

**Untersuchungen zum werkstoffspezifischen Ermüdungs-
verhalten von Aluminium-Schweißkonstruktionen unter
Berücksichtigung der lokalen Schweißnahtgeometrie**

Dissertation
zur Erlangung des akademischen Grades
DOKTOR-INGENIEURIN

vorgelegt von
Dipl.-Ing. Marion Rosenthal
aus Olpe

eingereicht dem
Fachbereich Maschinenbau
der Universität Siegen

Referent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. D. Horst
Korreferent: Univ.-Prof. Dr.-Ing. C. Friedrich

Tag der mündlichen Prüfung: 10. Dezember 2009

Gedruckt auf alterungsbeständigem, holz- und säurefreiem Papier.

Kurzfassung

Die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen hängt erwiesenermaßen von den lokalen Parametern der Geometrie, der Belastung und des Werkstoffs ab; trotzdem wird das Zusammenwirken dieser Einflussgrößen in den Bemessungsrichtlinien lediglich phänomenologisch berücksichtigt. Insbesondere bei Aluminium-Schweißverbindungen, die durch Werkstoffinhomogenitäten, Schweißimperfektionen und geometrische Schweißnahtparameter gekennzeichnet sind, müssen unter Berücksichtigung fertigungstechnischer Merkmale sämtliche Einflüsse Eingang in die Berechnungen finden. Als Fortsetzung der Untersuchung eines DFG-Forschungsprojekts, welches die Übertragbarkeit von Lebensdauerdaten geschweißter Kleinproben auf geschweißte konstruktive Details und bauteilähnliche Ersatzmodelle analysiert, wird die Bewertung verschiedener Konzepte zur betriebsfesten Auslegung dynamisch beanspruchter Schweißkonstruktionen einerseits auf die Kombination nicht artgleicher Aluminiumknetlegierungen und andererseits auf Modellbildungen, welche die hinsichtlich der Ermüdungsfestigkeit als besonders kritisch zu erachtenden Schweißnahtanfänge und -enden berücksichtigen, erweitert. Dabei wird bewusst die reine Anwendung solcher Konzepte hinterfragt, die statistisch begründete, einheitliche lokale Geometrieparameter ansetzen und so eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch eine Optimierung der Schweißbarkeit aufgrund fertigungs-, aber auch werkstofftechnischer Maßnahmen pauschal negieren. Um einen möglichst nahen Bezug zur gängigen Praxis gewährleisten zu können, erfolgt die Untersuchung am Fahrgestell eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise.

Unter Beachtung der experimentell untersuchten Schweißbeignung der Werkstoffe und der fertigungstechnischen Schweißmöglichkeit werden Modelle für die Anwendung sowohl des Strukturspannungs- als auch des Kerbspannungskonzepts erstellt und Modellierungsangaben wie Elementtyp und -größe sowie Diskretisierungsgrad der Vernetzung gegeben. Durch die gezielte Variation nicht nur der lokalen Schweißnahtgeometrie sondern auch der Schweißnahtanfänge und -enden kann auf der Basis einer FE-Analyse ein entscheidender strukturmechanischer Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der kompletten Schweißverbindung nachgewiesen werden. Unter Beachtung fertigungstechnischer Aspekte wird eine Empfehlung für die Gestaltung der Schweißnähte in Abhängigkeit der vorliegenden Beanspruchung gegeben, deren Aufwand in den Regelwerken zur Bauteilauslegung jedoch lediglich überschlägig honoriert werden kann.

Die Zusammenführung der auf den gängigen Regelwerken basierenden, analytisch und numerisch durchgeführten Berechnungen sowie der experimentellen Untersuchungen zeigt in einer Gesamtbewertung, dass die ganzheitliche Betrachtung der Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit einen entscheidenden Beitrag zur praktischen Konstruktion und Bemessung dynamisch beanspruchter Aluminium-Schweißkonstruktionen leisten kann. Neben der detaillierten und nachvollziehbaren Beschreibung der angewandten Methodik wird auch eine Charakterisierung der Unsicherheiten gegeben, die aus der modellabhängigen Vernachlässigung spezifischer Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit resultieren. Mit Hilfe des entwickelten FE-Modells findet schließlich eine Strukturoptimierung der Achsanbindung des Fahrgestells statt. So können unter Berücksichtigung der realen fertigungstechnischen Schweißmöglichkeit sowie der ermittelten Schweißbeignung der artungleichen Grund- und Zusatzwerkstoffe auf der Grundlage einer optimierten Spannungsverteilung Empfehlungen für die geometrische Gestaltung und die schweißtechnische Anbindung im kritischen Bereich gegeben werden.

Danksagung

Die vorliegende Dissertationsschrift entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftliche Mitarbeiterin am Institut für Konstruktion im Fachbereich Maschinenbau der Universität Siegen.

Zu großem Dank bin ich allen verpflichtet, die zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben. Mein erster Dank geht an meinen Betreuer, Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. H. D. Horst für die Möglichkeit der Promotion und das mir entgegengebrachte Vertrauen. Darüber hinaus danke ich ihm für seine stets wohlwollende Unterstützung und die mir gewährte Entfaltungsmöglichkeit. Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. C. Friedrich gilt mein Dank für sein Interesse an meiner Arbeit und die freundliche Übernahme des Korreferats. Weiterhin möchte ich mich bei Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. H.-J. Christ und Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. C.-P. Fritzen für ihre Beiträge im Rahmen des Promotionsverfahrens sehr herzlich bedanken.

Darüber hinaus möchte ich mich bei allen Mitarbeitern der Arbeitsgruppe „Schweißkonstruktion im Maschinenbau“ für die stets sehr gute Arbeitsatmosphäre bedanken, die wesentlich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat. Ein besonderer Dank geht an meinen langjährigen Kollegen Herrn Dipl.-Ing. W. Menn für seine stete Diskussionsbereitschaft bei wissenschaftlichen Fragestellungen sowie für die gemeinsam erlebte Zeit am Institut. Ein weiteres Dankeschön gilt allen Studentinnen und Studenten, die mit ihren wissenschaftlichen Arbeiten wertvolle Beiträge geleistet haben.

Bedanken möchte ich mich weiterhin bei der Fa. Meierling GmbH & Co. KG für die reibungslose und unkomplizierte Zusammenarbeit.

Mein letzter, aber nicht geringster Dank gilt meiner Familie, die mir durch ihren Einsatz und ihren Rückhalt ein unbeschwertes Studium und eine sorglose Promotionszeit ermöglicht hat.

Olpe, im Januar 2010

Marion Rosenthal

Inhaltsverzeichnis

Abkürzungsverzeichnis	VI
Nomenklatur	VIII
1 Einleitung	1
1.1 Problemstellung	1
1.2 Ziel und Gliederung der Arbeit	2
2 Literaturrecherche zum Stand der Technik	5
2.1 Gefüge und mechanische Eigenschaften von Aluminiumknetlegierungen	5
2.1.1 Naturharte und aushärtbare Aluminiumlegierungen	5
2.1.2 Naturharte Aluminiumlegierungen des binären Systems Al Mg (5xxx)	6
2.1.2.1 Einfluss der Legierungselemente auf die Eigenschaften der Al Mg-Serie (5xxx)	6
2.1.2.2 Einfluss der Halbzeugherstellung auf das Gefüge und die Eigenschaften der Al Mg-Serie (5xxx)	7
2.1.3 Aushärtbare Aluminiumlegierungen des ternären Systems Al MgSi (6xxx)	9
2.1.3.1 Einfluss der Legierungselemente auf die Eigenschaften der Al MgSi-Serie (6xxx)	9
2.1.3.2 Einfluss der Halbzeugherstellung auf das Gefüge und die Eigenschaften der Al MgSi-Serie (6xxx)	11
2.1.4 Eigenschaften der naturharten ternären Aluminiumlegierung Al Mg _{4,5} Mn _{0,7} (EN AW-5083) sowie der aushärtbaren ternären Aluminiumlegierung Al Si ₁ MgMn (EN AW-6082)	14
2.1.5 Verbindungen aus naturharten und aushärtbaren Aluminiumlegierungen	15
2.1.5.1 Hybride Bauweise	15
2.1.5.2 Anwendungsbereiche der hybriden Bauweise	16
2.2 Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen	19
2.2.1 Schweißbarkeit von Aluminiumlegierungen	19
2.2.2 Gefüge von Schmelzschweißverbindungen aus Aluminiumlegierungen	22
2.2.3 Einfluss der werkstoffspezifischen Eigenschaften von Aluminium auf den Schweißprozess	25
2.2.4 Schweißverfahren zum Verbinden von Aluminiumlegierungen	28
2.2.4.1 Anforderungen an das Schweißverfahren	28
2.2.4.2 Einsatz des Metall-Inertgas (MIG)-Schweißens zum Fügen von Aluminiumlegierungen	29
2.2.4.3 Einsatz des Wolfram-Inertgas (WIG)-Schweißens zum Fügen von Aluminiumlegierungen	31

2.2.4.4	Neueste Entwicklungen auf dem Gebiet der Aluminiumschweißtechnik	32
2.3	Betriebsfeste Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen	35
2.3.1	Kerben und Kerbwirkung	35
2.3.1.1	Gliederung der Kerben	35
2.3.1.2	Definition der Kerbwirkung	36
2.3.1.3	Mikrostützwirkung nach NEUBER	38
2.3.2	Schwingfestigkeitsrelevante Schweißnahtmerkmale	39
2.3.3	Globale und lokale Konzepte zur Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen	41
2.3.3.1	Übersicht und Grundlage globaler und lokaler Konzepte	41
2.3.3.2	Nennspannungskonzept	43
2.3.3.3	Strukturspannungs- oder Strukturdehnungskonzept	45
2.3.3.4	Lokale Konzepte	47
2.3.3.5	Kerbspannungskonzept mit einem fiktiven Ersatzradius	49
3	Untersuchungsobjekt	52
3.1	Ausführungen und Einsatzgebiete von Kippfahrzeugen	52
3.2	Hinterkipppaufbau	53
3.2.1	Konstruktion und Fertigung des Hinterkipppaufbaus	53
3.2.2	Modellierung des Hinterkipppaufbaus	54
3.3	Fahrgestell	54
3.3.1	Aufbau des Fahrgestells	54
3.3.2	Konstruktion und Fertigung des Fahrgestellrahmens	56
3.3.2.1	Leiterrahmen	56
3.3.2.2	Achsanbindung	57
3.3.2.3	Luftfederstütze	58
3.3.3	Modellierung des Fahrgestells	59
3.3.4	Belastungen des Fahrgestells	59
4	Nationale und internationale Regelwerke für den Festigkeitsnachweis von Aluminium-Schweißkonstruktionen (Analytische Berechnung)	61
4.1	Generelle Vorgehensweise beim Nennspannungskonzept	61
4.1.1	Sicherheits- und Bemessungskonzepte	61
4.1.2	Konzepte der Berechnung	62
4.1.3	Nachzuweisende Querschnitte bei Schweißverbindungen	62
4.1.4	Rechnerische Schweißnahtflächen	63
4.1.5	Statisches Moment	65

4.1.6	Ermittlung der Nennspannungen bei Schweißverbindungen	65
4.2	Qualität der Schweißverbindung	66
4.3	Bemessung von Tragwerken im geregelten und ungeregelten Bereich	67
4.4	DIN 4113-2 (09.2002)	69
4.5	Eurocode 9	70
4.6	FKM-Richtlinie	72
4.7	IIW-Empfehlungen	75
5	Numerische Berechnung	78
5.1	Vorgehensweise der numerischen Berechnung	78
5.1.1	FEM-Anwendung zur Bauteilauslegung	78
5.1.2	Modellerstellung und -berechnung	79
5.1.3	Ergebnisauswertung	81
5.1.4	Vorgehensweise nach dem Strukturspannungskonzept	81
5.1.5	Vorgehensweise nach dem Kerbspannungskonzept	86
5.2	Modellierung der Achsanbindung	86
5.2.1	Globale Spannungsermittlung am Fahrgestell	86
5.2.1.1	Vorgehensweise	86
5.2.1.2	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse	87
5.2.2	„Semiglobale“ Spannungsermittlung an der ersten Achse	92
5.2.2.1	Ziel und Vorgehensweise	92
5.2.2.2	Untersuchung der derzeitigen Konstruktionsvariante	93
5.2.2.3	Optimierung der Achsanbindung	95
5.3	Modellierung der Luftfederstütze	101
5.3.1	Ziel der Untersuchung	101
5.3.2	Vorgehensweise bei der Anwendung des Strukturspannungskonzepts	101
5.3.3	Ergebnisse des Strukturspannungskonzepts	103
5.3.4	Vorgehensweise bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts	104
5.3.5	Ergebnisse des Kerbspannungskonzepts	104
5.3.6	Diskussion der Ergebnisse	105
5.4	Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen K_t	106
5.4.1	Kerbformzahlen unterschiedlicher Schweißstöße	106
5.4.1.1	Ziel und Vorgehensweise	106
5.4.1.2	Kerbformzahlen des Stumpfstoßes	108
5.4.1.3	Kerbformzahlen des T-Stoßes	109

