezeigt werden.

In Kapitel 8 konnte ein mathematisches Modell zur rechnerischen Lebensdauerabschätzung für das UIT-Verfahren unter Berücksichtigung der Rissentstehungs- und Rissfortschrittsphase entwickelt und anhand der eigenen experimentellen Untersuchungen verifiziert werden. Darauf aufbauend konnte der Parameterbereich der experimentellen Untersuchungen rechnerisch erweitert werden. Zusammenfassend konnte mit Hilfe dieser numerischen Untersuchungen festgestellt werden, dass bei Anwendung des UIT-Verfahrens der Anteil der Rissentstehungsphase bis zum definierten technischen Anriss gegenüber der Rissfortschrittsphase überwiegt und damit die Möglichkeit besteht, näherungsweise den Kerbfaktor K_t am Schweißnahtübergang der Quersteife zur Abschätzung der Ermüdungsfestigkeit entsprechend der Vorgehensweise beim Kerbspannungskonzept zu verwenden.

Auf den Ergebnissen der vorherigen Kapiteln aufbauend, erfolgte in Kapitel 9 die Überprüfung und Erweiterung bestehender Nachweisverfahren für das Konstruktionsdetail der Quersteife. Dabei konnten auf Basis einer statistischen Auswertung der bestehenden und eigenen Versuchsreihen die bisherigen Regelungen für die im Schweißzustand belassene Quersteife nach Eurocode 3 sowie die bestehenden Empfehlungen bei Anwendung des WIG-Aufschmelzens bestätigt werden. Darüber hinaus konnte für das Nachbehandlungsverfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) auf Grundlage der eigenen experimentellen und rechnerischen Untersuchungen ein Vorschlag zur Kerbfallklassifizierung abgeleitet werden, indem neben geometrischen Einflussgrößen auch die Stahlsorte und das Spannungsverhältnis Berücksichtigung finden. Zusätzlich wurde ein Grenzwert für die maximale Druckbeanspruchung angegeben, der eine Reduktion der Wirksamkeit des UIT-Verfahrens durch den Abbau der eingebrachten Druckeigenspannungen ausschließen soll.

Um das Auftreten von möglichen Wurzelrissen bei der Anwendung von Nachbehandlungsverfahren auszuschließen, wurden in Kapitel 10 Mindestschweißnahtdicken für nicht durchgeschweißte Quersteifenverbindungen auf Basis von bestehenden experimentellen sowie eigenen numerischen Untersuchungen angegeben.

11.2 Folgerungen

Auf Grundlage der durchgeführten experimentellen und numerischen Untersuchungen in dieser Arbeit lassen sich die nachstehenden Folgerungen ableiten:

- Eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit und eine damit verbundene effektive Anwendung von höherfesten Baustählen in ermüdungsbeanspruchten Konstruktionen kann durch den lokal begrenzten Einsatz von Nachbehandlungsverfahren an wenigen kritischen Konstruktionsdetails erreicht werden.
- Das Nachbehandlungsverfahren Ultrasonic Impact Treatment (UIT) besticht neben den deutlichen Lebensdauererlängerungen auch aufgrund der einfachen Handhabung und hohen Reproduzierbarkeit.
- Der Einsatz des UIT-Verfahrens ist bei Schweißkonstruktionen aus höherfesten Stählen am effektivsten.
- Eine sinnvolle Anwendung des UIT-Verfahrens ergibt sich nur bei Konstruktionsdetails, bei denen die Ermüdungsriss an oberflächennahen Kerbstellen beginnen. Eine Verlagerung des Anrisses in die Schweißnahtwurzel sowie ein Abbau der eingebrachten Druckeigenstressungen ist dabei auszuschließen.
- Auf Grundlage der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Kerbklassifizierung für das UIT-Verfahren besteht nun die Möglichkeit, für das wichtige Kerbdetail der aufgeschweißten Quersteife die Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit bei der Tragwerksbemessung zu nutzen.

11.3 Ausblick

Sowohl die experimentellen als auch die theoretischen Untersuchungen zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit an Schweißverbindungen aus höherfesten Baustählen beschränken sich im Rahmen dieser Arbeit auf das Konstruktionsdetail der Quersteife. Insbesondere bei Anwendung des UIT-Verfahrens ist eine Ergänzung der Untersuchungen auf weitere bemessungsrelevante Konstruktionsdetails wie z.B. dem Ende einer Längssteife anzustreben.

Darüber hinaus beruhen die Ergebnisse für große Blech- und Steifendicken bei Anwendung des UIT-Verfahrens auf theoretischen Untersuchungen. Eine Bestätigung dieser Ergebnisse durch experimentelle Untersuchungen ist wünschenswert.

Da die Wirksamkeit des UIT-Verfahrens zur Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit vor allem durch die Einbringung von Druckeigenstressungen ausgeht, sind in Zukunft Verfahren zu entwickeln, die eine Qualitätssicherung hinsichtlich der tatsächlich eingebrachten Druckeigenstressungen ermöglichen.

Auch beschränken sich die Untersuchungen für das UIT-Verfahren auf Einstufenkollektive. Inwieweit die gewonnenen Ergebnisse auf Betriebslastkollektive umsetzbar sind, ist bisher nicht ausreichend geklärt. Untersuchungen zur Anwendung der Nachbehandlungsverfahren Nadeln und Hämmern in [5.27] zeigten, dass bei diesen Nachbehandlungsverfahren die Form des Beanspruchungskollektivs einen größeren Einfluss auf den Betriebsfestigkeitsnachweis als bei im Schweißzustand belassenen Konstruktionsdetails besitzt. Als Ursache hierfür sind Änderungen im eingebrachten Eigenstressungszustand anzunehmen. Insbesondere zum Eigenstressungsabbau während der Lebensdauer und dessen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit sind daher weiterführende Untersuchungen erforderlich.

Die ersten experimentellen Untersuchungen zeigen auch, dass das UIT-Verfahrens ein großes Potential bei der Ertüchtigung von bestehenden Konstruktionen besitzt. Besonders hierfür sind für zukünftige Betrachtungen weiterführende Untersuchungen erforderlich, um in Abhängigkeit vom Vorschädigungsgrad und möglicherweise auch der Anrissgröße Anwendungsregeln festzulegen.

12 Literatur

12.1 Normen und Richtlinien

- [1.1] DIN-Fachbericht 103: *Stahlbrücken*; Beuth Verlag, 2003.
- [1.2] DIN EN 1993-1-9, Eurocode 3: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-9: Ermüdung*; Juli 2005.
- [1.3] prEN 1993-2: Eurocode 3, Teil 2: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Stahlbrücken*; Schlusssentwurf, September 2005.
- [1.4] DIN 4132: *Kranbahnen, Stahltragwerke, Grundsätze für Berechnung, bauliche Durchbildung und Ausführung*; Februar 1981.
- [1.5] DIN 15018-1: *Krane, Grundsätze für Stahltragwerke, Berechnung*; November 1984.
- [1.6] Deutsches Institut für Bautechnik: *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-30.1-1, für Blech und Walzprofil sowie Hohlprofil, nahtlos und geschweißt aus den Feinkornbaustählen S460N, S460NL, S460NH, S460NLH, S690QL, S690QL1*; Düsseldorf, September 1999.
- [1.7] DIN EN 10025-3: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen, Teil 3: Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle*; Deutsche Fassung EN 10025-3:2004, Februar 2005.
- [1.8] DIN EN 10025-4: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen, Teil 4: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle*; Deutsche Fassung EN 10025-4:2004, April 2005.
- [1.9] DIN EN 10025-6: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen, Teil 6: Technische Lieferbedingungen für Flacherzeugnisse aus Stählen mit höherer Streckgrenze im vergüteten Zustand*; Deutsche Fassung EN 10025-6:2004, Februar 2005.
- [1.10] prEN 1993-1-12: Eurocode 3, Part 1-12: *Design of steel structures, Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700*; Stage 49 draft, Entwurf, April 2005.
- [1.11] *Änderung und Ergänzung der Anpassungsrichtlinie Stahlbau*; DIBt-Mitteilungen 33 (2002), Nr. 1, Dezember 2001.
- [1.12] DIN EN 1993-1-1: Eurocode 3, Teil 1-1: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*; Juli 2005.
- [1.13] Verein Deutscher Eisenhüttenleute: *Stahleisenwerkstoffblatt SEW 088, Schweißgeeignete Feinkornbaustähle*; Verlag Stahleisen, Düsseldorf, Oktober 1993.
- [1.14] Deutsches Institut für Bautechnik: *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung Z-30.2-2, für Blech und aus den Feinkornbaustählen S355M, S355ML, S460M, S460ML*, Düsseldorf, Mai 1999.
- [1.15] DIN-Fachbericht 101: *Einwirkungen auf Brücken*; Beuth Verlag, 2003.
- [1.16] DIN-Fachbericht 102: *Betonbrücken*; Beuth Verlag, 2003.
- [1.17] DIN-Fachbericht 104: *Verbundbrücken*; Beuth Verlag, 2003.
- [1.18] DS 804: *Vorschriften für Eisenbahnbrücken und sonstige Ingenieurbauwerke*; Deutsche Bahn Gruppe, Bekanntgabe B6, September 2000.

- [1.19] DIN EN 1993-1-10: *Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten, Stahlsortenauswahl in Hinblick auf Bruchzähigkeit und Eigenschaften in Dickenrichtung*; Juli 2005.
- [1.20] DIN EN ISO 5817: *Schmelzschweißverbindungen an Stahl, Nickel, Titan und deren Legierungen (ohne Strahlschweißen): Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*; Dezember 2003.
- [1.21] DIN EN 10002-1: *Metallische Werkstoffe - Zugversuch - Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur*; Deutsche Fassung EN 10002-1:2001, Dezember 2001.
- [1.22] DIN EN 10045-1: *Metallische Werkstoffe; Kerbschlagbiegeversuch nach Charpy; Teil 1: Prüfverfahren*; Deutsche Fassung EN 10045-1:1990, April 1991.