5.4.1.4	Kerbformzahlen des Überlappstoßes	113
5.4.1.5	Fazit der Untersuchung	115
5.4.2	Kerbformzahlen geometrisch unterschiedlicher Schweißnahtausläufe	118
5.4.2.1	Ziel und Vorgehensweise	118
5.4.2.2	Ergebnisse der Untersuchung	119
5.4.2.3	Fazit der Untersuchung	121
6	Experimentelle Untersuchung	123
6.1	Voruntersuchung zur Auswahl geeigneter Schweißparameter	123
6.2	Schweißen von nicht artgleichen Aluminiumlegierungen	127
6.2.1	Ziel und Vorgehensweise	127
6.2.2	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse	130
6.2.2.1	Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M1/M2“	130
6.2.2.2	Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M3/M4“	133
6.2.2.3	Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M5/M6“	135
6.2.2.4	Mikrostruktur der Schweißverbindung „M5/M6“	138
6.2.3	Fazit der Untersuchung	140
6.3	Untersuchungen zum Einfluss der Badstützengeometrie auf den Schweißprozess und die Schweißnahtgeometrie	143
6.3.1	Problematik und Ziel der Untersuchung	143
6.3.2	Konstruktion und Herstellung der Proben	146
6.3.2.1	Entwicklung der Probengeometrie	146
6.3.2.2	Schweißtechnische Herstellung der Proben	148
6.3.3	Gefügeuntersuchung	149
6.3.3.1	Vorgehensweise der Gefügeuntersuchung	149
6.3.3.2	Ergebnisse der Gefügeuntersuchung hinsichtlich der lokalen Schweißnahtgeometrie	149
6.3.3.3	Ergebnisse der Gefügeuntersuchung hinsichtlich der Schweißimperfectionen	152
6.3.4	FE-Analyse	153
6.3.4.1	Vorgehensweise der FE-Analyse	153
6.3.4.2	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse der FE-Analyse	154
6.3.5	Fazit der Untersuchung	156
6.4	Schwingversuche an einem Ersatzmodell der Luftfederstütze	158

6.4.1	Vorgehensweise	158
6.4.2	Ergebnisse	160
6.4.2.1	Rissentstehungsort und Rissverlauf	160
6.4.2.2	Schwingspielzahlen	162
6.4.3	Diskussion der Ergebnisse	162
7	Integrative Diskussion der Ergebnisse	164
7.1	Zusammenfassung der Ergebnisse	164
7.2	Verifikation der Schwingversuche	165
7.3	Überprüfung der Anwendbarkeit der Bemessungskonzepte	166
7.3.1	Nennspannungskonzept	166
7.3.2	Strukturspannungskonzept	167
7.3.3	Kerbspannungskonzept	168
7.3.4	Fazit	169
8	Literaturverzeichnis	171
8.1	Fachartikel und -bücher	171
8.2	Normen und Richtlinien	180
9	Anhang	182
9.1	Anhang „Literaturrecherche zum Stand der Technik“	182
9.1.1	Anhang „Gefüge und mechanische Eigenschaften von Aluminiumknetlegierungen“	182
9.1.2	Anhang „Schmelzschweißen von Aluminiumknetlegierungen“	184
9.2	Anhang „Untersuchungsobjekt“	185
9.3	Anhang „Nationale und internationale Regelwerke für den Festigkeitsnachweis von Aluminium-Schweißkonstruktionen (Analytische Berechnung)“	190
9.3.1	Anhang „DIN 4113“	190
9.3.2	Anhang „Eurocode 9“	193
9.3.1	Anhang „FKM-Richtlinie“	197
9.3.1	Anhang „IIW-Empfehlungen“	199
9.4	Anhang „Numerische Berechnung“	202
9.4.1	Anhang „Vorgehensweise der numerischen Berechnung“	202
9.4.2	Anhang „Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen K_t “	203
9.5	Anhang „Experimentelle Untersuchung“	204
9.5.1	Anhang „Schweißen von nicht artgleichen Aluminiumlegierungen“	204
9.5.2	Anhang „Untersuchungen zum Einfluss der Badstützengeometrie auf den Schweißprozess und die Schweißnahtgeometrie“	205

Abkürzungsverzeichnis

AiF	Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" e.V.
Al	Aluminium (chemisches Symbol)
ASME	American Society of Mechanical Engineers
BD	Badstützengeometrie „Dreieck“
BEM	Boundary-Elemente-Methode
Bi	Bismut (Wismut) (chemisches Symbol)
BK	Badstützengeometrie „Halbkreis“
BQ	Badstützengeometrie „Quadrat“
BR	Badstützengeometrie „Rechteck“
CAD	Computer Aided Design
Cd	Kadmium (chemisches Symbol)
Cr	Chrom (chemisches Symbol)
Cu	Kupfer (chemisches Symbol)
DFG	Deutsche Forschungsgemeinschaft
DIN	Deutsches Institut für Normung e.V.
DVS	Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V.
EAA	European Aluminium Association
EN	Europäische Norm
ERAAS	European Recommendations for Aluminium Alloy Structures
FAT	Fatigue (Ermüdungs-)-Klasse
Fe	Eisen (chemisches Symbol)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FKM	Forschungskuratorium Maschinenbau e.V.
Ga	Gallium (chemisches Symbol)
GDA	Gesamtverband der Aluminiumindustrie
GPI, GPII	GUINIER-PRESTON-Zonen
IIW	International Institute of Welding
ISO	Internationale Organisation für Normung
Mg	Magnesium (chemisches Symbol)
MIG	Metall-Inertgas (Schweißverfahren)
Mn	Mangan (chemisches Symbol)
NaOH	Natronlauge (chemisches Symbol)
Ni	Nickel (chemisches Symbol)
NV-EBW	Non Vacuum Electron Beam Welding
Pb	Blei (chemisches Symbol)

RT	Raumtemperatur
Si	Silizium (chemisches Symbol)
SLV	Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt
Sn	Zinn (chemisches Symbol)
TFZ	Teilchenfreie Zone
Ti	Titan (chemisches Symbol)
V	Vanadium (chemisches Symbol)
VDI	Verein Deutscher Ingenieure
WEZ	Wärmeeinflusszone
WIG	Wolfram-Inertgas (Schweißverfahren)
Zn	Zink (chemisches Symbol)
Zr	Zirkon (chemisches Symbol)

Nomenklatur

Aufgrund der Vielzahl der verwendeten Größen wird eine Unterteilung der Zeichen nach den Hauptabschnitten der Arbeit vorgenommen. Auf diese Weise können sowohl eine eventuelle Doppelbelegung als auch Unstimmigkeiten aufgrund ungleicher Symbole in den jeweiligen Normen und Regelwerken umgangen werden.

Nomenklatur „Literaturrecherche zum Stand der Technik“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
A_5	Bruchdehnung	%
A_{50}	Bruchdehnung	%
α	(linearer) Wärmeausdehnungskoeffizient	$10^{-6}/K$
D	Schädigung	-
$\Delta\sigma_{lok,V}$	Schwingbreite der lokalen Vergleichsspannung	N/mm ²
E	Elastizitätsmodul	N/mm ²
G	Schubmodul	N/mm ²
HB	Härte nach BRINELL	-
HV	Härte nach VICKERS	-
η_K	Kerbempfindlichkeit	-
k	Neigung der WÖHLERlinie im Zeitfestigkeitsbereich	-
k^*	Neigung der WÖHLERlinie im Dauerfestigkeitsbereich	-
K_f	Kerbwirkungszahl	-
K_t	Kerbformzahl	-
κ	elektrische Leitfähigkeit	m/Ω·mm ²
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
n	Stützziffer	-
N_B	Bruchschwingspielzahl	-
ν	Querkontraktionszahl (POISSONzahl)	-
$P_{\bar{U}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit	%
r_f	fiktiver Ersatzradius	mm
R	Spannungsverhältnis	-
R_m	Zugfestigkeit	N/mm ²
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze	N/mm ²
ρ	Dichte	g/cm ³
ρ^*	Ersatzstrukturlänge	mm
ρ_0	realer Krümmungsradius	mm
ρ_f	fiktiver Krümmungsradius	mm
ρ_{kerb}	Kerbradius	mm

Zeichen	Bedeutung	Einheit
s	Faktor der Mikrostützwirkung	-
σ_a	Dauerfestigkeit (Amplitude)	N/mm ²
$\sigma_{a,n}$	Dauerfestigkeit (Amplitude) der ungekerbten Probe	N/mm ²
$\sigma_{d,-1}$	Wechselfestigkeit, Dauerfestigkeit bei R = -1	N/mm ²
σ_f	fiktive Spannung im Kerbgrund	N/mm ²
σ_{kerb}	Kerbspannung	N/mm ²
σ_{nenn}	Nennspannung	N/mm ²
σ_{struk}	Strukturspannung	N/mm ²
$\sigma_{struk, Haibach}$	Strukturspannung nach HAIBACH	N/mm ²
$\sigma_{struk, Hot-Spot}$	Strukturspannung nach dem Hot-Spot-Konzept	N/mm ²
σ_V	Vergleichsspannung	N/mm ²
t	Blechdicke	mm
T_{liq}	Liquidustemperatur	°C
T_{sol}	Solidustemperatur	°C
χ	Spannungsgradient	(N/mm ²)/mm
χ^*	relativer (lokal bezogener) Spannungsgradient	1/mm

Nomenklatur „Untersuchungsobjekt“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
ΔF_A	Achslastverlagerung beim Bremsen	N
ΔF_{ZB}	Reaktionskraft aus dem Bremsmoment	N
F_A	Achskraft	N
F_B	Bremskraft	N
F_{Ka}	Stützkraft auf der Kurvenaußenseite	N
F_{Ki}	Stützkraft auf der Kurveninnenseite	N
F_{Lf}	Kraft auf den Luftfederbalg	N
F_{LlN}	Balgkraft aus der Radaufstandskraft	N
F_{LlZ}	Luftfederbalggesamtkraft in z-Richtung	N
F_N	Radaufstandskraft	N
F_{NB}	Radaufstandskraft beim Bremsen	N
F_Q	Kippgrenze	N
F_{St}	Stützenkraft	N
F_{StN}	Stützenkraft aus der Radaufstandskraft	N
F_{StX}	Gesamtkraft auf die Luftfederstütze in x-Richtung (Längskraft)	N
F_{StY}	Gesamtkraft auf die Luftfederstütze in y-Richtung (Querkraft)	N
F_{StZ}	Gesamtkraft auf die Luftfederstütze in z-Richtung	N

Zeichen	Bedeutung	Einheit
FM	Federmitte	mm
G_A	Achslast	kg
g_n	Fallbeschleunigung	m/s ²
h_A	Höhe der Anlenkung über der Fahrbahn	mm
h_e	Schwerpunkthöhe über dem Federauge	mm
h_S	Schwerpunkthöhe über der Fahrbahn	mm
L_1	vordere Lenkerlänge	mm
L_2	hintere Lenkerlänge	mm
μ_Q	Kraftschlussbeiwert beim Wenden	-
SP	Spurweite	mm
t	Blechdicke	mm
z	Abbremsung	%

Nomenklatur „Nationale und internationale Regelwerke für den Festigkeitsnachweis von Aluminium-Schweißkonstruktionen (Analytische Berechnung)“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
a	rechnerische Nahtdicke einer Kehlnaht	mm
A_{GW}	durch Schweißen nicht beeinflusster Konstruktionsquerschnitt	mm ²
$A_{GWÜ}$	durch Schweißen beeinflusster Konstruktionsquerschnitt	mm ²
A_K	Schweißnahtquerschnitt einer Kehlnaht	mm ²
$A_{K,Fl}$	Schweißnahtquerschnitt einer Flankenkehlnaht	mm ²
$A_{K,St}$	Schweißnahtquerschnitt einer Stirnkehlnaht	mm ²
A_S	Schweißnahtquerschnitt einer Stumpfnah	mm ²
A_W	rechnerischer Schweißnahtquerschnitt	mm ²
β_z	Zugfestigkeit	N/mm ²
$\beta_{0,2}$	0,2%-Dehngrenze	N/mm ²
D	Schädigung	-
$\Delta\sigma$	Schwingbreite der Normalspannung	N/mm ²
$\Delta\tau$	Schwingbreite der Schubspannung	N/mm ²
γ_F	Teilsicherheitsbeiwert für die Einwirkungen	-
γ_M	Teilsicherheitsbeiwert für die Widerstände	-
F	Einwirkungsgröße	*
F_d	Bemessungswert der Einwirkungsgröße	*
F_k	charakteristischer Wert der Einwirkungsgröße	*
I_K	Trägheitsmoment einer Kehlnaht	mm ²
I_S	Trägheitsmoment einer Stumpfnah	mm ²

Zeichen	Bedeutung	Einheit
I_w	rechnerisches Trägheitsmoment einer Schweißnaht	mm ²
l_1, l_2	ausgeführte Schweißnahtlänge	mm
l_w	rechnerische Nahtlänge	mm
m	Neigung der WÖHLERlinie	-
M	Widerstandsgröße	*
M_d	Bemessungswert der Widerstandsgröße	*
M_k	charakteristischer Wert der Widerstandsgröße	*
r_f	fiktiver Ersatzradius	mm
R	Spannungsverhältnis	-
R_d	Beanspruchbarkeit	*
R_m	Zugfestigkeit	N/mm ²
$R_{p0,2}$	0,2%-Dehngrenze	N/mm ²
s	rechnerische Nahtdicke einer Stumpfnah	mm
S	Sicherheitsfaktor	-
S_d	Beanspruchung	*
$S_{\text{stat.Moment}}$	statisches Moment, Flächenmoment 2. Grades	mm ³
$\sigma_{\perp,b}$	Normalspannung aus Biegebeanspruchung	N/mm ²
$\sigma_{\perp,z}$	Normalspannung aus Zug/Druck-Beanspruchung	N/mm ²
σ_a	Spannungsamplitude	N/mm ²
σ_m	Mittelspannung	N/mm ²
σ_{\max}	maximale Spannung	N/mm ²
σ_{\min}	minimale Spannung	N/mm ²
σ_{nenn}	Nennspannung	N/mm ²
$\sigma_{\text{nenn,vorl}}$	vorliegende Nennspannung	N/mm ²
$\sigma_{\text{nenn,zul}}$	zulässige Nennspannung	N/mm ²
σ_o	Oberspannung	N/mm ²
σ_u	Unterspannung	N/mm ²
σ_v	Vergleichsspannung	N/mm ²
$\sigma_{w,zd}$	Wechselfestigkeit für Zug/Druck-Beanspruchung (FKM)	N/mm ²
t	Blechdicke	mm
$\tau_{\parallel,s}$	Schubspannung	N/mm ²
$\tau_{\parallel,T}$	Schubspannung aus Torsion	N/mm ²
$\tau_{w,s}$	Wechselfestigkeit für Schubbeanspruchung (FKM)	N/mm ²
ψ	Kombinationsbeiwert	-
z	Abstand des Flächenschwerpunkts von der neutralen Achse	mm