12.2 Höherfeste Baustähle

- [2.1] Hubo, R.; Schröter, F.: *Thermomechanisch gewalzte Stähle – Hochleistungsprodukte für einen effizienten Stahlbau*; Bauingenieur 76 (2001), S. 459-463.
- [2.2] Hubo, R.; Hanus, F.: *Thermomechanisch gewalzte Grobbleche für den Stahlbau*; Stahlbau 63 (1994), Heft 3, S. 84-89.
- [2.3] Streißelberger, A.; Schwinn, V.: *Die Grobblechherstellung aus verfahrenstechnischer Sicht*; In: Grobblech – Herstellung und Anwendung, Dokumentation 570, Stahl-Informations-Zentrum, Düsseldorf, 2001.
- [2.4] Tschersich, H.-J.; Kaiser, H.-J.; Kern, A.; Schriever, U.: *Moderne hochfeste Baustähle mit hoher Bauteilsicherheit*; In: Grobblech – Herstellung und Anwendung, Dokumentation 570, Stahl-Informations-Zentrum, Düsseldorf, 2001.
- [2.5] Hubo, R.; Schröter, F.: *Stähle für den Stahlbau – Auswahl und Anwendung in der Praxis*; In: Kuhlmann, U. (Hrsg.): Stahlbau-Kalender 2001, Ernst & Sohn, 2001, S. 545-589.
- [2.6] Schröter, F.: *Höherfeste Stähle für den Stahlbau – Auswahl und Anwendung*; Bauingenieur 78 (2003), S. 426-432.
- [2.7] *Stähle für den Stahlbau – Eigenschaften, Verarbeitung und Anwendung*; Berichtsband, Verein Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), Verlag Stahleisen mbH, Düsseldorf, 1988.
- [2.8] Uwer, D.; Wegmann, H.: *Schweißtechnische Verarbeitung niedriglegierter hochfester Baustähle*; In: Grobblech – Herstellung und Anwendung, Dokumentation 570, Stahl-Informations-Zentrum, Düsseldorf, 2001.
- [2.9] Hubo, R.; Hanus, F.: *Verarbeitungseigenschaften thermomechanisch gewalzter Grobbleche*; Hansa 129 (1992), S. 776-778.
- [2.10] Hanus, F.: *Flammrichten thermomechanisch gewalzter Baustähle*; Schweißen und Schneiden 46 (1994), Heft 4, S. 248-257.
- [2.11] Blum, M.: *Schweißbeignung einer neuen Generation gewalzter Stahlträger – Feinkornbaustähle für den Stahlbau*; der praktiker 50 (1998), Heft 10, S. 357-364.
- [2.12] Dengler, J.M.; Becker, F.; Herion, R.: *HISTAR: A New Generation of High-Strength Beams with Excellent Weldability*; Proceedings of the International Conference on Processing, Microstructure and Properties of Microalloyed and Other Modern High-Strength Low Alloy Steels, Pittsburgh, PA, June 3-6, 1991.

- [2.13] Blum, M.; Girkes, A.: *Wirtschaftlicher bauen mit Walzträgern aus TM-QST-Stahl*; der praktiker 52 (2000), Heft 7, S. 252-255.
- [2.14] Hamme, U.; Hauser, J.; Kern, A.; Schriever, U.: *Einsatz hochfester Baustähle im Mobilkranbau*; Stahlbau 69 (2000), Heft 4, S. 295-305.
- [2.15] Kalla, G.; Engel, D.; Probst, J.-O.: *Verwendung und Verarbeitung von Grobblechen im Schiffbau aus der Sicht einer Klassifikationsgesellschaft*; In: Grobblech – Herstellung und Anwendung, Dokumentation 570, Stahl-Informations-Zentrum, 2001.
- [2.16] Fricke, W.; Weißenborn; Eggert, L.; Huismann, G.: *Erschließung des hochfesten Stahls für den Schiffbau*; AVIF-Forschungsvorhaben A164, CMT-Bericht 1/2004.

12.3 Eigenspannungen, Kontaktspannungen

- [3.1] Beg, D.; Hladnik, L.: *Eigenspannungen bei geschweißten I-Profilen aus hochfesten Stählen*; Stahlbau 63 (1994), Heft 5, S. 134-139.
- [3.2] Wohlfahrt, H.: *Schweiß eigenspannungen, Entstehung-Berechnung-Bewertung*; Berichtsband zur Tagung „Eigenspannungen“ der Gesellschaft für Metallkunde, Karlsruhe, April 1983.
- [3.3] Armonies, G.: *Schweiß eigenspannungen in hochfesten Feinkornbaustählen bei unterschiedlichen Umgebungsbedingungen*, Dissertation, Universität Braunschweig, Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik, 1995.
- [3.4] Radaj, D.: *Eigenspannungen und Verzug beim Schweißen*; Rechen und Messverfahren, Fachbuchreihe Schweißtechnik, DVS-Verlag, Düsseldorf, 2002.
- [3.5] Wohlfahrt, H.; Nitschke-Pagel, T.; Kaßner, M.: *Schweiß bedingte Eigenspannungen – Entstehung und Erfassung, Auswirkung und Bewertung*; DVS-Bericht, Fortschritte bei der Berechnung und Konstruktion geschweißter Bauteile.
- [3.6] Usami, T.; Fukumoto, Y.: *Local and overall buckling of welded box columns*; Journal of Structural Division, Vol. 108, No. ST3, März 1982, S. 525-542.
- [3.7] Kitipornchai, S.; Wong-Chung, A.: *Inelastic buckling of welded monosymmetric I-beams*; Journal of Structural Engineering, Vol. 113, No. 4, April 1987, S. 741-756.
- [3.8] Ma, N.; Ueda, Y.; Murakawa, H.; Yuan, M.: *FEM analysis on welding residual stresses in T-type fillet welds*; Mathematical Modelling of Weld Phenomena 3, 590-605.
- [3.9] Ma, N.; Ueda, Y.; Murakawa, H.; Maeda, H.: *FEM analysis of 3-D residual stresses and angular distortion in T-type fillet welds*; JWRI, Vol 24 (1995), No. 2, S. 115-122.
- [3.10] Wu, A.; Ma, N.; Murakawa, H.; Ueda, Y.: *Effects on welding process on residual stresses in T-joints*; Trans JWRI, Vol. 25 (1996), No. 1, S. 81-89.
- [3.11] Hertz, H.: *Über die Berührung fester elastischer Körper*; Journal für die reine und angewandte Mathematik 92 (1881), S. 156-171.
- [3.12] Cheng, X.; Fisher, J.; Prask, H.; Gnäupel-Herold, T.; Yen, B.; Roy, S.: *Residual stress modification by post-weld treatment and its beneficial effect on fatigue strength of welded structures*; International Journal of Fatigue, Elsevier Science Publishers B.V., Vol. 25 (2003), S. 1259-1269.

- [3.13] Prask, H.; Gnäupel-Herold, T.; Fisher, J.; Cheng, X.: *Residual stress modification by means of Ultrasonic Impact Treatment*; Proceedings of Society for Experimental Mechanics Annual Conference on Experimental and Applied Mechanics, Portland, 2001, S. 551-554.

12.4 Ermüdung

- [4.1] ECSC-Report: *High strength steels in welded state for lightweight constructions under high and variable stress peaks, Mechanical characteristics*; EUR 19989, Final report, European Commission, Luxembourg, 2001.
- [4.2] Mang, F.; Herion, S.; Sedlacek, G.; Müller, C.; Kästner, M.: *Bemessungsregeln zur Beurteilung von Krankonstruktionen – Klassifizierung von kranbauspezifischen Kerbdetails*; Forschungsbericht P 293, Studiengesellschaft für Stahlanwendung, 2000.
- [4.3] *Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit von Krankonstruktionen bei Einsatz von hoch- und ultrahochfester Stähle*; Forschungsbericht P512, Forschungsvereinigung Stahlanwendung, 2005.
- [4.4] Bucak, Ö.; Mang, F.; Hamme, U.; Gundel, W.: *Ermüdungsverhalten von hoch- und höchstfesten Stählen St E 460 bis St E 960*; In: Priebe, J.; Eberwein, U. (Hrsg.): Festschrift zu Ehren von Prof. Dr.-Ing. Günther Valtinat, General-Anzeiger, Rhauferdehn, 2001.
- [4.5] Bleck, W.; Hummel, H.; Kern, A.; Schriever, U.: *Ermüdungsverhalten von Mobilkranbauteilen aus hochfesten Baustählen*; Stahlbau 73 (2004), Heft 11, S. 901-907.
- [4.6] Petershagen, H.: *Schwingfestigkeit und Fertigung – brauchen wir neue Konzepte?*; In: Festschrift zu Ehren von Prof. Dr.-Ing. Valtinat, Arbeitsbereich Stahlbau und Holzbau, TU Hamburg-Harburg, 2001.
- [4.7] Roos, F.: *Anwendung von höherfesten Baustählen im Straßen-Verbundbrückenbau*; Diplomarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Mitteilung Nr. 2003-13X, 2003.
- [4.8] Kuhlmann, U.; Dürr, A.; Roos, F.: *Ermüdungsnachweis für Straßen-Verbundbrücken nach DIN-Fachbericht*; Stahlbau 72 (2003), Heft 9, S. 679-682.
- [4.9] Hirt, M.; Bez, R.: *Stahlbau, Grundbegriffe und Bemessungsverfahren*; Ernst & Sohn, 1998.
- [4.10] Seeger, T.: *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise*; Stahlbau Handbuch, Band 1 Teil B, 3. Auflage, Stahlbau-Verlagsgesellschaft mbH, 1996, S. 5-123.
- [4.11] Radaj, D.; Sonsino, C.: *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten*; Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 142, Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 2000.
- [4.12] Radaj, D.: *Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen, Ermüdungsfestigkeit*; Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 82, Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1985.
- [4.13] Gurney, T.: *Fatigue of welded structures*; 2nd edition, Cambridge University Press, 1979.
- [4.14] Radaj, D.: *Ermüdungsfestigkeit, Grundlagen für Leichtbau, Maschinen- und Stahlbau*, Springer-Verlag, 1995.
- [4.15] Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit, Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*; VDI-Verlag GmbH, 1989.

- [4.16] Nussbaumer, A.; Sedlacek, G.: *Improving the fatigue resistance*; In: Structural Engineering Document 8, Use and Application of High Performance Steels (HPS) for Steel Structures, IABSE, 2005.
- [4.17] Gurney, T.: *Fatigue tests on butt and fillet welded joints in mild and high tensile structural steels*; British Welding Journal (1962), Vol. 9, No. 11, S. 614-620.
- [4.18] Gurney, T.: *Some fatigue tests on fillet welded mild and high tensile steel specimens in the as-welded and normalised condition*; British Welding Journal (1966), Vol. 13, No. 11, S. 648-651.
- [4.19] Fischer, J.; Frank, K.; Hirt, M.; McNamee, B.: *Effect of weldments on the fatigue strength of steel beams*; NHCRP Rep. 102, National Cooperative Highway Research Program, 1970.
- [4.20] Kikuchi, Y.; Yamada, K.: *Fatigue strength of welded built up beams of SS41, SM50, SM58, HT80 steels*; Journal of Japanese Welding Society (1972), Vol. 41, No. 3, S. 1085-1093.
- [4.21] Anami, K.; Miki, C.: *Fatigue strength of welded joints made of high strength steels*; Prog. Engng. Mater. (2001), No. 3, S. 86-94.
- [4.22] Haibach, E.: *Schwingfestigkeit hochfester Feinkornbaustähle im geschweißten Zustand*, Schweißen und Schneiden 27 (1975), Heft 5, S. 179-181.
- [4.23] Schütz, W.: *Über eine Beziehung zwischen der Lebensdauer bei konstanter und bei veränderlicher Beanspruchungsamplitude und ihre Anwendbarkeit auf die Bemessung von Flugzeugbauteilen*; Zeitschrift für Flugwissenschaften 15 (1967), Heft 11, S. 407-419.
- [4.24] Wolfram, K.: *Zum Einfluss von Druckspannungen auf die Ermüdungsfestigkeit von Stahlbauteilen*; Dissertation, Technische Universität Dresden, Schriftenreihe des Instituts für Tragwerke und Baustoffe, Heft 16, 2002.
- [4.25] Macherauch, E.; Wohlfahrt, H.: *Eigenstressungen und Ermüdung*; Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, DGM-Informationsgesellschaft Verlag, Oberusel, 1985.
- [4.26] Fischer, J.; Albrecht, P.; Yen, B.; Klingerman, D.; McNamee, B.: *Fatigue strength of steel beams with welded stiffeners and attachments*; NHCRP Rep. 147, National Cooperative Highway Research Program, 1974.
- [4.27] Hobbacher, A.: *Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Verbindungen und Bauteile*; International Institute of Welding, IIW-Dokument XIII-1539-96/XV-845-96, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1997.
- [4.28] Wöhler, A.: *Über die Versuche zur Ermittlung der Festigkeit von Achsen, welche in den Werkstätten der Niederschlesisch-Märkischen Eisenbahn zu Frankfurt a.d.O. angestellt sind*; Zeitschrift für Bauwesen 13 (1863), S. 233-258.
- [4.29] Background Documentation, Eurocode 3, Chapter 9 – Document 9.01: *Background Information on Fatigue Design Rules, Statistical Evaluation*; First Draft (V.1), Dezember 1989.
- [4.30] Kuhlmann, U.; Dürr, A.; Günther, H.-P.: *Kranbahnen und Betriebsfestigkeit*; Stahlbau-Kalender 2003, Ernst & Sohn, S. 375-496.
- [4.31] Gurney, T.; Maddox, S.: *A re-analysis of fatigue data for welded joints in steel*; Welding Institute, Report E/44/72, Abington, Cambridge, 1972.
- [4.32] Haibach, E.; Matschke, C.: *Normierte Wöhlerlinien für ungekerbte und gekerbte Formelemente aus Stahl*; Stahl und Eisen 101 (1981), Heft 3, S. 21-27.

- [4.33] Ritter, W.: *Kenngrößen der Wöhlerlinien für Schweißverbindungen aus Stählen*; Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt, Institutsveröffentlichung Heft 53, 1994.
- [4.34] Gaßner, E.: *Performance fatigue testing with respect to aircraft design*; Fatigue in Aircraft Structures, Academic Press Inc., New York, 1956, S. 178-206.
- [4.35] Conle, F.A.: *An examination of variable amplitude histories in fatigue*; PhD-Thesis, University of Waterloo, Ontario, Canada, 1979.
- [4.36] Haibach, E.: *Modifizierte lineare Schadensakkumulations-Hypothese zur Berücksichtigung des Dauerfestigkeitsabfalls mit fortschreitender Schädigung*; Technische Mitteilungen des Laboratoriums für Betriebsfestigkeit, Bericht TM 50/70, Darmstadt, 1970.
- [4.37] Palmgren, A.: *Die Lebensdauer von Kugellagern*; VDI-Zeitschrift 58 (1924), S. 339-341.
- [4.38] Miner, M.: *Cumulative damage in fatigue*; Journal of Applied Mechanics, Vol. 12, No. 3, 1945, S. 159-164.
- [4.39] Haibach, E.: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*; Laboratoriums für Betriebsfestigkeit, Bericht FB-77, Darmstadt, 1968.
- [4.40] Radaj, D.; Sonsino C.: *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten*; Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 142, Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 2000.
- [4.41] Radaj, D.; Sonsino C.: *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*; Abington Publishing, Cambridge, 1998.
- [4.42] Niemi, E.: *Structural hot-spot stress approach to fatigue analysis of welded components*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1819-00, IIW Commission XIII, Delegation of Finland, 2000.
- [4.43] Anthes, R.; Köttgen, V.; Seeger, T.: *Kerbformzahlen von Stumpfstoßen und Doppel-T-Stößen*; Schweißen und Schneiden 45 (1993), Heft 4, S. 685-688.
- [4.44] Rainer, G.: *Berechnung von Spannungen in Schweißverbindungen mit der Methode der Finiten Elemente*; Dissertation, Fachbereich Maschinenbau, Technische Universität Darmstadt, 1978.
- [4.45] Nishida, M.: *Stress concentration*; Morikita Pub. Co., Tokyo, 1967.
- [4.46] Seeger, T.: *Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit*; Bericht FF-3/1988, Fachgebiet Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt, 1988.
- [4.47] Günther, H.-P.: *Ermüdungsverhalten von Stahlträgern mit schlanken Stegblechen im Brückenbau*; Dissertation, Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart, Mitteilungen Nr. 2002-1, Februar 2002.
- [4.48] Gurney, T.: *The fatigue strength of transverse fillet welded joints*; Abington Publishing Special Report, 1991.
- [4.49] Baier, H.: *Experimentelle und rechnerische Untersuchungen zum Schwingfestigkeitsverhalten von ausgeklingten Knotenblechen in Fachwerkträgern*; Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Heft 68, 2003.

- [4.50] Jo, J.-B.: *Untersuchungen der Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen aus Stahl mit Hilfe des Kerbgrundkonzepts und der Bruchmechanik*; Dissertation, Lehrstuhl für Stahlbau, RWTH Aachen, April 1991.
- [4.51] *Good Design Practice, A Guideline for Fatigue Design*; ECCS – Technical Committee 6 – Fatigue, ECCS N° 105, 1st edition, 2000.
- [4.52] Olivier, R.; Ritter, W.: *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen, Teil 2: Quersteife*; DVS-Berichte 56/II, Deutscher Verband für Schweißtechnik e.V., Düsseldorf 1980.
- [4.53] Bateson, P.; Holmes, B.: *Residual stress and attachment thickness effects on the fatigue performance of welded joints*; EUR 18402, Final report, European Commission, Luxembourg, 1998.
- [4.54] Background Document, prEN 1993-1-9: First Draft; Autoren: Sedlacek, G.; Hobbacher, A.; Schleich, J.; Nussbaumer, A.; Maddox, S.; Brozetti, J.; Chabrolin, B.; Helmerich, R.; Piraprez, E.; Kleineidam, P.; Müller, C.; Stötzel, J.; Juli 2003.
- [4.55] Yagi, J.; Machida, S.; Tomita, Y.; Matoba, M.; Soya, I.: *Influencing factors on thickness effect of fatigue strength in as-welded joints for steel structures*; IIW-Dokument XIII-1405-91, IIW Annual Assembly, Commission XIII, The Hague, Juli 1991.
- [4.56] Naumann, D: *Müssen Aussteifungen an Eckverbindungen ausgeklingt werden?*; der praktiker 30 (1978), Heft 5, S. 90.
- [4.57] Ruge, J.; Woesele, H.: *Ergebnisse von Dauerfestigkeitsuntersuchungen*; In: Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 23, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, Düsseldorf, 1962, S. 59-68.
- [4.58] Budau, P.: *Resonanzprüfverfahren für Dauerfestigkeitsuntersuchungen an Balken*; Dissertation, Institut für Mechanik, Universität Karlsruhe, 1991.
- [4.59] Hadrych, I.: *Wachstum von Ermüdungsrissen an Niet- und Schraubenlöchern unter Berücksichtigung von Vorspannkräften der Verbindungsmittel*; Dissertation, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 4, Nr. 167, VDI-Verlag, Düsseldorf, 2000.
- [4.60] Haibach, E., Olivier, R.: *Schwingfestigkeitsuntersuchungen an geschweißten Biegeträgern*, Bericht-Nr. 2150/4 (unveröffentlicht), Laboratorium für Betriebsfestigkeit, Darmstadt, 1969.