* in Abhängigkeit der ausgewählten Einwirkungs- und Widerstandsgrößen

Nomenklatur „Numerische Berechnung“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
a	rechnerische Nahtdicke einer Kehlnaht	mm
α	Öffnungswinkel/Flankenwinkel	°
b	Stegabstand	mm
b_{Naht}	Nahtbreite	mm
β	Öffnungswinkel/Flankenwinkel	°
c	Steghöhe	mm
δ_{Naht}	Nahtanstiegswinkel	°
E	Elastizitätsmodul	N/mm ²
K_f	Kerbwirkungszahl	-
K_t	Kerbformzahl	-
l	Schweißnahtlänge	mm
ν	Querkontraktionszahl (POISSONzahl)	-
r_f	fiktiver Ersatzradius	mm
R_{Naht}	Nahtübergangsradius	mm
$\sigma_{0,4t}$	Spannung am Hot-Spot, der 0,4t von der Schweißnaht entfernt ist	N/mm ²
$\sigma_{1,0t}$	Spannung am Hot-Spot, der 1,0t von der Schweißnaht entfernt ist	N/mm ²
σ_{kerb}	Kerbspannung	N/mm ²
σ_{max}	maximale Spannung	N/mm ²
σ_{nenn}	Nennspannung	N/mm ²
σ_{struk}	Strukturspannung	N/mm ²
$\sigma_{\text{struk, Haibach}}$	Strukturspannung nach HAIBACH	N/mm ²
$\sigma_{\text{struk, Hot-Spot}}$	Strukturspannung nach dem Hot-Spot-Konzept	N/mm ²
σ_v	Vergleichsspannung	N/mm ²
t	Blechdicke	mm
t_{Naht}	Nahtüberhöhung	mm
t_{Spalt}	Schweißspaltbreite	mm
$t_{\text{Überlappung}}$	Breite der Überlappung beim Überlappstoß	mm

Nomenklatur „Experimentelle Untersuchungen“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
α	Öffnungswinkel/Flankenwinkel	°
b	Stegabstand	mm
β	Öffnungswinkel/Flankenwinkel	°
c	Steghöhe	mm
c_1	Fasenbreite	mm

Zeichen	Bedeutung	Einheit
F_P	Prüfkraft	kN
$F_{P,H\ddot{a}rte}$	Prüfkraft für die Härtemessung	kN
$F_{P,schwing}$	Prüfkraft für den Schwingversuch	kN
F_{StX}	Gesamtkraft auf die Luftfederstütze in x-Richtung (Längskraft)	N
F_{StY}	Gesamtkraft auf die Luftfederstütze in y-Richtung (Querkraft)	N
HV	Härte nach VICKERS	-
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/(m·K)
N	Schwingspielzahl	-
Rz	gemittelte Rauhtiefe	μm
t	Blechdicke	mm
t_E	Eindringzeit für Härtemessung	s

Nomenklatur „Integrative Diskussion der Ergebnisse“:

Zeichen	Bedeutung	Einheit
$\Delta\sigma$	Schwingbreite der Normalspannung	N/mm ²
$F_{P,schwing}$	Prüfkraft für den Schwingversuch	kN
k	Neigung der WÖHLERlinie im Zeitfestigkeitsbereich	-
N_B	Bruchschwingspielzahl	-
r_f	fiktiver Ersatzradius	mm
R	Spannungsverhältnis	-
$\sigma_{0,4t}$	Spannung am Hot-Spot, der 0,4t von der Schweißnaht entfernt ist	N/mm ²
$\sigma_{1,0t}$	Spannung am Hot-Spot, der 1,0t von der Schweißnaht entfernt ist	N/mm ²
σ_{kerb}	Kerbspannung	N/mm ²
$\sigma_{struk, Hot-Spot}$	Strukturspannung nach dem Hot-Spot-Konzept	N/mm ²

1 Einleitung

1.1 Problemstellung

Obwohl die Ermüdungsfestigkeit von zyklisch beanspruchten Bauteilen erwiesenermaßen von den lokalen Parametern der Geometrie, der Belastung und des Werkstoffs abhängt, wird das Zusammenwirken dieser lokalen Einflussgrößen in Regelwerken zur Bemessung derartiger Bauteile unter der Annahme einer homogenen Mikrostruktur des Werkstoffs lediglich phänomenologisch berücksichtigt. Insbesondere bei Aluminium-Schweißverbindungen, die durch Werkstoffinhomogenitäten, Schweißimperfektionen und geometrische Schweißnahtparameter gekennzeichnet sind, müssen unter Berücksichtigung fertigungstechnischer Merkmale sämtliche Einflüsse Eingang in die Berechnungen finden.

Unsicherheit der Begriffe im Zusammenhang mit der Schweißbarkeit (diese wird fälschlicherweise oftmals nur mit der Schweißneigung des Werkstoffs in Zusammenhang gebracht) und das komplexe Zusammenwirken der verschiedenen Einflussfaktoren waren ausschlaggebend für die Normung der Schweißbarkeit in DIN 8528-1 (06.1973). Hiernach ist die Schweißbarkeit eines Bauteils aus metallischem Werkstoff vorhanden, wenn der Stoffschluss durch Schweißen mit einem gegebenen Schweißverfahren bei Beachtung eines geeigneten Fertigungsablaufs erreicht werden kann. Dabei müssen die Schweißungen hinsichtlich ihrer örtlichen Eigenschaften und ihres Einflusses auf die Konstruktion, deren Teil sie sind, die gestellten Anforderungen erfüllen.

Die Komplexität der Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von Aluminium-Schweißkonstruktionen wiederum waren ausschlaggebend für eine von der SCHWEIßTECHNISCHEN LEHR- UND VERSUCHSANSTALT (SLV) HALLE GMBH im Zeitraum von Oktober 2001 bis April 2002 durchgeführten Forschungsstudie zum Thema „Auslegung von gefügten metallischen Konstruktionen einschließlich der Festigkeitsberechnung“, welche vom DEUTSCHEN VERBAND FÜR SCHWEIßEN UND VERWANDTE VERFAHREN (DVS) zur Auffindung neuer Forschungsfelder auf dem Gebiet der Berechnung und Konstruktion gefügter metallischer Konstruktionen beauftragt wurde [SLV 2002]. Durch die Auswertung einer detaillierten Umfrage in Forschungseinrichtungen und Industrieunternehmen unterschiedlichster Branchen zum derzeitigen Stand und zu offenen Problemen auf dem Gebiet der Konstruktion und Berechnung gefügter Bauteile wird der dritte wesentliche Einfluss auf die Schweißbarkeit von Bauteilen – die Bauteilsicherheit der Konstruktion – aufgegriffen.

Aus der Studie geht hervor, dass vor allem auf dem Gebiet der Schwingfestigkeit gefügter Bauteile trotz intensiver Forschung eine größere Zahl offener Fragen bestehen bleibt. Neben der Entwicklung und Verbesserung von Fügetechnologien und dem Einsatz neuer Werkstoffe bzw. Werkstoffsysteme – einschließlich der Ermittlung erforderlicher Schwingfestigkeitskennwerte für geschweißte Bauteile aus Aluminiumlegierungen – handelt es sich dabei vor allem um zwei Themen: die Übertragbarkeit der an Kleinproben gewonnenen Schwingfestigkeitsergebnisse auf konstruktive Details und auf reale Bauteile, insbesondere unter Berücksichtigung des Steifigkeitsverhaltens, sowie die Sicherung der Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete gefügte Bauteile durch die Weiterentwicklung, Vereinheitlichung und Anpassung der Nachweiskonzepte unter Berücksichtigung numerischer Berechnungsverfahren. Neben der Schaffung von Grundlagen für die Anwendung örtlicher Konzepte bei geschweißten Aluminium-Bauteilen

sollte vor allem auch der Einfluss von Imperfektionen in Schweißkonstruktionen auf die Lebensdauer berücksichtigt werden. Die Vielschichtigkeit der aufgezeigten Problematik veranlasste die in die Studie involvierten Forschungseinrichtungen zusammen mit der Forschungseinrichtung „SCHWEIßEN UND VERWANDTE VERFAHREN E.V.“ des DVS einen Cluster-Antrag bei der Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "OTTO VON GUERICKE" E.V. (AiF) einzureichen. Im Rahmen der Untersuchung wird angestrebt, Übergänge zwischen einzelnen Nachweiskonzepten durch experimentelle und rechnerische Untersuchungen an ausgewählten geschweißten Bauteilen zu schaffen sowie die Anwendungsgrenzen und die Zuverlässigkeit aufzuzeigen [AiF 2004].

1.2 Ziel und Gliederung der Arbeit

In einem abgeschlossenen, von der DEUTSCHEN FORSCHUNGSGEMEINSCHAFT (DFG) geförderten Forschungsvorhaben [Horst und Christ 2008] wurde am Institut für Konstruktion in Zusammenarbeit mit dem Lehrstuhl für Materialkunde und Werkstoffprüfung die Übertragbarkeit von Lebensdauerdaten von geschweißten Kleinproben auf geschweißte konstruktive Details und bauteilähnliche Ersatzmodelle exemplarisch für die Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) untersucht. Dabei wurden bereits unter ganzheitlicher Berücksichtigung der Schweißbarkeit unterschiedliche örtliche Konzepte zur Lebensdauer vorhersage von Schweißkonstruktionen vergleichend angewendet. Als Fortsetzung des Forschungsprojekts soll in dieser Untersuchung aufbauend auf den gewonnenen Ergebnissen und fertigungstechnischen Erfahrungen der Untersuchungsgegenstand auf andere Kombinationen von Aluminiumlegierungen und geeigneten Schweißzusätzen erweitert werden. Ziel ist dabei die Untersuchung und Bewertung verschiedener Konzepte zur betriebsfesten Auslegung dynamisch beanspruchter Schweißkonstruktionen aus nicht artgleichen Aluminiumknetlegierungen. Um eventuelle Werkstoffeinflüsse auf die Fertigung und/oder auf die Ermüdungsfestigkeit zu erforschen, orientiert sich die Untersuchung an einer Kombination eines Strangpressprofils aus einer aushärtbaren Aluminiumlegierung der 6xxx-Serie mit einem Walzhalbzeug aus einer naturharten Aluminiumlegierung der 5xxx-Serie. Die Untersuchung der konstruktiven Details soll dabei auch Modellbildungen beinhalten, welche die hinsichtlich der Schwingfestigkeit als besonders kritisch zu erachtenden Schweißnahtanfänge und -enden berücksichtigen. Um einen möglichst nahen Bezug zur gängigen Praxis gewährleisten zu können, erfolgt die Untersuchung an einem sicherheitsrelevanten Bauteil des Nutzfahrzeugbaus. Die Untersuchungen des vorgenannten Forschungsclusters [AiF 2004] konzentrieren sich vornehmlich auf den Automobilbau, den Schienenfahrzeugbau und den Schiffbau, sodass die dieser Arbeit zugrunde liegende Untersuchung weder als Redundanz noch als Konkurrenz der im Rahmen des Forschungsclusters durchgeführten Untersuchungen, sondern als eine Ergänzung derselben zu sehen ist.

Für die weitere Eingrenzung des Forschungsansatzes wird zunächst in Abschnitt 2 eine ausführliche Literaturrecherche zum derzeitigen Stand der Technik durchgeführt. Die Recherche orientiert sich dabei getrennt an den drei Gebieten „Werkstoff“, „Fertigung“ und „Konstruktion“, welche nach DIN 8528-1 (06.1973) gleichermaßen die Schweißbarkeit bestimmen. Die weitläufige Zusammenfassung der Recherche resultiert

aus der Komplexität sowie der Interaktion der Forschungsgebiete und soll einen grundlegenden Beitrag zur Sicherung des aktuellen Wissensstands leisten.

Ein entscheidender Teil der Untersuchung liegt in der rechnerischen Lebensdauerabschätzung anhand der gängigen Konzepte, ausgehend vom Nennspannungskonzept (soweit anwendbar) über das Strukturspannungskonzept bis hin zu örtlichen Konzepten. Für eine systematische und exakte Vorgehensweise ist es unerlässlich, einerseits das Untersuchungsobjekt einschließlich seiner Geometrie und Fertigung sowie der in der Praxis vorliegenden Belastungen darzulegen (Abschnitt 3) sowie andererseits die derzeit maßgeblichen Regelwerke zur Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen eingehend vorzustellen (Abschnitt 4).

Die Verifikation mittels FE-Analyse ist laut [AiF 2004] Voraussetzung für die Weiterentwicklung der Konzepte sowie für die Überprüfung ihrer Anwendbarkeit. Hierzu sind, insbesondere für die Anwendung des Kerbspannungskonzepts, Modellierungsangaben wie Elementtyp und -größe oder der Diskretisierungsgrad der Vernetzung erforderlich. Für das in dieser Untersuchung eingesetzte sicherheitsrelevante Anwendungsbeispiel aus dem Nutzfahrzeugbau werden unter Berücksichtigung der Schweißfertigung Modelle erstellt, mit Hilfe derer eine Grundlage für die Anwendung des Strukturspannungs- und des Kerbspannungskonzepts geschaffen werden sollen. Weiterhin findet unter Anwendung des Strukturspannungskonzepts an dieser Stelle die Optimierung der Struktur statt, welche einen interessanten Beitrag zur aluminiumgerechten Konstruktion leisten soll (Abschnitt 5). Als Ergebnis dieses Untersuchungsteils wird sowohl eine detaillierte und nachvollziehbare Beschreibung der angewandten Methodik bei der Auslegung des Bauteils als auch eine qualitative und quantitative Charakterisierung der Unsicherheiten angestrebt, die aus der modellabhängigen Vernachlässigung spezifischer Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit resultieren. Aus den gewonnenen Erkenntnissen werden in Abhängigkeit des angewendeten Konzepts konkrete Empfehlungen zur Bauteilmodellierung abgeleitet. Diese Vorgehensweise soll entscheidend zur Steigerung der Treffsicherheit bei der Lebensdauerabschätzung der konkreten Aluminium-Schweißkonstruktion beitragen. und bewusst die reine Anwendung solcher lokalen Konzepte hinterfragen, die statistisch begründete, einheitliche lokale Geometrieparameter ansetzen und so eine Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit durch eine Optimierung der Schweißbarkeit durch fertigungs- aber auch durch werkstofftechnische Maßnahmen pauschal negieren.

Unter Berücksichtigung des globalen Beanspruchungszustands, welcher aus FE-Simulationen des kompletten Bauteils gewonnen werden soll (Abschnitt 5), unter Beachtung der realen Schweißmöglichkeit der Fertigung (Gerätetechnik, Wärmeableitung, Elastizität der Einspannung) sowie der realen Schweißbeignung des Grundwerkstoffs und des Schweißzusatzes, welche in einem gesonderten Untersuchungsteil (Abschnitt 6) ermittelt wird, wird aus dem realen Bauteil ein bauteilähnliches Ersatzmodell abgeleitet, dessen Ermüdungsfestigkeit mittels Schwingversuche ermittelt wird.

Als eine wesentliche fertigungstechnische Einflussgröße zur Steigerung der Ermüdungsfestigkeit hat sich im abgeschlossenen DFG-Forschungsvorhaben [Horst und Christ 2008] die Optimierung der Schweißparameter unter Ausnutzung der Möglichkeiten moderner MIG-Multiprozessgeräte herausgestellt. Dabei wur-

de in enger Zusammenarbeit mit einem Schweißapparatehersteller systematisch neben den technischen Schweißparametern auch die Impulslichtbogencharakteristik variiert, um bei EN AW-5083-Kehlnahtverbindungen neben einer ausreichenden Wurzel erfassung auch eine milde Nahtübergangskerbe einzustellen. Die schweißtechnischen Erfahrungen aus dem abgeschlossenen DFG-Projekt fließen konsequent in den Teil der Untersuchung ein, in welchem durch systematische Variation optimale Schweißparameter sowohl für die Schweißproben der Makro- und Mikrostrukturuntersuchungen bezüglich der Schweißbeignung als auch für das bauteilähnliche Ersatzmodell – und damit unter Beachtung der Übertragbarkeit für das konkrete Bauteil – ermittelt werden sollen (Abschnitt 6).

Während die zuvor beschriebene Schweißparametervariation des abgeschlossenen DFG-Projekts [Horst und Christ 2008] in der zweidimensionalen Schweißnahtquerschnittsfläche zu einer zufriedenstellenden Qualität der entsprechenden Nahtparameter führen soll, hebt der anschließende Teil der Untersuchung das Problem Schweißnahtqualität in die dritte Dimension. Die gängigen Konzepte zur Auslegung von Schweißkonstruktionen charakterisieren entscheidende Stellen des Querschnitts (Nahtübergang, Wurzelkerbe) als versagenskritische Stellen der Schweißnaht, praktische Erfahrungen detektieren jedoch außerdem den Schweißnahtanfang und das Schweißnahtende als häufige Rissausgangsstellen, welche in den Regelwerken zur Bauteil auslegung bislang nicht explizit berücksichtigt werden. Ob der Schweißnahtanfang und das Schweißnahtende letztendlich einen entscheidenden strukturmechanischen Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit der kompletten Schweißverbindung ausüben und daher in Bemessungskonzepten beachtet werden sollten, soll durch die gezielte Variation der Schweißnahtausläufe mittels FE-Analyse analysiert werden. Unter Berücksichtigung schweißtechnischer Erfahrungen stellt das Ergebnis dieses Untersuchungsteils eine Empfehlung für die Gestaltung des Schweißnahtendes der konkreten Bauteilverbindung in Abhängigkeit der vorliegenden Beanspruchung dar.

Die analytischen und numerischen Berechnungen sowie die experimentellen Untersuchungen werden abschließend in einer Gesamtbewertung (Abschnitt 7) zusammengeführt, um durch die ganzheitliche Betrachtung der zunächst getrennt voneinander analysierten Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit einen entscheidenden Beitrag zur praktischen Konstruktion und Bemessung dynamisch beanspruchter Schweißkonstruktionen aus nicht artgleichen Aluminiumlegierungen leisten zu können.

2 Literaturrecherche zum Stand der Technik

2.1 Gefüge und mechanische Eigenschaften von Aluminiumknetlegierungen

2.1.1 Naturharte und aushärtbare Aluminiumlegierungen

Die stetig steigende Vielfalt der Legierungsvarianten naturharter und aushärtbarer Aluminiumlegierungen, deren chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen in DIN EN 573-3 (11.2007) festgelegt sind, resultiert neben der zunehmenden Anwendungsbreite dieses Werkstoffs vor allem aus der Divergenz der an den Werkstoff gestellten Anforderungen, insbesondere hinsichtlich des statischen und zyklischen Festigkeitsverhaltens. Die Eigenschaftsvariationen hängen dabei in großem Maße von den Fertigungsbedingungen ab, was eine ausreichende Kenntnis der Zusammenhänge zwischen Halbzeugherstellung, Gefügeentwicklung und resultierenden Eigenschaften erforderlich macht.

Bei der gezielten Einstellung der Festigkeit und des Ermüdungsverhaltens von Aluminiumlegierungen müssen naturharte und aushärtbare Aluminiumlegierungen gesondert betrachtet werden. Bei den naturharten (nicht aushärtbaren) Aluminiumlegierungen wird die Festigkeitssteigerung vornehmlich durch eine Mischkristallverfestigung aufgrund substitutionell gelöster Fremdatome sowie durch eine Teilchenhärtung aufgrund in der Matrix fein verteilter Dispersionen erreicht. Die durch Legieren eingestellte Festigkeit kann infolge einer anschließenden Warm- oder Kaltumformung mit steigendem Umformgrad nahezu linear zunehmend erhöht werden [Kammer 2002]. Eine nachfolgende Wärmebehandlung – wie sie beispielsweise der Schweißprozess darstellt – kann die erzielte Festigkeit nicht erhöhen, aber in Abhängigkeit des Kaltverformungszustands auch nur unwesentlich vermindern.

Die maßgebliche Festigkeitssteigerung bei aushärtbaren Aluminiumlegierungen erfolgt dagegen aufgrund einer Teilchenhärtung durch kohärente und vor allem durch teilkohärente Ausscheidungen des aushärtenden Systems, welche die Versetzungsbewegungen im Kristallgitter bei mechanischer Beanspruchung behindern und dadurch den Widerstand gegen plastische Verformung erhöhen. Eine weitere Steigerung der Festigkeit kann darüber hinaus durch Dispersionshärtung und Verformungsverfestigung erreicht werden. Aufgrund der Struktur des Verfestigungsmechanismus kann ein nachfolgender Wärmeeintrag die durch Aushärtung erzielten Festigkeitswerte erheblich herabsetzen.

Die Ergebnisse der Recherchen umfangreicher Untersuchungen und Veröffentlichungen bezüglich der Gefügeausbildung in naturharten und aushärtbaren Aluminiumlegierungen [Grzempa et al. 1991a und b, Kammer 2003, Ostermann 2007, Altenpohl 1994] verdeutlichen nachfolgend die charakteristischen Wechselbeziehungen zwischen den Legierungselementen und der Halbzeugherstellung auf der einen Seite und den Eigenschaften der Legierung auf der anderen Seite für die in dieser Untersuchung angewendeten naturharten und aushärtbaren Aluminiumlegierungen getrennt voneinander. Die Eigenschaften der konkreten, der Untersuchung zugrunde liegenden Aluminiumlegierungen Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN-AW 5083) und Al Si₁MgMn (EN-AW 6082) werden im Anhang 9.1.1 zusammengefasst.

2.1.2 Naturharte Aluminiumlegierungen des binären Systems Al Mg (5xxx)

2.1.2.1 Einfluss der Legierungselemente auf die Eigenschaften der Al Mg-Serie (5xxx)

Aufgrund der anwendungstechnischen Bedeutung beispielsweise im Nutzfahrzeugbau, im Schienenfahrzeugbau oder im Schiffsbau (siehe auch Abschnitt 2.1.4) sind für diese Untersuchung vornehmlich höherfeste Legierungen des Systems Al Mg (5xxx) interessant.

Die Festigkeitssteigerung gegenüber Reinaluminium wird bei der binären Knetlegierung Al Mg primär durch die substitutionelle Lösung des Hauptlegierungselements Magnesium (Mg) bedingt. Die im Aluminiumgitter vorhandenen Fremdatome behindern die Bewegung von Versetzungen, was unweigerlich zu einer Steigerung der Festigkeit führt. Mit steigendem Mg-Gehalt nehmen Zugfestigkeit und Dehngrenze kontinuierlich zu; dagegen müssen jedoch Einbußen in Bezug auf die Dehnung in Kauf genommen werden (Bild 2.1).

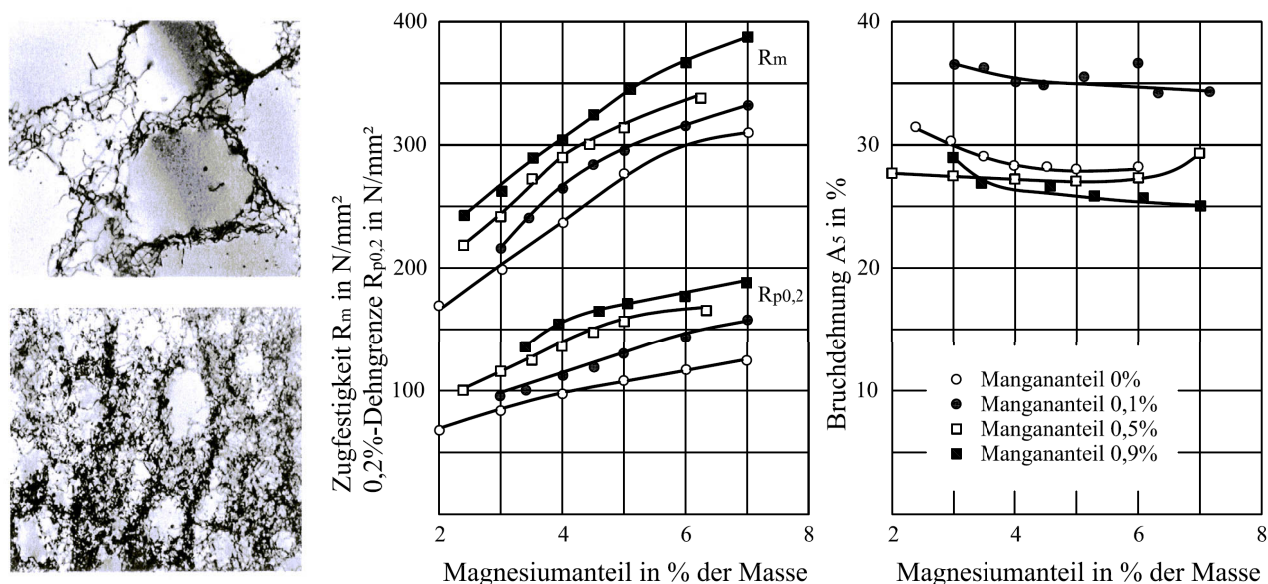


Bild 2.1: Einfluss des Mg- bzw. Mn-Gehalts auf die Festigkeit von Al Mg-Legierungen: Versetzungsanordnung in Reinstaluminium 99,9 (links oben) und in Al Mg1 (links unten) (mit jeweils 10.000facher Vergrößerung [Altenpohl 1994]) sowie mechanische Eigenschaften von Al Mg- bzw. Al MgMn-Legierungen in Abhängigkeit des Mg- und Mn-Gehalts (ermittelt an 12,7mm dicken weichen Blechen [Kammer 2002])

Das für die Mischkristallhärtung erforderliche erhebliche Lösungsvermögen von Aluminium für Magnesium nimmt mit fallender Temperatur rasch ab, wodurch die meisten Al Mg-Legierungen bei Raumtemperatur theoretisch übersättigt sind [Grzempa et al.1991a und b]. Das nicht gelöste Magnesium liegt im Gefüge meist als β -Phase (Al_3Mg_2) in Form zusammenhängender Bänder an den Korngrenzen der Aluminiumreichen α -Mischkristalle vor. Liegt ein größerer Anteil des Magnesiums übersättigt vor, kommt es nach längerer Auslagerung bei Raumtemperatur oder mäßig erhöhten Temperaturen stets zur Ausscheidung der metastabilen β' -Phase (Al_8Mg_5), die zwar von erheblichem Einfluss auf die Eigenschaften sein kann, jedoch nicht mit einer technisch nutzbaren Festigkeitssteigerung verbunden ist. In Legierungen mit Mg-

Gehalten größer als 3% bilden die β - und β' -Phasen lückenlose Säume von Korngrenzenausscheidungen, welche elektrochemisch unedler als der Aluminiummischkristall sind und daher bevorzugt von korrosiven Medien angegriffen werden [Grzempa et al. 1991a und b]. Um der hohen Anfälligkeit gegenüber interkristalliner Korrosion entgegenzuwirken, müssen diese geschlossenen Säume durch geeignete Maßnahmen vermieden werden. Als zweckdienlich haben sich diesbezüglich einerseits Heterogenisierungsglühungen bei Temperaturen zwischen 200°C und 250°C mit anschließender langsamer Abkühlung erwiesen, wodurch sich die zusammenhängenden Ausscheidungen auf den Korngrenzen zu einem unkritischen Perlschnurgefüge zusammenziehen. Andererseits kann die Ausscheidung einzelner β -Kristallite infolge legierungstechnischer Maßnahmen gefördert werden, entweder durch die Absenkung des Magnesiumgehalts oder – wie im Fall der in dieser Studie untersuchten Legierung – durch den Zusatz von Mangan (Mn). Durch Zulegieren von Mangan entsteht aus dem binären System Al Mg das ternäre System Al MgMn. Mangan, das wie das Magnesium substitutionell gelöst wird, wirkt sich in mehrfacher Hinsicht positiv auf die Eigenschaften der Legierung aus. Neben der erwähnten Verbesserung der Korrosionsbeständigkeit kann zum einen eine zusätzliche Festigkeitssteigerung erreicht werden (Bild 2.1). Zum anderen kann Mangan durch die Erhöhung der Rekristallisationsschwelle die Rekristallisation stark verzögern und mit dem dadurch bedingten geringeren Festigkeitsabfall beim Schweißen von kaltverfestigtem Halbzeug die im weiteren Verlauf dieser Arbeit ausführlicher diskutierte Neigung zur Bildung von Heißrissen verringern.