12.5 Schweißnahtnachbehandlung

- [5.1] Kuhlmann, U.; Bergmann, J.; Dürr, A.; Thumser, R.: *Effizienter Stahlbau aus höherfesten Stählen unter Ermüdungsbeanspruchung*; AiF-Forschungsvorhaben, Forschungsbericht P 620, Forschungsvereinigung Stahlanwendung, 2006.
- [5.2] Nalbantidou, A.: *Wirtschaftlichkeitsuntersuchungen an Verbundbrücken aus höherfesten Baustählen*, Diplomarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Mitteilung Nr. 2006-2X, 2006.
- [5.3] Minner, H.: *Schwingfestigkeitserhöhung von Schweißverbindungen aus hochfesten Feinkornbaustählen StE 460 und StE 690 durch Einsatz des WIG-Nachbehandlungsverfahrens*; Dissertation, Technische Hochschule Darmstadt, Fachbereich 14 - Konstruktiver Ingenieurbau, 1981.

- [5.4] Wohlfahrt, H.: *Auswirkungen mechanischer Oberflächennachbehandlungen auf das Dauer-schwingverhalten unter Einschluß von Ribbildung und Ribausbreitung*, Mechanische Oberflächennachbehandlung, Grundlagen – Bauteileigenschaften – Anwendungen, Wiley-VCH, 2000.
- [5.5] Bremen, U.: *Amélioration du comportement à la fatigue d'assemblages soudés: étude et modélisation de l'effet de contraintes résiduelles*; Dissertation, EPFL, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Thèse 787, 1989.
- [5.6] Haagensen, P.: *IIW's round robin and design recommendations for improvement methods*; International Institute of Welding, WRC Proceedings IIW, CONF-1997-24, 1997.
- [5.7] Booth, G: *The fatigue life of ground and peened fillet welded joints – the effect of mean stress*; Metal construction 13 (1981), Vol. 2, S. 112-115.
- [5.8] Harrison, J: *Further techniques for improving the fatigue strength of welded joints*; British Welding Journal (1966), Vol. 13, No. 11, S. 642-647.
- [5.9] Knight, J: *Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening*; International Institute of Welding, Doc. XIII-851-77, 1977.
- [5.10] Haagensen, P.; Maddox, S.: *IIW Recommendations for Weld Improvement by Burr Grinding, TIG Dressing and Hammer & Needle Peening for Steel and Aluminium Structures*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1815-00, IIW Commission XIII, revised Februar 2004.
- [5.11] Huther, I.; Lieurade, H.; Souissi, R.; Nussbaumer, A. ; Chabrolin, B. ; Janosch, J.: *Analysis of results on improved welded joints*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1601-95, IIW Commission XIII, 1995.
- [5.12] Bignonnet, A.: *Improving the fatigue strength of welded steel structures*; Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 99-116.
- [5.13] *The method of TIG-dressing*; Welding in the World 14 (1976), H. 3/4, S. 100-107.
- [5.14] Anami, K.; Miki, C.; Tani, H.; Yamamoto, H.: *Improving fatigue strength of welded joints by hammer peening and TIG-dressing*; Structural Engineering. Earthquake Engineering, JSCE, Vol. 17 (2000), S. 67-78.
- [5.15] Koloman, U.; Adamicková, M.; Kálna, K: *Increase of welded joint fatigue strength in steel structures by TIG dressing*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1773-99, IIW Commission XIII, 1999.
- [5.16] Dahle, T.: *Design fatigue strength of TIG-dressed welded joints in high-strength steels subjected to spectrum loading*; International Journal of Fatigue, Elsevier Science Publishers B.V., Vol. 20 (1998), No. 9, S. 669-678.
- [5.17] Haagensen, P.; Dragen, A.; Slind, T.; Orjsater, O.: *Prediction of the improvement in fatigue life of welded joints due to grinding, TIG dressing, weld shape control and shot peening*; Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 689-698.
- [5.18] Bignonnet, A.; Papadopoulos, Y.; Barrere, F.; Lieurade, H.; Lecoq, H.: *The influence of cathodic protection and post weld improvement on the fatigue resistance of steel welded joints*; Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 737-746.

- [5.19] Gerald, J.; Bignonnet, A.; Lieurade, H.; Lecoq, H.: *Corrosion fatigue tests on high strength steel tubular X nodes with improved welds*; Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 455-463.
- [5.20] Kado, S.; Ishiguro, T.; Hanzawa, M.; Yokota, H.: *Influence of the condition in TIG-dressing on fatigue strength in welded high strength steels*; International Institute of Welding, Doc. XIII-771-75, 1975, Doc. XIII-829-77, 1977.
- [5.21] Ikeda, K.; Denok, S.; Godai, T.; Ogawa, T.: *Improving of fatigue strength of fillet welded joint for 80 kg/mm² high strength steel*; International Institute of Welding, Doc. XIII-835-77, 1977.
- [5.22] Haagensen, P.: *Fatigue improvement techniques – advantages and limitations*; IIW International Conference on welded constructions for urban infrastructure, Bukarest, Juli 2003.
- [5.23] Sollich, A.: *Verbesserung des Dauerschwingverhaltens hochfester Stähle durch gezielte Eigenspannungserzeugung*, Fortschrittsberichte, Reihe 5: Grundstoffe und Werkstoffe, Nr. 376, VDI-Verlag, Düsseldorf, 1994.
- [5.24] Walbridge, S.: *A probabilistic study in post-weld treated tubular bridge structures*; Dissertation, EPFL, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Thèse 3330, 2005.
- [5.25] Smith, I.; Muster, W.; Bremen, U.: *Residual stresses and fatigue strength improvement of welded connections*; Proceedings of Conference on Effects of fabrication related stresses on product manufacture and performance, The Welding Institute, Cambridge, September 1985.
- [5.26] Bignonnet, A.; Picouet, L.; Lieurade, H.P.; Castex, L.: *The application of shot peening to improve the fatigue life of welded steel structures*, Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 669-678.
- [5.27] Dubois, V.: *Fatigue de détails soudés traités sous sollicitations d'amplitude variable*; Dissertation, EPFL, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Thèse 1260, 1994.
- [5.28] Lixing, H.; Dongpo, W.; Yufeng, Z.: *Investigation of the fatigue behaviour of the welded joints treated by TIG dressing and ultrasonic peening under variable amplitude load*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1915-02, 2002.
- [5.29] Ummenhofer, T.; Weich, I.; Nitschke-Pagel, T.: *Lebens- und Restlebensdauererlängerung geschweißter Windenergieanlagen türme und anderer Stahlkonstruktionen durch Schweißnahtnachbehandlungsverfahren*; Stahlbau 74 (2005), Heft 6, S. 412-422.
- [5.30] Wohlfahrt, H.; Nitschke-Pagel, T.: *Anhebung der Schwingfestigkeit und der Lebensdauer von Schweissverbindungen aus Stahl und Aluminiumlegierungen*; In: DVM-Bericht 127, „Mit Kerben leben?, 27. Tagung des DVM-Arbeitskreises Betriebsfestigkeit, Koblenz, 2000.
- [5.31] Smith I.; Dubois, V.; Bremen, U.: *Peening methods for improvement of fatigue strength*; International Institute of Welding, Doc. XIII-WG2-2-90, 1990
- [5.32] Statnikov, E. et al.: *Ultrasound tool for strain strengthening and relaxation treatment*; Patent of the RF No. 472782, 1975.
- [5.33] Statnikov, E.: *Applications of operational ultrasonic impact treatment (UIT) technologies in production of welded joints*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1667-97, IIW Commission XIII, 1997.
- [5.34] Roy, S.; Fisher, J.; Yen, B.: *Fatigue resistance of welded details enhanced by Ultrasonic Impact Treatment (UIT)*; International Journal of Fatigue 25 (2003), S. 1239-1247.