2.1.2.2 Einfluss der Halbzeugherstellung auf das Gefüge und die Eigenschaften der Al Mg-Serie (5xxx)

Die Herstellung von Al MgMn-Walzhälbzeugen umfasst mehrere Prozessschritte, welche jeweils spezifische Auswirkungen auf das Gefüge und die mechanischen Eigenschaften haben [Grzempa et al. 1991a und b]. Das beim Gießen entstehende Gussgefüge weist als grobe Primärausscheidungen eisen- oder siliziumhaltige intermetallische Phasen an den Grenzen der Gusskörner auf und erfährt dadurch eine erhebliche Beeinträchtigung von Zähigkeit und Korrosionsverhalten. Um ein gleichmäßiges und globulitisches Korn mit günstigeren Eigenschaften zu erhalten, kann der Schmelze zur Kornfeinung ein Draht aus einer speziellen Kornfeinungslegierung zugegeben werden. Die Zusätze dieser Kornfeinungslegierung bilden intermetallische Verbindungen, welche aufgrund ihrer höheren Schmelztemperatur als Erstarrungskeime wirken können.

Nach dem Gießen erfährt der Werkstoff eine Barrenhochglühung bei Temperaturen dicht unterhalb der Solidustemperatur, die zwei entgegengesetzte Prozesse bewirkt: einerseits eine Homogenisierung des beim Gießen eingestellten Gussgefüges und andererseits eine Heterogenisierung, welche die Ausbildung eines Ausscheidungsgefüges bewirkt. Ziel der Homogenisierung ist die Einstellung eines Dispersionsgefüges mit verbessertem Umformverhalten. Zu diesem Zweck werden die unlöslichen Primärausscheidungen eingeformt, die beim Gießen unvermeidbaren Gusseigenspannungen und Kristallseigerungen abgebaut sowie eutektische Bestandteile an den Korngrenzen aufgelöst. Bei der gleichzeitig ablaufenden Heterogenisierung werden die beim Erstarren übersättigt gelösten Legierungselemente in Form fein verteilter, inkohärenter intermetallischer Phasen (hauptsächlich Al Fe-, Al Mn- und in Gegenwart von Zirkon sehr feine Al_3Zr -

Phasen), sogenannter Dispersoide, oder als Ausscheidungen der Gleichgewichtsphase des aushärtbaren Systems Mg_2Si ausgeschieden. Das eingestellte Sekundärausscheidungsgefüge (**Bild 2.2**) beeinflusst die Rekristallisation und den Gleitcharakter des Aluminiummischkristalls und wird bei den anschließenden Wärmebehandlungen kaum noch verändert.

Durch Warmumformung bei Temperaturen zwischen $350^\circ C$ und $530^\circ C$ erfahren die Gussphasen und groben Sekundärausscheidungsphasen eine Zertrümmerung sowie eine Ausrichtung parallel zur Verformungsrichtung. Mit steigendem Umformgrad wird ihre Verteilung gleichmäßiger und es stellt sich das so genannte Verformungsgefüge ein. Neben einer Formänderung und verbesserten mechanischen Eigenschaften infolge einer guten Durchknetung werden einerseits eine Verfestigung durch die Erzeugung neuer Versetzungen und andererseits eine dynamische Erholung durch die Vernichtung der vorhandenen Versetzungen erreicht. Infolge der eingebrachten Verformungsenergie rekristallisiert das warmverformte Gefüge bei der Warmwalztemperatur und es stellt sich das Rekristallisationsgefüge ein.

Mit dem Ziel einer endgültigen Formänderung, einer weiteren Kornstreckung in Verformungsrichtung und einer Zunahme der Versetzungsdichte erfolgt die anschließende Kaltverformung bei Raumtemperatur, in deren Verlauf Zwischenglühungen zum Abbau der eingebrachten Kaltverfestigung und zur Erhöhung des Formänderungsvermögens durchgeführt werden können.

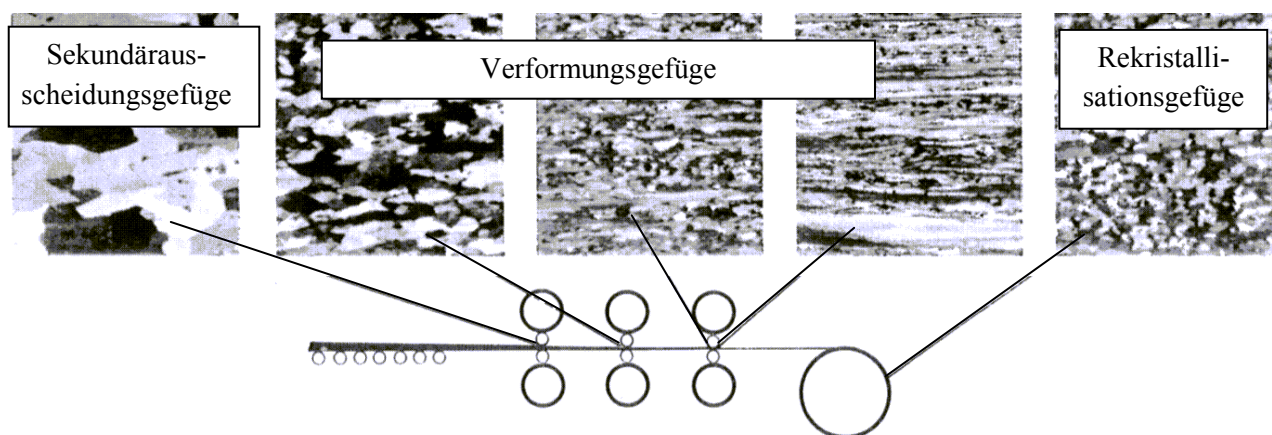


Bild 2.2: Gefügeentwicklung der Legierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN-AW 5083) beim Warmwalzen in den Gerüsten der Tandemstraße (Warmbanddicke 4,5mm, Warmbandtemperatur $315^\circ C$) mit 45-facher Vergrößerung nach [Kammer 2002]

Zur endgültigen Einstellung der mechanischen Eigenschaften werden abschließend Schlussglühungen durchgeführt. Eine Entfestigungsglühung bei Temperaturen zwischen $150^\circ C$ und $250^\circ C$ kann Gitterfehlstellen ausheilen und umordnen, nicht aber eine Gefügeumwandlung vornehmen. Mit dieser Wärmebehandlung können die Entfestigungsgrade „halbhart“ und „viertelhart“ bzw. die Zustände H2x (kaltverfestigt und rückgeglüht) oder H3x (kaltverfestigt und stabilisiert) nach DIN EN 515 (12.1993) erreicht werden. Eine vollständige Entfestigung (Zustand „weich“ bzw. O) kann nur durch ein Weich- oder Rekristallisationsglühen bei Temperaturen oberhalb der Rekristallisationsschwelle über eine Dauer von drei bis sechs Stunden mit langsamer Ofenabkühlung zur Vermeidung der Anfälligkeit für interkristalline Korrosion

durchgeführt werden. In Abhängigkeit der Legierungszusammensetzung – insbesondere Eisen (Fe), Mangan (Mn), Chrom (Cr) und Zirkon (Zr) erhöhen die Rekristallisationsschwelle –, der Glühzeit und des Kaltumformgrads liegt die Rekristallisationsschwelle zwischen 350°C und 450°C. Je höher der Umformgrad ist, umso größer ist die Keimzahl und umso geringer wird die Korngröße nach der Weichglühung. Ein in der konstruktiven Praxis häufig anzutreffender Wärmebehandlungszustand für Al MgMn-Walzhalbzeuge ist der Zustand H111, der durch leichtes Recken (oder Richten) des weichgeglühten Blechs zur Erzielung einer ebenen Oberfläche entsteht und in die Kategorie „weichgeglüht“ eingeordnet werden kann.

2.1.3 Aushärtbare Aluminiumlegierungen des ternären Systems Al MgSi (6xxx)

2.1.3.1 Einfluss der Legierungselemente auf die Eigenschaften der Al MgSi-Serie (6xxx)

Zu den in der Praxis am häufigsten angewandten aushärtbaren Aluminiumlegierungen zählen Legierungen der Serie Al MgSi (6xxx). Sie zeichnen sich durch eine gute Warmumformbarkeit sowie eine gute Strangpressbarkeit aus und werden deshalb bevorzugt in Form von geometrisch nahezu uneingeschränkten Klein- und Großprofilen eingesetzt. Die maßgebliche Festigkeitssteigerung bei diesen Aluminiumlegierungen erfolgt aufgrund einer Teilchenhärtung durch kohärente und vor allem durch teilkohärente Ausscheidungen des aushärtenden Systems Mg_2Si , wobei das Erreichen optimaler Eigenschaften maßgeblich von Gehalt, Form und Verteilung der ausgeschiedenen Phasen abhängig ist. **Bild 2.3** zeigt die Metallurgie der Ausscheidungshärtung beispielhaft für Al Cu-Legierungen der 2xxx-Serie, diese ist jedoch analog auf die betrachtete 6xxx-Serie zu übertragen.

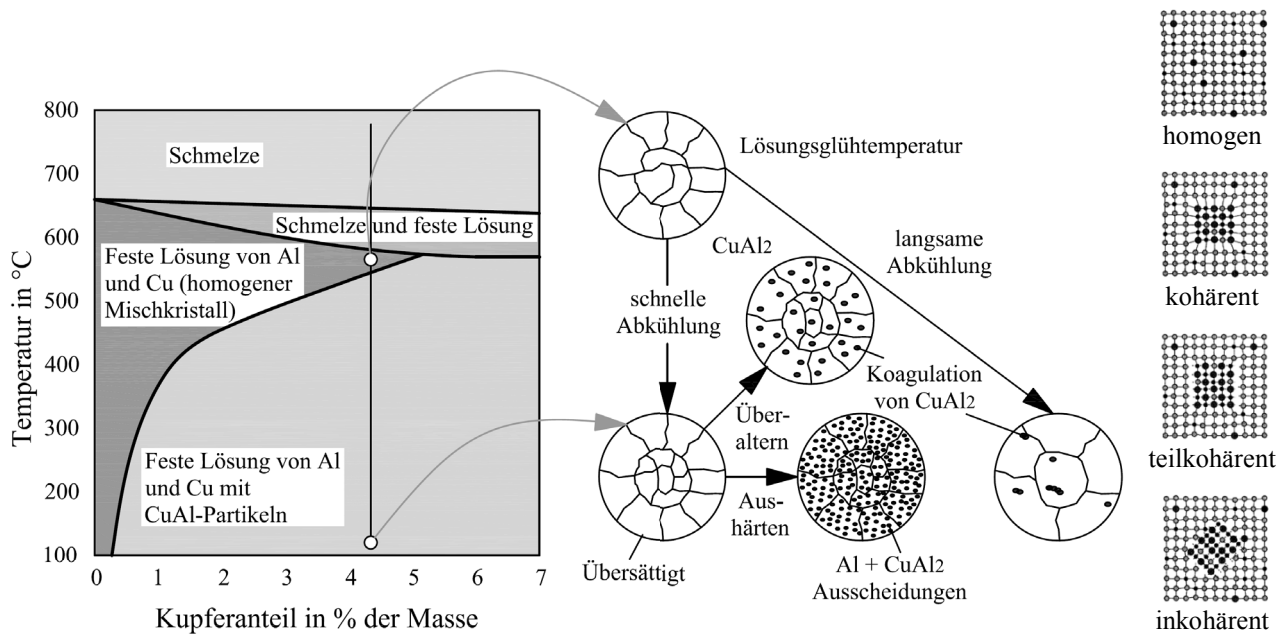


Bild 2.3: Metallurgie der Ausscheidungshärtung am Beispiel der AlCu-Legierung (links), schematische Darstellung eines homogenen Mischkristalls und der kohärenten, teilkohärenten und inkohärenten Sekundärausscheidungen in aushärtbaren Aluminiumlegierungen (rechts) (modifiziert nach OSTERMANN (2007))

Durch Auslagerung wird eine bedeutende Steigerung der Streckgrenze und der Zugfestigkeit bei geringer Abnahme der Dehnung erreicht. Ein Überziehen der Auslagerung, die so genannte Überalterung, bringt jedoch eine Versprödung mit sich. Ein geeigneter Wärmebehandlungszyklus (Lösungsglühen, Abschrecken, Auslagern), eine thermomechanische Behandlung (Homogenisieren vor oder anstelle des Lösungsglühens) oder eine vor dem Auslagern durchgeführte Kaltverformung lässt sich zur Optimierung der mechanisch-technologischen Eigenschaften nutzen. Die Auslagerung kann je nach Legierungstyp bei Raumtemperatur (kalt), erhöhter Temperatur (warm) oder als Stufenglühung erfolgen und hat einen nicht unbedeutenden Einfluss auf die Maßhaltigkeit und Korrosionsbeständigkeit der Legierung [Krüger et al. 1987].

Eine wesentliche Steigerung der Zugfestigkeit über die mit einer Legierung stöchiometrischer Zusammensetzung erreichbaren Werte hinaus wird durch einen Siliziumüberschuss hervorgerufen. Hohe Siliziumgehalte ermöglichen höhere Festigkeitswerte bei kürzeren Auslagerungszeiten, wobei jedoch die Duktilität herabgesetzt wird. Ein Magnesiumüberschuss wirkt – wie bereits in Abschnitt 2.1.2.1 gezeigt – zusätzlich festigkeitssteigernd, jedoch deutlich schwächer, da überschüssiges Magnesium, im Gegensatz zu Silizium (Si), die Löslichkeit von Mg_2Si verringert, was etwa bei einem Si-Gehalt von 1,2% geschieht. Silizium beeinflusst darüber hinaus die Warmumformbarkeit weniger als Magnesium, weshalb ein Siliziumüberschuss einem Magnesiumüberschuss vorzuziehen ist.

Bei Al MgSi-Legierungen höherer Festigkeit bewirkt der Zusatz von Mangan zwischen 0,2% und 1,0% eine Steigerung der Kerbschlagzähigkeit und beeinflusst das Rekristallisations- sowie das Ausscheidungsverhalten [Kammer 2002]. Feine manganhaltige Ausscheidungen – ebenso verhält es sich mit dem Legierungselement Chrom – bilden in Gegenwart von Eisen bei der Barrenhochglüfung mit Aluminium und Silizium intermetallische Verbindungen, binden so die Siliziumüberschüsse im Korninneren und verhindern dessen Diffusion zur Korngrenze. Der verminderten Gefahr der Korngrenzenausscheidungen stehen jedoch ein deutlich größerer Fließwiderstand bei Warmumformtemperatur und damit eine stark verminderte Strangpressbarkeit gegenüber. Günstige Spanformen für die spanende Fertigung werden durch Zusätze wie Blei (Pb), Zinn (Sn), Bismut (Bi) und Kadmium (Cd) erreicht.

Je nach Legierungszusammensetzung variiert die Zugfestigkeit aushärtbarer Aluminiumlegierungen im weichgeglühten Zustand O [nach DIN EN 515 (12.1993)] zwischen $R_m = 100 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 200 \text{ N/mm}^2$ sowie im lösungsgeglühten und warmausgelagerten Zustand T6 [nach DIN EN 515 (12.1993)] zwischen $R_m = 245 \text{ N/mm}^2$ und $R_m = 340 \text{ N/mm}^2$. Beträgt die Dehngrenze im Zustand O etwa die Hälfte der zugehörigen Zugfestigkeit ($R_{p0,2} = 50 \dots 100 \text{ N/mm}^2$ [Ostermann 2007]), kann sie durch Verfestigung auf den Zustand T6 auf Werte zwischen $R_{p0,2} = 210 \text{ N/mm}^2$ und $R_{p0,2} = 310 \text{ N/mm}^2$ angehoben werden. Die Bruchdehnung sinkt dabei von Werten von $A_5 = 27\%$ (Zustand O) auf Werte zwischen $A_5 = 11 \dots 14\%$ (Zustand T6). Diese Daten bezüglich des statischen Festigkeitsverhaltens sind hinreichend bewiesen und entstammen Fachbüchern [Ostermann 2007] und Regelwerken.

2.1.3.2 Einfluss der Halbzeugherstellung auf das Gefüge und die Eigenschaften der Al MgSi-Serie (6xxx)

Weil aufgrund zahlreicher Untersuchungen wie beispielsweise von SCHARF und GRZEMBA (1982), GRZEMBA et al. (1991a und b), KOCH et al. (1976), BERGMANN (1984) oder BOMAS und MAYR (1985) eindeutig bestätigt ist, dass die mechanischen Eigenschaften nicht nur vom Gehalt des Hauptlegierungselements Silizium, sondern darüber hinaus auch von den Fertigungsbedingungen abhängig sind, muss der Herstellung der Al MgSi-Strangpressprofile und den während der Herstellung ablaufenden Gefügeänderungsprozessen besondere Aufmerksamkeit geschenkt werden (**Bild 2.4**). Gerade bei der Betrachtung von Aluminium-Schweißkonstruktionen ist die Kenntnis der Wechselwirkungen von größter Bedeutung, einerseits weil der bei der Herstellung eingestellte Grundzustand der mechanischen Eigenschaften als Ausgangspunkt sowohl für die theoretische Untersuchung als auch für die praktische konstruktive Auslegung bekannt sein muss, andererseits weil die im Schweißprozess eingebrachte Wärmemenge die durch Wärmebehandlung eingestellten Festigkeitseigenschaften in Abhängigkeit von der eingebrachten Streckenenergie grundlegend verändern kann.

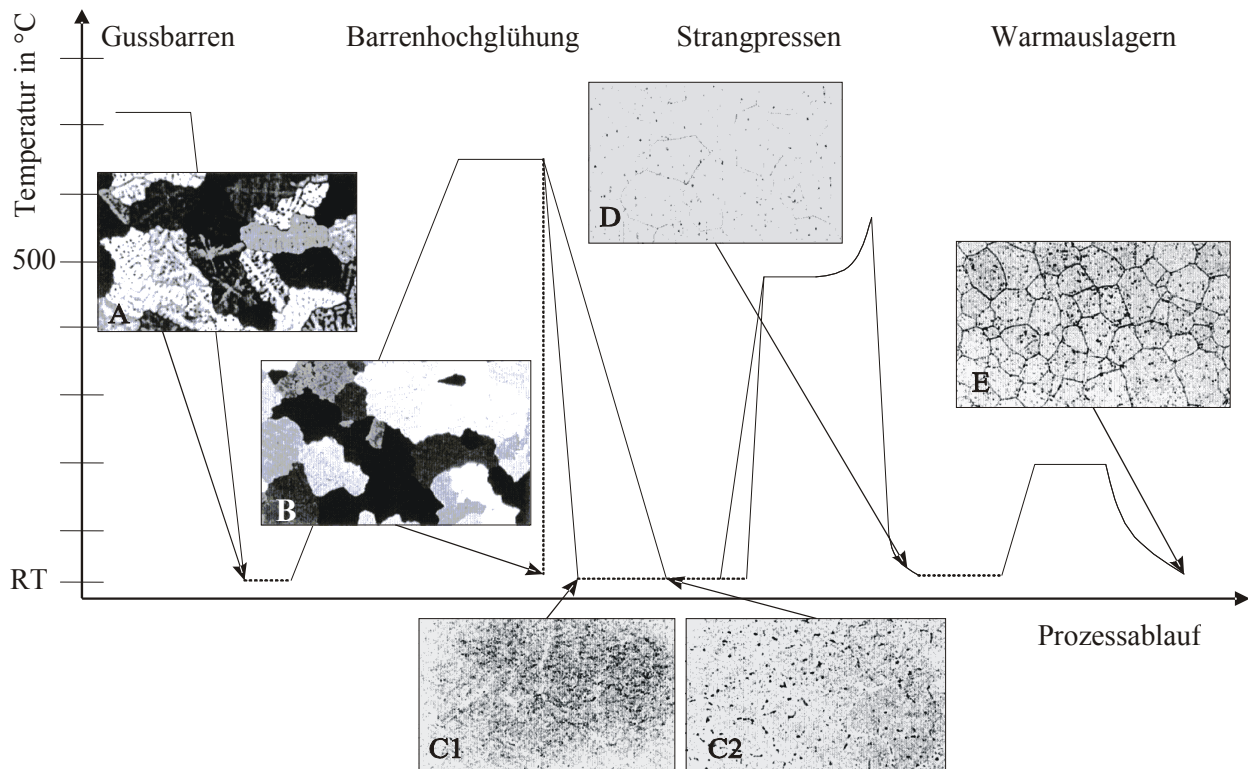


Bild 2.4: Thermischer Zyklus und Gefügeumlagerung bei der Herstellung von Al MgSi (EN AW-6060)-Strangpressprofilen (modifiziert nach [Altenpohl 1994])

Ein grobes Netzwerk aus eisen- oder siliziumhaltigen intermetallischen Phasen, die sich als grobe Primärausscheidungen an den Grenzen der Gusskörner anlagern, charakterisiert das Gussgefüge mit seinen kennzeichnenden schlechten Umform- und Korrosionseigenschaften. Die 50fache Vergrößerung in Bild 2.4A

zeigt Kornseigerungen mit Restschmelzeadern an Korn- und Zellgrenzen. Die feinkörnigen, dichten, poren- und lunkerfreien Stranggussbarren werden bei Temperaturen dicht unterhalb der Solidustemperatur mehrere Stunden lang geglüht. Diese Barrenhochglühung bewirkt über Festkörper-Diffusion durch eine Homogenisierung die Einstellung eines Dispersionsgefüges mit verbessertem Umformverhalten sowie durch eine Heterogenisierung die Einstellung des Sekundärausscheidungsgefüges, welches für die mechanischen Eigenschaften des Halbzeugs von unmittelbarer Bedeutung ist. Aus dem übersättigten Mischkristall des Gusszustands scheiden sich intermetallische Phasen aus, die als fein verteilte inkohärente Dispersoide (Al-Mn-Si, Al-Fe-Si, Al-Cr-Fe-Si) die Matrix durchdringen und durch Behinderung der Korngrenzenwanderung eine Verfestigung des Werkstoffs hervorrufen. Bei der abschließenden Aushärtungsbehandlung mit Abschreckung an Wasser bleiben die Dispersoide erhalten (Bild 2.4B). Je nach Abkühlgeschwindigkeit scheidet sich auch die Gleichgewichtsphase des aushärtenden Systems Mg_2Si als feine Mg_2Si -Teilchen im Korninneren und gröbere Mg_2Si -Phasen an den Korn- und Zellgrenzen aus (C1 in 110facher Vergrößerung nach Abkühlung an Luft und C2 in 110facher Vergrößerung nach langsamer Abkühlung in Bild 2.4).

Durch Glühung im Temperaturbereich des α -Mischkristalls lassen sich die Mg_2Si -Ausscheidungen wieder in Lösung bringen und für die Aushärtung beliebig fein ausscheiden. Zuvor erfolgt jedoch die Warmumformung durch Strangpressen, bei der dem Halbzeug seine eigentliche Form zugefügt wird. Um den Widerstand gegen die Formänderung möglichst weit herabzusetzen und hohe Umformgrade zu erreichen, werden die geglühten Gussbarren bei Temperaturen zwischen $350^\circ C$ und $530^\circ C$ warmverformt [Grzempa 1991b]. Durch eine Zertrümmerung und Ausrichtung der Gussphasen und groben Sekundärausscheidungsphasen wird das Verformungsgefüge mit verbesserten mechanischen Eigenschaften eingestellt. Das Korn erfährt in Verformungsrichtung eine Streckung. Innerhalb der Kornbereiche entstehen Versetzungen; gleichzeitig findet eine dynamische Erholung statt, was zu einem Gleichgewicht zwischen Versetzungserzeugung und -vernichtung mit einem ständigen Auf- und Abbau von Versetzungsstellen bzw. Subkörnern führt. Zwischen den einzelnen Warmverformungsschritten bzw. nach Beendigung des Prozesses läuft eine statische Erholung oder auch Rekristallisation ab. Das warmverformte Halbzeug weist deshalb – je nach Temperaturverlauf – ein verformtes oder polygonisiertes Gusskorn oder sogar ein rekristallisiertes „neues“ Korn auf [Grzempa 1991b].

Abschließend finden in den Schlussglühungen, dem Aushärtungsvorgang, zwei Phasenumwandlungsvorgänge statt [Bergmann 1984]. Durch Lösungsglühen im Temperaturbereich des α -Mischkristalls ($470^\circ C$ - $560^\circ C$) gehen die groben Mg_2Si -Ausscheidungen wieder in Lösung und die Fremdatome verteilen sich während der Glühdauer homogen im Mischkristall (E mit 110facher Vergrößerung in Bild 2.4). Es bilden sich kohärente Feinstausscheidungen und Primärphasen im Korninneren sowie gröbere Korngrenzenausscheidungen. Die Glüh Temperatur muss dabei deutlich unterhalb der eutektikalen Temperatur (Schmelztemperatur der niedrigst schmelzenden Phase) liegen, damit keine Anschmelzungen im Gefüge stattfinden. Insbesondere Korngrenzenanschmelzungen führen zu lokalen Spannungskonzentrationen und damit zu

bevorzugter Risseinleitung, die für die Untersuchung zwecks eindeutiger Definition der Werkstoffkerbe und der geometrischen Kerbe auf jeden Fall ausgeschlossen werden muss.