- [5.35] Haagensen, P.; Statnikov, E.; Lopez-Martinez, L.: *Introductory fatigue tests on welded joints in high strength steel and aluminium improved by various methods including ultrasonic impact treatment (UIT)*. International Institute of Welding, Doc. XIII-1748-98, Norwegian Delegation, 1998.
- [5.36] Kudrayavtsev, Y.; Kleiman, J.; Lobanov, L.; Knysh, V.; Prokopenko, G.: *Fatigue life improvement of welded elements by ultrasonic peening*; International Institute of Welding, Doc. XIII-2010-04, Ukrainian Delegation, 2004.
- [5.37] Lihavainen, V.-M.; Marquis, G.; Statnikov, E.: *Fatigue strength of a longitudinal attachment improved by ultrasonic impact treatment*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1990-03, Delegation of Finland and Russia, 2003.
- [5.38] Roy, S.; Fisher, J.; Yen, B.: *Fatigue Resistance of Welded Details Enhanced by ultrasonic impact treatment (UIT)*; ISOPE-2001, June 2001, Stavenger, Dänemark.
- [5.39] Fisher, J.; Statnikov, E.; Tehini, L.: *Fatigue strength enhancement by means of weld design change and the application of ultrasonic impact treatment*; Herkunft nicht bekannt.
- [5.40] Trufiakov, V.; Statnikov, E.; Mikheev, P.; Kuzmenko, A.: *The efficiency of ultrasonic impact treatment for improving the fatigue strength of welded joints*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1745-98, 1998.
- [5.41] Statnikov, E. et al.: *Comparison of ultrasonic impact treatment (UIT) and other Fatigue Life Improvement Methods*; International Institute of Welding, Doc. XIII-1817-00, Russian Delegation, 2000.
- [5.42] Godfrey, P.; Hicks, J.: *Control of fatigue performance of welded joints by attention to profile and by various weld treatments*; Steel in Marine Structures, Elsevier Science Publishers B.V., Amsterdam, 1987, S. 597-604.
- [5.43] Maddox, S.: *Improving the fatigue strength of welded joints by peening*; Metal Construction, Vol. 17, No. 4, 1985, S. 220-224.
- [5.44] Muck, A.: *Ertüchtigung von ermüdungsbeanspruchten Schweißverbindungen durch Anwendung von Ultrasonic Impact Treatment (UIT)*; Diplomarbeit, Universität Stuttgart, Institut für Konstruktion und Entwurf, Mitteilung Nr. 2005-6X, 2005.
- [5.45] Kuhlmann, U.; Günther, H.-P.; Dürr, A.: *Rehabilitation of Welded Joints by Ultrasonic Impact Treatment (UIT)*; IABSE Symposium 2005, Structures and Extreme Events, Lissabon, September 2005.
- [5.46] Cheng, X.; Fisher, J.; Yen, B.; Ma, Z.: *Fatigue crack inspection, weld repair and post-repair fatigue behavior of stainless steel welded components*; In: Proceedings of IABSE Symposium: Metropolitan Habitats and Infrastructure, Shanghai, China, September 2004.

12.6 Kerbgrundkonzept

- [6.1] Bäuml, A.; Seeger, T.: *Materials data for cyclic loading, supplement 1*; Materials Science Monographs 61, Elsevier, 1990.
- [6.2] Boller, C.; Seeger, T.: *Materials Data for Cyclic Loading*; Band 1-5, Elsevier Science Publishers, Amsterdam, 1987

- [6.3] Lawrence, F.; Mattos, R.; Higashida, Y.; Burk, J.: *Estimating the fatigue crack initiation life of welds*; ASTM STP 648, Fatigue testing of weldments, Philadelphia, 1979, S. 134-158.
- [6.4] Olivier, R.; Köttgen, G.; Seeger, T.: *Schwingfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage von örtlicher Beanspruchungen*; Schweißverbindungen I, Heft 143, Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt, 1989.
- [6.5] Köttgen, V.; Oliver, R.; Seeger, T.: *Schwingfestigkeitsanalyse für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*; Expert 91, Berechnung, Gestaltung und Fertigung von Schweißverbindungen im Zeitalter der Expertensysteme, DVS-Bericht 133, Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1992, S. 75-84.
- [6.6] Ramberg, W.; Osgood, W.: *Description of stress-strain curves by three parameters*; Technical Note, No. 902, NACA, 1943.
- [6.7] Masing, G.: *Eigenspannungen und Verfestigung bei Messing*; In: Proc. of the 2nd Inst. Congress of Applied Mechanics, 1926, S. 332-335.
- [6.8] Neuber, H.: *Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen*; Konstruktion im Maschinen-, Apparate- und Gerätebau, Heft 7, 1968, S. 245-251.
- [6.9] Peterson, R.: *Stress concentration factors*; John Wiley & Sons, New York, 1977.
- [6.10] Lawrence, F.; Ho, N.: *Constant amplitude an variable load history fatigue test results and predictions for cruciform and lap welds*; Elsevier Science Publisher B.V., Vol. 1 (1), 1984, S. 3-21.
- [6.11] Neuber, H.: *Theory of Stress Concentration for Shear Strained Prismatic Bodies with arbitrary non-linear Stress-Strain Law*; ASME, Journal of Appl. Mech., Vol. 26, No. 4, 1961, S. 544-550.
- [6.12] Topper, T.; Wetzel, R.; Morrow, J.: *Neuber's Rule Applied to Fatigue of Notched Specimens*; JMLSA 4, 1969, S. 200-209.
- [6.13] Amstutz, H.; Seeger, T.: *Fließkurven elastisch-plastisch beanspruchter Kreisscheiben nach der FE-Methode*; Bericht FD-1/1977, Fachgebiet für Werkstoffmechanik, TH Darmstadt, 1977.
- [6.14] Seeger, T.; Heuler, P.: *Generalised application of Neuber's rule*; Journal Test. Eval. 8, 1980, S. 199-204.
- [6.15] Glinka, G.: *Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories under Cyclic Loading*; Engineering Fracture Mechanics, 1985.
- [6.16] Manson, S.: *Behaviour of Metals under Conditions of Thermal Stress*; National Advisory Commission on Aeronautics, Report 1170, Cleveland, Lwes Flight Propulsion Laboratory, 1954.
- [6.17] Coffin, L.: *A Study of the Effects of Cyclic Thermal Stress on a Ductile Metal*; Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, 1954, S. 931-950.
- [6.18] Morrow, J.: *Cyclic Plastic Strain Energy and Fatigue of Metals*; ASTM STP 378, American Society for Testing and Materials, 1965, S. 45-87.
- [6.19] Klee, S.: *Das zyklische Spannungs- Dehnungs- und Bruchverhalten verschiedener Stähle*; Dissertation, Konstruktiver Ingenieurbau der TH Darmstadt, 1973.

- [6.20] Morrow, J.: *Fatigue Properties of Metals*; Fatigue Design Handbook, Section 3.2, Soc. of Automotive Eng., 1968.
- [6.21] Smith, K.; Watson, P.; Topper, T.: *A Stress-Strain Function of Mean Stress Effects on Fatigue Life by Use of Damage Parameters*; Int. Journal of Fatigue, 8 (3), 1986, S. 119-126.
- [6.22] Lawrence, F., Burk, J., Yung, J.: *Influence of Residual Stress on the Predicted Fatigue Life of Weldments*; ASTM STP 776, American Society for Testing and Materials, 1982, S. 33-43.
- [6.23] Reemsnyder, H.: *Evaluating the Effect of Residual Stress on Notched Fatigue Resistance*; In: F. Sheratt, J. Sturgeon (Hrsg.), Materials, Experimentation and Design in Fatigue, Proceedings of Fatigue, 1981, S. 273-295.
- [6.24] Seeger, T.; Heuler, P.: *Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile*; In: D. Munz (Hrsg.), Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, Deutsche Gesellschaft für Metallkunde, 1985, S. 213-235.
- [6.25] Vormwald, M.; Seeger, T.: *Crack Initiation Life Estimations for Notched Specimens with Residual Stresses Based on Local Strains*; In: E. Macherauch, V. Haug, Hrsg., Residual Stresses in Science and Technology, DGM Informationsgesellschaft, 1987, S. 743-750.
- [6.26] Bäumel, A.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen der Schwingfestigkeit randschichtverfestigter eigenspannungsbehafteter Bauteile*; Dissertation, Institut für Stahlbau und Werkstoffmechanik, Technische Universität Darmstadt, Heft 49, 1991.
- [6.27] Bruder, A.; Seeger, T.: *Lebensdauerberechnung für gekerbte Bauteile mit Randschicht und Eigenspannung*; Heft 193, Forschungskuratorium Maschinenbau (FKM), Frankfurt, 1995.
- [6.28] Bruder, A.; Seeger, T.: *Schwingfestigkeitsbeurteilung randschichtverfestigter Proben auf der Grundlage örtlicher elastisch-plastischer Beanspruchungen*; Mat.-wiss. U. Werkstofftechn. 26, 1995, S. 89-100.
- [6.29] Siebel, E.; Gaier, M.: *Untersuchungen zum Einfluss der Oberflächenbeschaffenheit auf die Dauerfestigkeit von metallischen Bauteilen*; VDI-Zeitschrift 98, 1956, S. 1751-1774.

12.7 Bruchmechanik

- [7.1] Schwalbe, K.-H.: *Bruchmechanik metallischer Werkstoffe*; Carl Hanser Verlag, München, 1980.
- [7.2] Rolfe, S.; Barsom, J.: *Fracture and fatigue control in structures*; Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, 1977.
- [7.3] Okumura, T.; Nishimura, T.; Miki, C.; Hasegawa, K.: *Fatigue crack growth rates in structural steels*; Proceedings of JSCE, No. 322, Juni 1992, S. 175-178.
- [7.4] Yazdani, N.; Albrecht, P.: *Crack growth rates of structural steel in air and aqueous environments*; Engineering Fracture Mechanics, Vol. 32, No. 6, 1989, S. 997-1007.
- [7.5] Tanaka, K.; Masuda, C.; Nishijima, S.: *Analysis of fatigue crack growth data for various steels with special reference to fracture mechanics and metallurgical structures*; Materials, Experimentation and design in fatigue, Westbury House, IPC, Guilford, 1981.
- [7.6] Geißler, K.: *Beitrag zur probabilistischen Berechnung der Restnutzungsdauer stählernder Brücken*; Dissertation, Schriftenreihe des Instituts für Tragwerke und Baustoffe, Technische Universität Dresden, 1995.