Aus Gründen der Wirtschaftlichkeit wird die Wärme des Strangpressprozesses gleichzeitig zum Lösungsglühen genutzt, dessen Dauer vom Ausgangszustand, von der Halbzeugart und von der Wanddicke abhängig ist. Eine zu niedrig gewählte Lösungsglühdauer führt sehr schnell zu einem Abfall der Festigkeitswerte. Der Phasenumwandlungsvorgang vollzieht sich beim Austritt des Profilstrangs aus dem Werkzeug. Eine rasche Abkühlung bewirkt, dass die beim Lösungsglühen erreichte homogene Verteilung der Legierungselemente „eingefroren“ wird (D mit 110facher Vergrößerung in Bild 2.4). Eine Grobkornbildung durch Rekristallisation kann dadurch verhindert werden. Stattdessen entstehen eine Übersättigung des metastabilen α -Mischkristalls an den Legierungselementen Magnesium und Silizium sowie in Verformungsrichtung angeordnete Primärphasen. Erfolgt die Abkühlung zu langsam, kommt es – bevorzugt an Gitterstörstellen wie Korngrenzen oder Phasengrenzen schon vorhandener Ausscheidungen, wo die Aktivierungsenergie für die Keimbildung gering ist – verstärkt zur Ausscheidung der inkohärenten Mg_2Si -Phase, welche keinen nennenswerten Aushärtungseffekt mit sich bringt. Mit der Anzahl der heterogenen Keimstellen geht das Aushärtungsvermögen zunehmend verloren. In Al MgSi-Legierungen mit hohem Siliziumüberschuss und geringen Zusätzen von Mangan, Eisen und Chrom kommt es bei zu geringer Abkühlgeschwindigkeit darüber hinaus zur Bildung grober Siliziumausscheidungen, die sich besonders negativ auf die Duktilität und die Korrosionsbeständigkeit auswirken. Ein eventueller Reck-, Stauch- oder Richtvorgang kann den durch das Abschrecken verursachten Verzug beseitigen und dadurch die Geradheitstoleranzen verbessern.

Der an Leerstellen (mit der Temperatur nimmt die Leerstellenkonzentration im Gitter der Körner zu) und Fremdatomen (Magnesium und Silizium) doppelt übersättigte Mischkristall befindet sich in einem nicht stabilen Zustand und will sich durch Ausscheidung der übersättigt gelösten Fremdatome dem Gleichgewichtszustand annähern. Durch kontrollierte Anregung der bei der Abkühlung unterdrückten zeit- und temperaturabhängigen Diffusionsvorgänge der Fremdatome bilden sich in der Matrix aufgrund einer geringeren Keimbildungsarbeit die festigkeitssteigernden metastabilen kohärenten und teilkohärenten Zwischenphasen β' (GPI- und GPII-Zonen). Abhängig von der Auslagerungstemperatur wird zwischen Kaltauslagerung und Warmauslagerung unterschieden. Kaltauslagern erfolgt bei Raumtemperatur oder leicht erhöhten Temperaturen. Durch die Bildung kohärenter feinstverteilter Ausscheidungen (GPI-Zonen) wird der Zusammenhang des Gitters nicht gestört, aber stark verzerrt. Durch Kaltauslagern können nach DIN EN 515 (12.1993) der Zustand T3 (lösungsgelüht, kaltverformt und kaltausgelagert) oder der Zustand T4 (lösungsgelüht und kaltausgelagert) mit jeweils erhöhter Festigkeit bei etwas geringerer Bruchdehnung erreicht werden. Der Prozess strebt einen Endzustand an, der praktisch nach einer Woche beendet ist. Durch Warmauslagern bei Temperaturen zwischen 100°C und 200°C im Zweiphasengebiet $\alpha+Mg_2Si$ können abhängig von der Bauteilgröße, der Auslagerungsdauer und -temperatur sowie der Legierungszusammensetzung höchste Festigkeitswerte (Zustand T6 nach DIN EN 515 (12.1993)) erreicht werden. Die Aushärtungseffek-

te sind auf das Auftreten von sowohl kohärenten als auch teilkohärenten Phasen zurückzuführen. Obwohl das Kohärenzfeld teilkohärenter Phasen schwächer ist als das der kohärenten Phasen, womit im Grunde ein geringerer Festigkeitszuwachs verbunden ist, ist aufgrund der größeren Anzahl der teilkohärenten Phasen ein höherer Festigkeitszuwachs möglich. Mit fortlaufender Auslagerungszeit verschwinden darüber hinaus die kohärenten zugunsten der teilkohärenten Ausscheidungen, deren Bildung mit steigenden Temperaturen ohnehin beschleunigt wird, wodurch ein rascherer Anstieg der mechanischen Eigenschaften und höhere Maximalwerte erzielt werden. Bei höheren Temperaturen und/oder längeren Auslagerungszeiten nimmt die Dichte der teilkohärenten Ausscheidungen wieder ab. Mit fortschreitender Auslagerung nimmt durch Koagulationsprozesse der für eine wirksame Verfestigung erforderliche Dispersionsgrad ab. Es kommt zur Bildung der inkohärenten Gleichgewichtsphasen Mg_2Si , entweder durch Ausscheiden aus der übersättigten Matrix durch Keimbildung an Fehlstellen oder als Ergebnis von Vergrößerungsprozessen der Zwischenphasen β' . Die zurückgehenden Aushärtungseffekte sind auf ein völliges Verschwinden von Kohärenzspannungen zurückzuführen. Die Behinderung der Versetzungen entfällt.

Die Diffusionsvorgänge beim Auslagern sind abhängig von der Leerstellenkonzentration und der vorherrschenden Temperatur. Im Bereich der Korngrenzen niedriger Leerstellenkonzentration entstehen beiderseits als unerwünschte Nebenerscheinungen ausscheidungsfreie Zonen. Nach GRZEMBA (1991a) sowie BOMAS und MAYR (1985) werden zwei Ursachen für die Bildung dieser Zonen unterschieden. Die beim Abschrecken entstandenen übersättigten Leerstellen heilen in Korngrenznähe aus und schaffen Zonen verringerter Diffusion; entfernt von der Umgebung fördern sie die Diffusion und die individuelle Keimbildung im perfekten Kristall. Die Korngrenze dient als heterogene Keimstelle von intermetallischen Verbindungen, die mit dem Mischkristall inkohärente Grenzflächen bilden. Dadurch werden gelöste Atome in Korngrenznähe „abgesaugt“. Zwischen der Korngrenze und den später im Korninneren nach homogener Keimbildung ausgeschiedenen mehr oder weniger stabilen und fein dispergierten Phasen entsteht die teilchenfreie Zone (TFZ), deren Breite (1 nm bis 15 μm) im Aushärtungsverlauf mit abnehmender Abkühlgeschwindigkeit und parallel mit dem Anwachsen der Korngrenzenausscheidungen zunimmt. Die Beträge der im Zugversuch ermittelten Kenngrößen werden sowohl durch eine Vergrößerung der GP-Ausscheidungen als auch durch eine Verbreiterung der ausscheidungsfreien Zonen herabgesetzt. Verminderte Bruchdehnungswerte von Gefügen mit TFZ stehen mit der Lokalisierung der plastischen Verformung auf diesen Säumen in Verbindung.

2.1.4 Eigenschaften der naturharten ternären Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) sowie der aushärtbaren ternären Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082)

In dieser Untersuchung wird die in vielfältigen Anwendungsbereichen eingesetzte naturharte Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) betrachtet, welche mechanische Eigenschaften auf mittlerem Niveau und eine hohe Festigkeit aufweist. Weitere technologische Eigenschaften sind neben der sehr guten Schweißbarkeit eine sehr gute Korrosionsbeständigkeit (insbesondere gegenüber Meerwasser und Meeres-

atmosphäre), eine gute Zerspanbarkeit, eine gute Verformbarkeit und eine gute Anodisierbarkeit [VAW 2002].

Aufgrund der großen anwendungstechnischen Bedeutung sind die mechanischen Eigenschaften dieser Legierung bereits hinreichend erforscht und in zahlreichen Werkstoffdatenblättern [z.B. VAW 2002] oder in den Werkstofftabellen der Bemessungsrichtlinien [z.B. FKM 2002] insbesondere hinsichtlich der statischen Festigkeit zusammengestellt. Weil die zyklische Festigkeit dagegen in großem Maße von der vorhandenen Kerbwirkung beeinflusst wird, können die in zahlreichen sowohl an ungekerbten als auch an gekerbten Proben seit langer Zeit durchgeführten Untersuchungen z.B. von KOSTEAS (1976) oder SCHÜTZ (1966 bzw. 1967) lediglich qualitativ bewertet und bei Bedarf in der entsprechenden Fachliteratur nachgeschlagen werden.

Aufgrund der vielfältigen Einsatzmöglichkeiten wird als aushärtbare Aluminiumlegierung in dieser Untersuchung die Legierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) berücksichtigt. Sie besitzt mittlere Festigkeitseigenschaften und ein im Vergleich zu nicht aushärtbaren Aluminiumlegierungen günstiges Verhältnis $R_{p0,2}/A_5$. Weitere nennenswerte technologische Eigenschaften sind die sehr gute Schweißbarkeit, eine gute Korrosionsbeständigkeit sowie eine gute Zerspanbarkeit und Anodisierbarkeit, dagegen jedoch eine sehr schlechte Verformbarkeit [Ostermann 2007].

Die chemischen Zusammensetzungen der beiden Aluminiumlegierungen nach DIN EN 573-3 (11.2007) sowie die für diese Untersuchung relevanten physikalischen Eigenschaften (nach [Ostermann 2007]) werden im Anhang in den Tabellen 9.1 und 9.2 zusammengefasst.

2.1.5 Verbindungen aus naturharten und aushärtbaren Aluminiumlegierungen

2.1.5.1 Hybride Bauweise

Wie bereits vorstehend erläutert wurde, werden die aushärtbaren Legierungen der Serie 6xxx vorwiegend in Form von Strangpressprofilen eingesetzt, deren maßgeblichen Vorteile in der günstigeren Kraftereinleitung sowie in der Integration von Funktionen, wie beispielsweise Fügehilfen, Kabelkanäle und Befestigungsmöglichkeiten für weitere Systemkomponenten, zu sehen sind. Da nahezu keine Grenzen bezüglich der Formgebung bestehen, können die einzelnen Querschnitte zur Erzielung höchster konstruktiver Effizienz an die jeweiligen Anforderungen angepasst werden. Die konsequente Reduzierung des Arbeitsaufwands und der Fertigungskosten führt darüber hinaus zu einer beträchtlichen Steigerung der Wirtschaftlichkeit. Abhängig von der Halbzeuggröße ist es vielfach sogar möglich, die Festigkeitseigenschaften durch eine nachträgliche Wärmebehandlung weiter zu erhöhen.

Naturharte Legierungen der Serie 5xxx werden dagegen aufgrund ihrer schlechten Strangpressbarkeit vornehmlich zu Walzblechen verarbeitet. Die Vorteile von Walzhalbzeugen liegen neben ihrer universellen Anwendung und einfachen Herstellung vor allem in der Verbesserung der Festigkeitseigenschaften durch den der Herstellung nachgelagerten Umformungsprozess in Form von Kalt- oder Warmwalzen, wodurch höchste Festigkeiten erzielt werden können.

Fortschrittliche Konstruktionen kombinieren die Vorteile der Strangpressprofiltechnik mit den Vorteilen der Walzhalbzeugtechnik optimal, indem abhängig von den jeweiligen Anforderungen und Randbedingungen geeignete Verbindungen aus Strangpressprofilen und Walzblechen durch Fügen hergestellt werden. Die so genannte hybride Bauweise ist bereits in vielen Anwendungsbereichen etabliert [Aichele 1998b, Keul 1981, Andersen 1996] und unter anderem deshalb so rationell, weil die hauptsächlich zur Anwendung gelangenden Schutzgasschweißverfahren ermöglichen, die Strangpressprofile mit ihren Herstelltoleranzen ohne mechanische Bearbeitung miteinander und mit anderen Bauteilen zu verbinden [z.B. Aichele 1998b, Richter und Weber 1998, Bryant und Fielding 2001, Scheller und Farwer 1998]. Jüngste Anstrengungen, verstärkt energiearme und hochleistungsfähige Verfahren einzusetzen, führten zu der Entwicklung neuer Technologien wie dem Elektronenschweißen, dem Reibrührschweißen oder dem Laserstrahl- bzw. Laserstrahlpulverschweißen (vgl. Abschnitt 2.2.4.4), die jedoch für die relevanten Anwendungsbereiche bislang von untergeordneter Bedeutung sind [Richter und Weber 1998, EAA 2008]. Alternative Fügeverfahren wie Kleben oder kombinierte Fügeverfahren wie Kleben/Nieten oder explosionsgeschweißte Aluminium-Stahl-Verbindungen („Transition Joints“) finden dagegen für untergeordnete Bauteile bereits vereinzelt Anwendung, sind jedoch für die Untersuchung ohne Bedeutung.

2.1.5.2 Anwendungsbereiche der hybriden Bauweise

Der Einsatz von Aluminium im Schienenfahrzeugbau hat in charakteristischer Weise zur Einführung neuer Gestaltungsprinzipien wie der heute weit verbreiteten Integralbauweise beigetragen [Aichele 1998b, Zwicke 1997, Bönisch 1985, Scheller und Farwer 1998, Keul 1981, Zehnder 1997]. Aufgrund der Möglichkeiten des Strangpressens und des automatisierten Schweißens werden seit Anfang der 1970er Jahre selbsttragende Wagenkästen aus Großprofilen mit Längen bis zu 30 m gefügt und für neue U-Bahnen und Nahverkehrsbahnen sowie seit Ende der 1980er Jahre für Hochgeschwindigkeitszüge (zum Beispiel ICE) in aller Welt eingesetzt [GDA 2008]. Der Boden, die Seitenwände und das Dach eines Wagenkastens werden aus über die Wagenlänge durchlaufenden Strangpressprofilen mit integrierten Aussteifungen aufgebaut, die lediglich an den Fenster- und Türöffnungen unterbrochen bzw. an die Türsäulenprofile angeschlossen sind (**Bild 2.5a**).