- [7.7] Kunz, P.: *Probabilistisches Verfahren zur Beurteilung der Ermüdungssicherheit bestehender Brücken aus Stahl*; Dissertation, EPFL, École Polytechnique Fédérale de Lausanne, Thèse 1023, 1992.
- [7.8] Smith, I.; Smith, R.: *Fatigue crack growth in a fillet welded joint*; Engineering Fracture Mechanics, Vol. 18, 1983, S. 861-869.
- [7.9] Johnston, G.: *Statistical scatter in fracture toughness and fatigue crack growth rate data*; In: Probabilistic fracture mechanics and fatigue methods: Application for structural design and maintenance, ASTM STP 798, American Society for Testing Materials, 1983, S. 42-66.
- [7.10] Blumenauer, H.; Pusch, G.: *Technische Bruchmechanik*; 3. Auflage, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1993.
- [7.11] Gross, D.: *Bruchmechanik*; 2. Auflage, Springer Verlag, 1996.
- [7.12] Broek, D.: *Elementary engineering fracture mechanics*; Noordhoff International Publishing, Leyden, 1974.
- [7.13] Irwin, G.: *Analysis of stresses and strains near the end of a crack transversing a plate*; Journal of Applied Mechanics, 24, 1957.
- [7.14] Hobbacher, A.: *Stress intensity factors of welded joints*; Engineering Fracture Mechanics, Vol. 46, No. 2, 1993, S. 173-182.
- [7.15] Newmann, J., Raju, I.: *An Empirical Stress-Intensity Factor for the Surface Crack*; Engineering Fracture Mechanics, Oxford 14, 1981, S. 185-192.
- [7.16] Murakami, Y.: *Stress Intensity Factors Handbook*; Pergamon Press, Oxford, 1987.
- [7.17] Tada, H.; Paris, P.; Irwin, G.: *The Stress Analysis of Cracks Handbook*; Del. Research Corporation, St. Louis, 1985.
- [7.18] Isida, I.; Noguchi, H.; Yoshida, T.: *Tension and Bending of Finite Thickness Plates with a Semi-Elliptical Crack*; International Journal of Fracture, Vol. 26 (1984), S. 157-188.
- [7.19] Albrecht, P.; Yamada, K.: *Rapid Calculation of Stress Intensity Factors*; Journal of Structural Division, Vol. 103, No. ST2, Feb. 1977, S. 377-389.
- [7.20] Yamada, K.; Hirt, M.: *Fatigue Crack Propagation From Fillet Weld Toes*; Journal of Structural Division, Vol. 108, No. ST7, July 1982, S. 1526-1540.
- [7.21] Pang, H.: *A Review of Stress Intensity Factors for a Semi-Elliptical Surface Crack in a Plate and Filled Welded Joint*; TWI Journal, Vol. 2, No. 4, 1993, S. 376-385.
- [7.22] Smith, I.: *Stress Intensity Factor for Toe Defects in Single-Sided Transverse Attachments of Varying Thickness made with fully penetrating Welds*; IIW-Doc. No XIII-1175-85, International Institute of Welding, 1985.
- [7.23] Bowness, D.; Lee, M.: *Prediction of weld toe magnification factors for semi-elliptical cracks in T-butt joints*; International Journal of Fatigue 22, 2000, S. 369-387.
- [7.24] Irwin, G.: *Plastic zone near a crack and fracture toughness*; In: Proceedings of the 7th Sagamore Army Materials, New York, 1960.
- [7.25] Paris, P.; Erdogan, A.: *Critical analysis of crack propagation law*; Journal of Basic Engineering, Transaction, ASME Series D, Vol. 85, 1963, S. 528-534.
- [7.26] Elber, W.: *Fatigue crack closure under cyclic tension*; Engineering Fracture Mechanics, 1970, S. 37-45.

- [7.27] Seeger, T.: *Ein Beitrag zur Berechnung von statisch und zyklisch belasteten Riss scheiben nach dem Dugdale-Barenblatt-Modell*; Institut für Statik und Stahlbau, Technische Universität Darmstadt, Heft 21, 1973.
- [7.28] Hardrath, J.; Newman, W.; Elber, W.; Poe, C.: *Recent developments in analysis of crack propagation and fracture of practical materials*; TM 78 766, NASA, 1978.
- [7.29] Führung, H.: *Berechnung von elastisch-plastischen Beanspruchungsabläufen in Dugdale-Riss scheiben auf der Grundlage nichtlinearer Schwingbruchmechanik*; Institut für Statik und Stahlbau, Technische Universität Darmstadt, Heft 30, 1977.
- [7.30] Newman, J.: *A Finite Elemente Analysis of Fatigue Crack Closure*; In: *Mechanics of Crack Growth*, ASTM STP 590, 1976.
- [7.31] Schijve, J.: *Some formulas for the opening stress level*; *Engineering Fracture Mechanics*, 1981, S. 461-465.
- [7.32] Ibrahim, F.; Thompson, J.; Topper, T.: *A study of the effect of mechanical variables on fatigue crack closure and propagation*; *Int. Journal of Fatigue*, 8, 1986, S. 135-142.
- [7.33] McClung, R.; Sehitoglu, H.: *On the finite element analysis of fatigue crack closure*; *Engineering Fracture Mechanics*, 1989, S. 237-272.
- [7.34] McClung, R.; Sehitoglu, H.: *Closure and growth of fatigue cracks at notches*; *Journal of Engineering Mater. and Tech.*, 114, 1992, S. 1-7.
- [7.35] Dugdale, D.: *Yielding of Steel Sheets Containing Slits*; *J. Mech. Phy. Solids*, 8, 1960, S. 100-108.
- [7.36] Wheeler, O.: *Spectrum loading and crack growth*; *Journal of basic engineering (ASME)*, Vol. 94, 1972, S. 181-186.
- [7.37] Wang, G.; Blom, A.: *A strip model for fatigue crack growth predictions under general load conditions*; *Engineering Fracture Mechanics*, 1991, S. 507-533.
- [7.38] De Koning, A.: *A simple crack closure model for prediction of fatigue crack growth rates under variable-amplitude loading*; In: *Fracture Mechanics, Thirteen symposium*, American Society of Testing and Materials (ASTM STP 595), Philadelphia, 1976, S. 306-319.
- [7.39] Hanel, J.: *Rissfortschreitung in ein- und mehrstufig schwingbelasteten Scheiben mit besonderer Berücksichtigung des partiellen Riss schließens*; Technische Hochschule Darmstadt, Institut für Statik und Stahlbau, Heft 27, 1975.
- [7.40] Elber, W.: *The significance of fatigue crack closure. Damage tolerance in aircraft structures*; American Society of Testing and Materials (ASTM STP 486), Philadelphia, 1971, S. 230-242.
- [7.41] Fleck, N.; Shin, C.; Smith, R.: *Fatigue crack growth under compressive loading*; *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, S. 173-185.
- [7.42] Tomica, V.; Slavik, J.: *Effect of Inspection on Fatigue Life of Existing Orthotropic Steel Bridge Decks*; *European Workshop, Thin-Walled Structures*, Edited by Rykaluk, Pasternak, Krzywowa-Kreisau, Poland, 1996, S. 169-174.

12.8 Programmsysteme

- [8.1] Programmsystem Microsoft ® Access 2002.
- [8.2] Programmsystem ANSYS Release 10.0, ANSYS Inc., 2005.
- [8.3] Programmsystem Mathcad Plus 6.0 für Profis, MathSoft Inc., 1995.

Anhang A

Statistische Auswerteverfahren

A.1 Allgemeines

Als statistische Auswerteverfahren für die Bestimmung von charakteristischen Ermüdungsfestigkeitswerten stehen die Verfahren nach dem Hintergrundbericht zu Eurocode 3 [4.29] und nach der IIW-Richtlinie [4.27] zur Verfügung. Die beiden Verfahren sind grundsätzlich ähnlich, sie unterscheiden sich jedoch im Detail. Im Weiteren wird die Vorgehensweise nach dem Hintergrundbericht zu Eurocode 3 [4.29] zur Bestimmung von charakteristischen Ermüdungsfestigkeiten aufgezeigt.

A.2 Definition der *Wöhlerlinie*

Mit Hilfe der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_C$ bei 2 Millionen Lastwechsel und der Steigung m kann die Gleichung der *Wöhlerlinie* im Zeitfestigkeitsbereich wie folgt allgemein beschrieben werden, siehe Bild A.1:

$$N = N_C \cdot (\Delta\sigma/\Delta\sigma_C)^{-m} \quad (\text{A.1})$$

mit

$\Delta\sigma_C$ = Ermüdungsfestigkeit bzw. Kerbgruppe

$N_C = 2 \cdot 10^6$ Lastwechsel

m = Neigung der *Wöhlerlinie*

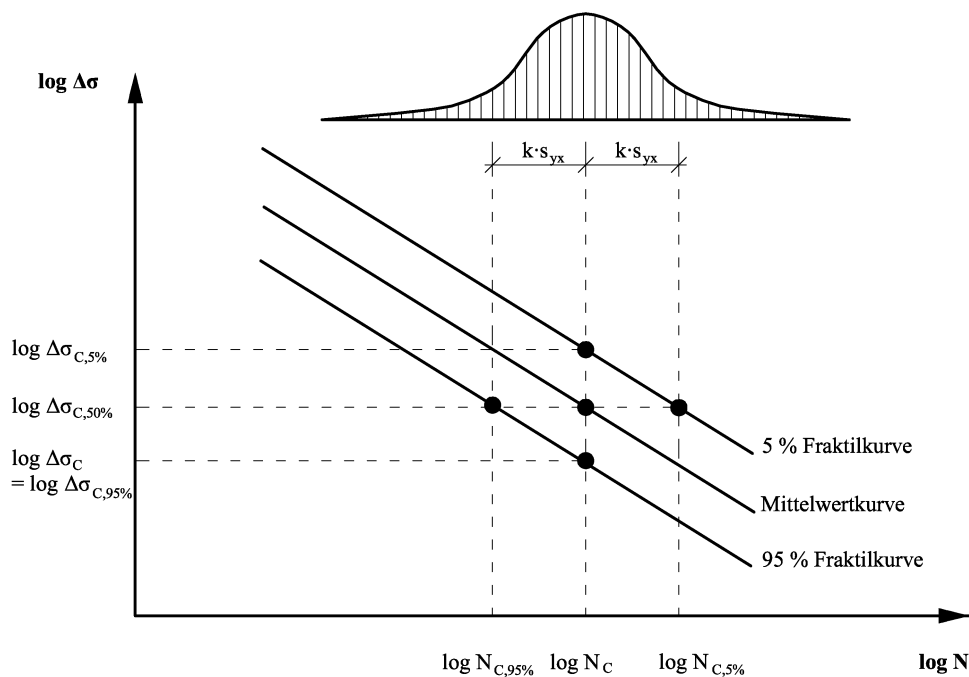


Bild A.1: Definition der *Wöhlerlinie*

A.3 Bestimmung der Mittelwertkurve

Die Mittelwertkurve aus n Versuchen wird mittels einer linearen Regression auf Basis der logarithmischen Datenpaare $\log \Delta\sigma_i$ und $\log N_i$ ermittelt, wobei die Lastspielzahl als abhängige und die Spannungsschwingbreite als unabhängige Variable betrachtet wird.

Für die Mittelwertkurve wird folgende Geradengleichung angenommen:

$$y_m = \alpha + \beta \cdot x \quad (\text{A.2})$$

mit

$$y_m = \log N$$

$$x = \log \Delta\sigma$$

$$\alpha = \log a$$

$$\beta = -m$$

Die Berechnung der Koeffizienten erfolgt nach dem Prinzip der Minimierung der Summe der vertikalen Abweichungsquadrate unter Berücksichtigung folgender Hilfsgrößen:

$$S_{xx} = \sum_{i=1}^n x_i^2 - \frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2 \quad (\text{A.3})$$

$$S_{yy} = \sum_{i=1}^n y_i^2 - \frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n y_i \right)^2 \quad (\text{A.4})$$

$$S_{xy} = \sum_{i=1}^n x_i \cdot y_i - \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n x_i \cdot \sum_{i=1}^n y_i \quad (\text{A.5})$$

Die Steigung und der y-Achsenabschnitt ergeben sich wie folgt:

$$\beta = S_{xy} / S_{xx} \quad (\text{A.6})$$

$$\alpha = \log a = \frac{1}{n} \cdot \left(\sum_{i=1}^n y_i - \beta \cdot \sum_{i=1}^n x_i \right) \quad (\text{A.7})$$

Die mittlere Schwingbreite $\Delta\sigma_{c,50\%}$ bei einer Lastspielzahl N_C von 2 Mio. ist wie folgt definiert:

$$\log \Delta\sigma_{c,50\%} = (\log N_C - \log a) / \beta \quad (\text{A.8})$$

A.4 Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit

Für die Entwicklung eines Bemessungsvorschlags wird die Mittelwertkurve um das Maß des Produkts von Korrekturfaktor k und Standardabweichung s_{yx} zu einer 95 %-Fraktilkurve entsprechend Bild A.1 parallel verschoben. Die charakteristischen Werte ergeben sich somit nach folgender Formel:

$$y_{95\%} = y_m - k \cdot s_{yx} \quad (\text{A.9})$$

mit

$$y_{95\%} = \log N_{95\%}$$

$$y_m \text{ nach Gl. (A.2)}$$

Der dazugehörige y-Achsenabschnitt bzw. die zugehörige Schwingbreite lassen sich wie folgt berechnen:

$$\log a_{95\%} = y_{95\%} - \beta \cdot \log \Delta\sigma_{c,50\%} \quad (\text{A.10})$$

$$\log \Delta\sigma_c = \log \Delta\sigma_{c,95\%} = (\log N_C - \log a_{95\%}) / \beta \quad (\text{A.11})$$

Die Ermittlung der Standardabweichung erfolgt wie folgt:

$$s_{yx} = \sqrt{\frac{S_{yy} - \beta \cdot S_{xy}}{n - 2}} \quad (\text{A.12})$$

Neben der Standardabweichung s_{yx} dient der Korrekturfaktor k zur Berücksichtigung weiterer Einflüsse wie Abweichungen bei der angenommenen Verteilung oder Unterschiede zwischen der Stichprobe und den gesamten Datensatz. Die Ermittlung des Faktors k erfolgt nach dem Hintergrundbericht zu Eurocode 3 [4.29] wie folgt:

$$k = t_{(0,95; n-2)} \cdot \sqrt{f} \quad (\text{A.13})$$

$$f = 1 + \frac{1}{n} + \frac{\left(x_{C,50\%} - \frac{1}{n} \sum_n x_i \right)^2}{S_{xx}} \quad (\text{A.14})$$

mit

$t_{(0,95;n-2)}$ Wert der Student'schen t-Verteilung für eine einseitige Wahrscheinlichkeit von 95 % oder eine zweiseitige von 90 % bei $n - 2$ Freiheitsgrade (10% Irrtumswahrscheinlichkeit)

$$x_{C,50\%} = \log \Delta\sigma_{C,50\%}$$

Das bisher gezeigte Verfahren führt auf Basis der vorhandenen Datenpaare zu einer optimierten Regressionsgeraden, die ein *Minimum für die Standardabweichung* aufweist. Ist die Datenbasis jedoch relativ klein, die Verteilung der Daten relativ gering oder wird für die Steigung eine ganze Zahl angestrebt, so kann die Auswertung auch mit einer vorgegebenen Steigung aus vergleichbaren Untersuchungen durchgeführt werden. In diesem Fall entfällt die Beziehung nach Gl. (A.6) und für den Standardabweichung ergibt sich folgende gegenüber Gl. (A.12) verallgemeinerte Beziehung:

$$s_{yx} = \sqrt{\frac{1}{n-2} \cdot \sum_{i=1}^n (y_i - y_{m,i})^2} \quad (\text{A.15})$$

Anhang B

**Allgemeine Angaben zu den
experimentellen Untersuchungen**

B.1 Chemische Zusammensetzung der Grundmaterialien

Tabelle B.1: Chemische Zusammensetzung der Grundmaterialien in [%] und Kohlenstoffäquivalente CE und CET nach Gl. (2.1) und (2.2)

Prüfkörper	Klein- und Großprüfkörper				Träger	
Stahlsorte	S355J2	S460ML	S690QL1	S690QL1	S690QL1	S690QL1
Nennblechdicke	12mm	12mm	12mm	25mm	12mm	12mm
Hersteller	D	V	V	D	D	V
C	0,139	0,037	0,074	0,167	0,173	0,074
Si	0,504	0,320	0,380	0,313	0,279	0,380
Mn	1,56	1,50	1,61	1,28	1,28	1,61
P	0,017	0,004	0,010	0,012	0,011	0,010
S	0,0014	0,0010	0,0010	0,0008	0,0009	0,0010
Al	0,045	0,037	0,036	0,084	0,064	0,036
Cr	-	0,180	0,020	0,313	0,057	0,020
Ni	-	0,020	0,020	0,118	0,029	0,020
Mo	-	0,002	0,550	0,361	0,103	0,550
Cu	-	0,025	0,021	0,021	0,020	0,021
V	-	0,008	0,055	0,001	0,001	0,055
Ti	-	0,014	0,003	0,003	0,003	0,003
Nb	-	0,045	0,017	0,028	0,030	0,017
N	-	0,0045	0,0049	0,0048	0,0039	0,0049
B	-	-	0,0002	0,0016	0,0018	0,0002
Zr	-	-	0,0001	0,0002	0,0002	0,0001
Sn	-	-	0,0002	-	-	0,0002
As	-	-	0,0003	-	-	0,0003
CE	0,40	0,33	0,47	0,52	0,42	0,47
CET	0,30	0,20	0,29	0,35	0,32	0,29
D = AG der Dillinger Hüttenwerke			V = voestalpine Grobblech GmbH			

B.2 Mechanische Eigenschaften der Grundmaterialien

Tabelle B.2: Werkstoffkennwerte längs zur Walzrichtung der Bleche nach DIN EN 10002-1 [1.21] und DIN EN 10045-1 [1.22]

Prüfkörper		Klein- und Großprüfkörper				Träger	
Stahlsorte		S355J2	S460ML	S690QL1	S690QL1	S690QL1	S690QL1
Nennblechdicke		12mm	12mm	12mm	25mm	12mm	12mm
Hersteller		D	V	V	D	D	V
Zugversuch	E-Modul E [N/mm ²]	207.400	206.500	212.500	205.400	205.800	208.900
	Streckgrenze f _{yk} [N/mm ²]	398,3	503,5	812,8	737,8	759,8	774,4
	Zugfestigkeit f _{uk} [N/mm ²]	537,2	553,4	870,8	794,1	798,6	847,9
	Bruchdehnung A ₅ [%]	32,0	28,0	17,0	18,0	19,0	16,0
Kerbschlag- biegeversuch	Probeform	CHP-V	CHP-V	CHP-V	CHP-V	CHP-V	CHP-V
	Prüftemperatur T ₀ [°C]	-20	-60	-60	-60	-60	-60
	Kerbschlagarbeit AV [J]	211	391	260	210	164	226
D = AG der Dillinger Hüttenwerke				V = voestalpine Grobblech GmbH			

B.3 Schweißparameter

Tabelle B.3: Schweißparameter

Prüfkörper	Klein- und Großprüfkörper				Träger	
Stahlsorte	S355J2	S460ML	S690QL1	S690QL1	S690QL1	S690QL1
Nennblechdicke t [mm]	12	12	12	25	12	12
Nahtart	Kehlnaht	Kehlnaht	Kehlnaht	Kehlnaht	Halskehl- naht	Kehlnähte Quersteife
Nahtdicke a [mm]	4	4	4	4	6	4
Lagen	1	1	1	1	1	1
Verfahren	MAG	MAG	MAG	MAG	MAG	MAG
	vollmech.	vollmech.	vollmech.	vollmech.	vollmech.	manuell
Schweißzusatz	-	Drahtelek. OK Autrud 13.29	Drahtelek. Carbofil MoNiCr	Drahtelek. Carbofil MoNiCr	Drahtelek. VDG MoNiCr	Drahtelek. VDG MoNiCr
Durchmesser Ø [mm]	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
Vorwärmtemp. T ₀ [°C]	ca. 100	80	120-150	120-150	25	25
Spannung U [V]	32-35	ca. 30	30-32	30-32	28-30	28-30
Stromstärke I [A]	ca. 260	ca. 260	300-320	300-320	270-300	270-300
Vorschub [cm/min]	44-50	38	30-35	30-35	33	ca. 30
Schutzgas	M21	M21	M21	M21	M21	M21
Abkühlzeit t _{8/5} [s]	ca. 9,0	ca. 9,0	8,0-10,7	8,0-10,7	ca. 9,4	ca. 10,9

Anhang C

Bruchmechanik

C.1 Werkstoffkennwerte der Risswachstumsgleichung

C.1.1 Baustähle allgemein

Quelle	Werkstoff	m	C
<i>ESCS</i> [4.1]	S355N	3,05	$8,55 \cdot 10^{-14}$
<i>ESCS</i> [4.1]	S355M	2,94	$1,71 \cdot 10^{-13}$
<i>Hanel</i> [7.39]	St37	3,33	$1,37 \cdot 10^{-14}$
<i>Hanel</i> [7.39]	St52	3,18	$3,39 \cdot 10^{-14}$
<i>Hirt</i> [4.9]	Baustähle	3,00	$2,00 \cdot 10^{-13}$
<i>Okumura</i> [7.3]	ferritisch-perlitisch	4,00	$1,80 \cdot 10^{-16}$
<i>Tanaka</i> [7.5]	ferritisch-perlitisch	3,50	$5,38 \cdot 10^{-15}$
<i>Yazdani/Albrecht</i> [7.4]	„mild steels“	3,334	$1,48 \cdot 10^{-14}$
<hr/>			
Quelle	Werkstoff	C (m)	C (3)
<i>Gurney</i> [4.13]	Baustähle	$C = 1,32 \cdot 10^{-4} \cdot 895^{-m}$	$1,84 \cdot 10^{-14}$

C.1.2 Höherfeste Stähle

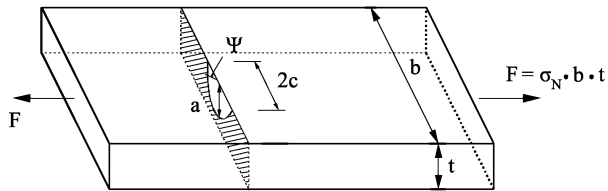
Quelle	Werkstoff	m	C
<i>ESCS</i> [4.1]	S690QL1	2,17	$3,31 \cdot 10^{-11}$
<i>Okumura</i> [7.3]	vergütet	3	$1,60 \cdot 10^{-13}$
<i>Rolfe/Barsom</i> [7.2]	martensitisch	2,25	$3,66 \cdot 10^{-11}$
<i>Tanaka</i> [7.5]	vergütet	2,7	$1,35 \cdot 10^{-12}$
<i>Yazdani/Albrecht</i> [7.4]	vergütet	2,534	$3,58 \cdot 10^{-12}$
<hr/>			
Quelle	Werkstoff	C (m)	C (2,25)
<i>Gurney</i> [4.13]	Baustähle	$C = 1,32 \cdot 10^{-4} \cdot 895^{-m}$	$3,01 \cdot 10^{-11}$

C.2 Korrekturfunktion Y

C.2.1 Blechmitte

HALBELLIPTISCHER RISS, ZUG, BLECHMITTE

Newman und Raju [7.15]



Gültigkeitsbereich:

$$0 \leq a/c \leq 1$$

$$2c/b \leq 0,5$$

$$0 < \psi < \pi$$

$$Y = \frac{F_s}{\sqrt{Q}}$$

$$F_s = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \cdot g \cdot f_\psi \cdot f_w$$

$$Q = 1 + 1,464 \cdot \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}$$

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \cdot \frac{a}{c}$$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}}$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \cdot \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{24}$$

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \sin \psi)^2$$

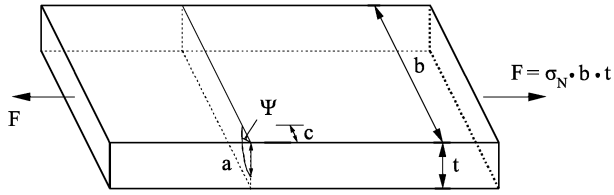
$$f_\psi = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cdot \cos^2 \psi + \sin^2 \psi \right]^{\frac{1}{4}}$$

$$f_w = \frac{1}{\cos \left(\frac{\pi \cdot c}{B} \cdot \sqrt{\frac{a}{t}} \right)}$$

C.2.2 Blechrand

VIERTELELLIPTISCHER RISS, ZUG, BLECHRAND

Newman und Raju [7.15]



Gültigkeitsbereich:

$$0,2 \leq a/c \leq 1$$

$$2c/b \leq 0,2$$

$$0 < \psi < \pi/2$$

$$Y = \frac{F_s}{\sqrt{Q}}$$

$$F_s = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \cdot g_1 \cdot g_2 \cdot f_\psi$$

$$Q = 1 + 1,464 \cdot \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}$$

$$M_1 = 1,08 - 0,03 \cdot \frac{a}{c}$$

$$M_2 = -0,44 + \frac{1,06}{0,3 + \frac{a}{c}}$$

$$M_3 = 0,5 - 0,25 \cdot \frac{a}{c} + 14,8 \cdot \left(1 - \frac{a}{c} \right)^{15}$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \sin \psi)^3$$

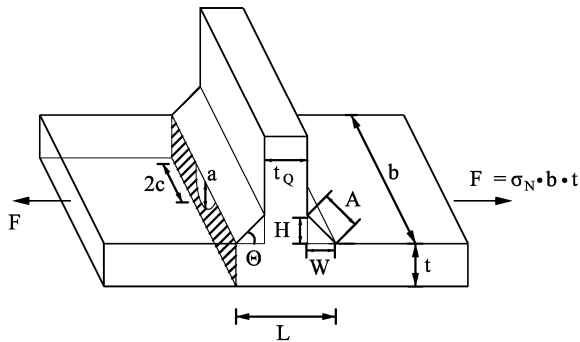
$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \cos \psi)^3$$

$$f_\psi = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cdot \cos^2 \psi + \sin^2 \psi \right]^{\frac{1}{4}}$$

C.3 Korrekturfunktion M_k

Quersteife, Zug

Hobbacher [7.14]



Gültigkeitsbereich:

$$0,2 \leq \frac{H}{t} \leq 1,0 \quad 0,2 \leq \frac{t_Q}{t} \leq 4,0$$

$$0,2 \leq \frac{W}{t} \leq 1,0 \quad 0,175 \leq \frac{A}{t} \leq 0,72$$

$$15^\circ \leq \Theta \leq 60^\circ \quad \hat{=} \quad \frac{\pi}{12} \leq \Theta \leq \frac{\pi}{3}$$

$$M_k = C \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^k \quad \text{und } M_k \geq 1,0$$

$$C = 0,8068 - 0,1554 \cdot \frac{H}{t} + 0,0429 \cdot \left(\frac{H}{t}\right)^2 + 0,0794 \cdot \frac{W}{t}$$

$$k = -0,1993 - 0,1839 \cdot \frac{H}{t} + 0,0495 \cdot \left(\frac{H}{t}\right)^2 + 0,0815 \cdot \frac{W}{t}$$

Lebenslauf

Name: André Michael Dürr

Geburtsdaten: 4. November 1972 in Ulm-Söflingen

1979 – 1983 Grundschole in Bermaringen und Herrlingen

1983 – 1989 Realschole in Blaustein

1989 – 1992 Technisches Gymnasium an der Robert-Bosch-Schole in Ulm

Mai 1992 Abitur

1992 – 1993 Bundeswehr in München und Ulm

1993 – 1999 Studium des Bauingenieurwesens an der Universität Stuttgart,
Vertiefung im Konstruktiven Ingenieurbau

1995 – 1999 Wissenschaftliche Hilfskraft am Institut für Mechanik (Bauwesen)

1996 – 1997 Auslandsstudium am Georgia Institute of Technology in Atlanta (USA)

August 1997 Abschluss Master of Science in Civil Engineering

Mai 1999 Abschluss Diplom-Ingenieur

1999 – 2000 Mitarbeiter im Technischen Büro der Züblin AG, Niederlassung Stuttgart

2000 – 2006 Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Konstruktion und Entwurf,
Universität Stuttgart

seit 2006 Mitarbeiter im Technischen Büro der Donges Stahlbau GmbH, Darmstadt