Durch die weitgehende Verwendung von Strangpressprofilen, zumeist aus Legierungen der Serie 6xxx, können die Querschnitte bei wirtschaftlicher Bauweise den jeweiligen Anforderungen angepasst werden. Darüber hinaus können möglichst viele Funktionen und Aufgaben für den weiteren Ausbau des Fahrzeugs in die tragende Wagenkastenzelle integriert werden. Neben den Befestigungsmöglichkeiten zur Aufnahme von Aggregaten und Einbauelementen werden vorwiegend die zur schweißtechnischen Verbindung benötigten Schweißnahtvorbereitungen, Badsicherungen und sonstige Fügehilfen direkt im Herstellungsprozess in das Profil integriert. Die Strangpressprofile werden untereinander und mit anschließenden Walzblechen, vornehmlich aus Legierungen der Serie 5xxx) durch Schmelzschweißen und Reibrührschweißen verbunden. Laut dem Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. [GDA 2008] haben heute etwa 60 Prozent aller Personenzüge Wagenkästen aus Aluminium.

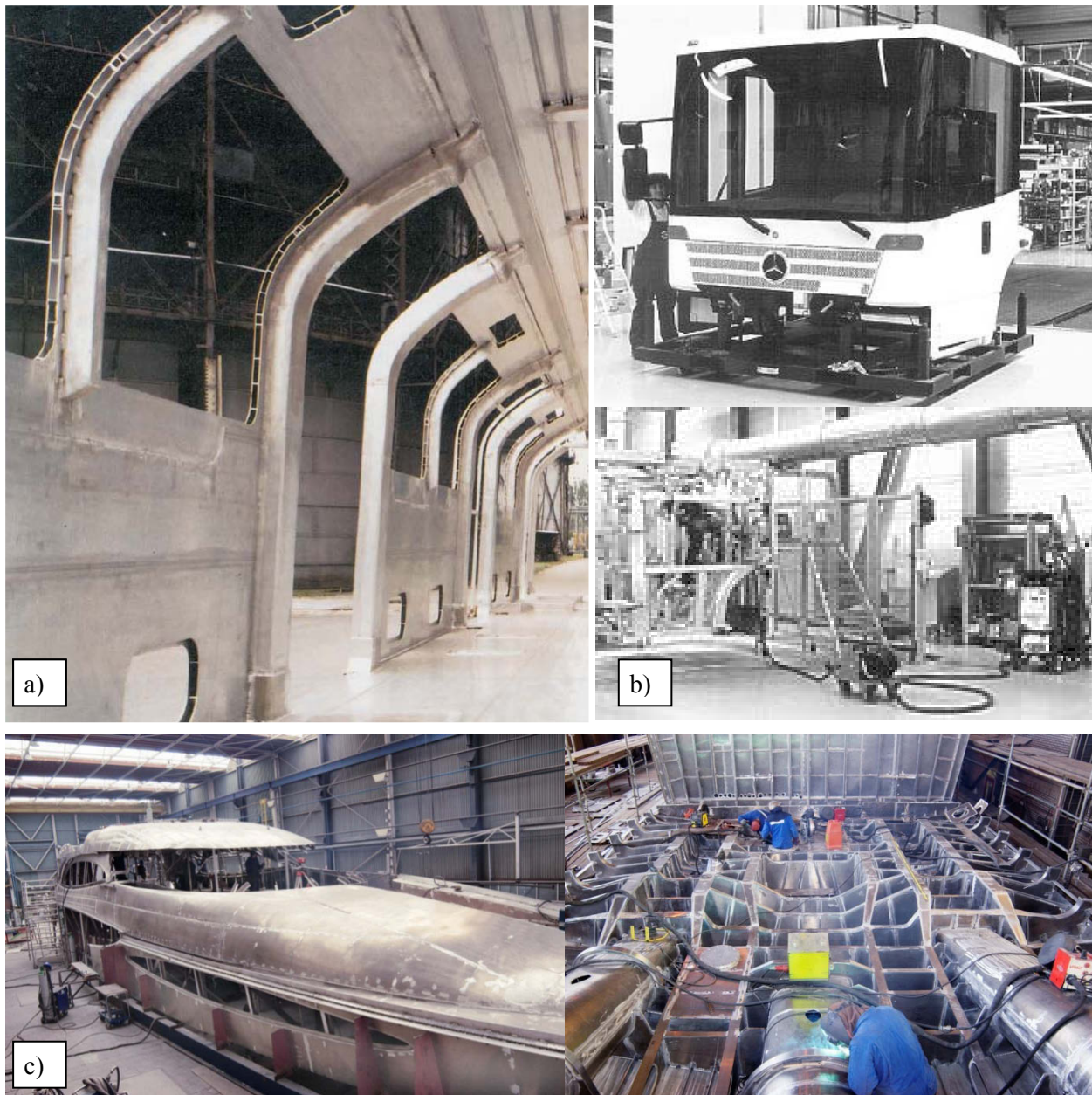


Bild 2.5: Anwendungsbeispiele der hybriden Bauweise: a) Blick in das Innere eines geschweißten Rohbauwagenkastens für eine U-Bahn, gebildet aus überwiegend hohlen Aluminium-Breitprofilen [Koewius 1991], b) Fahrerhaus „Econic“ der Fa. SACHSENRING AG [Aluminium-Kurier 2008], c) Schweißen im Schiffsbau bei Fa. MÜLDER DESIGN (NL) [Mechsner 2004]

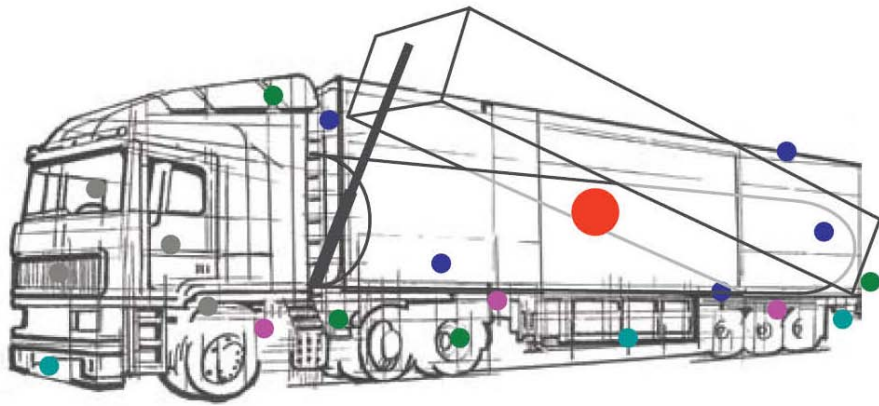
Im Schiffsbau findet die so genannte Längsspannten-Bauweise aus Strangpressprofilen mit integrierten Querrahmen (T-Profile) zur Aussteifung der mittragenden Beplattung verbreitete Anwendung [Balleer 2000, Raschka 1997, Fach 2000, Vollrath 1998, Richter und Weber 1998, Keul 1981 und Andersen 1996, Aichele 1998a, Bryant und Fielding 2001]. Als Blechmaterial für die Außenhaut, die Decks und die geschweißten Träger werden hauptsächlich korrosionsbeständige, seewassergeeignete Legierungen der Serie 5xxx verwendet. Für ebene Flächen, z.B. Paneele wie Decks, Schotte oder Aufbauwände, kommen im Innenbereich in zunehmendem Maße stranggepresste Großprofile aus Al MgSi-Legierungen zur Anwendung,

die durch Schweißen miteinander und mit der übrigen Schiffskonstruktion verbunden werden (Bild 2.5c). Die Verwendung von integrierten Schweißbadsicherungen erweist sich als eminent vorteilhaft, um bei den geringen Wanddicken ein Durchbrennen beim Schweißen zu vermeiden. Durch das geringere Eigengewicht können die Nutzlast erhöht und die Manövrierfähigkeit verbessert werden.

Die hybride Bauweise aus verschweißten Strangpressprofilen und Walzhalbzeugen findet auch im Nutzfahrzeugbau breite Anwendung [Aichele 1998a und b, Scheller und Farwer 1998, Willig 1997, Koewius et al. 1990]. Durch die Entwicklung neuer Legierungen und immer komplexerer Strangpressprofile erfährt das Metall heute einen sehr hohen und stetig steigenden Stellenwert im Bereich des Nutzfahrzeugbaus, angefangen von Kastenaufbauten, Rahmen und Kippmulden bis hin zu komplett aus Aluminiumlegierungen gefertigten Nutzfahrzeugen und Sattelaufliegern [Koewius et al. 1990].

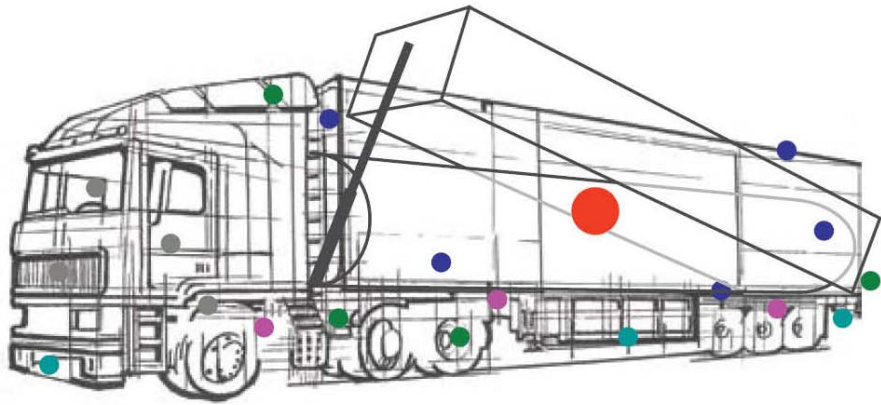
Neueste Entwicklungen auf dem Gebiet der Gestaltungsprinzipien aus Aluminium führten zu der so genannten Space-Cage-Technik. Ein Beispiel dieser Technik stellt das Fahrerhaus „Econic“ (Bild 2.5b) dar, dessen tragende Struktur komplett aus preiswerten Strangpressprofilen und Walzblechen aufgebaut und per Hand verschweißt wird [Aluminium-Kurier 2008]. Neben den bereits erwähnten Vorteilen, die mit der hybriden Bauweise einhergehen, bringt die neue Technologie in diesem Fall eine erhebliche Gewichtersparnis von 300 kg mit sich. Durch den Einsatz von Aluminiumlegierungen lassen sich leichtere Nutzfahrzeuge verwirklichen (vgl. **Tabelle 2.1**), wodurch die Nutzlast deutlich erhöht und die Rentabilität gesteigert werden kann. Weitere Kosteneinsparungen sind das Ergebnis einer Verringerung des Kraftstoffverbrauchs und geringerer Wartungskosten aufgrund der hohen Qualität der Aluminiumkonstruktionen, nicht zuletzt aufgrund der beträchtlichen Korrosionsbeständigkeit [EAA 2002].

Tabelle 2.1: Gewichtersparnis bei der Anwendung von Aluminium im Nutzfahrzeugbau [EAA 2008]

Funktionseinheit	Baugruppe bzw. Bauart	
		Gewichtersparnis bei der Anwendung von Aluminium
Sattelzug- und Lastwagenkomponenten	Kabine und Türen	200 kg
	Fahrgestell	350 kg
	Antriebsteile	125 kg
	Aufhängungsteile	110 kg

(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

Tabelle 2.1: Gewichtersparnis bei der Anwendung von Aluminium in Straßentransportfahrzeugen [EAA 2008] (vgl. Bild 2.6) (Fortsetzung)

Funktionseinheit	Baugruppe bzw. Bauart	
		Gewichtersparnis bei der Anwendung von Aluminium
Aufbauten	Geschlossener Aufbau	800 kg bei 90 m ²
	Mulden	800...2000 kg
	ADR Tank	1100 kg bei 43000 l
	Schubboden Aufbau	
	Silo	
Aufbautenkomponenten	Planenschiene	100 kg bei 2x13,5 m ²
	Vorderwand	85 kg
	Hecktür	85 kg
	Seitenwände	240 kg bei 600 mm
	Rungen	50 kg bei 10x600mm
	Kühlwagenboden	
Sicherheitsteile	Vordere Stoßstange	15 kg
	Hintere Stoßstange	15 kg
	Seitlicher Unterfahrschutz	20 kg
	Vorderer und hinterer Unterfahrschutz	
Auflieger-Unterbauten	Fahrgestell	700 kg bei 13,5 m
	Fahrgestell	300 kg bei 6m
	Fahrgestell und Boden	1100 kg bei 13,5 m
	Sattelstützen	35 kg
Zubehör	Druckluftbehälter	54 kg bei 6x60 l
	Treibstofftank	35 kg bei 600 l
	Werkzeugkasten	15 kg
	Hecklift	150 kg
	Räder	300 kg bei 14 Felgen

2.2 Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen

2.2.1 Schweißbarkeit von Aluminiumlegierungen

Über die Kenntnis der herstellungsbedingten Eigenschaften hinaus ist es wichtig, neben den Besonderheiten der fertigungstechnischen Verfahren vor allem das Werkstoffverhalten unter bestimmten Verarbeitungsbedingungen zu kennen. Dies gilt besonders dann, wenn die Bauteile während der Fertigung in

irgendeiner Form Wärmewirkungen ausgesetzt sind, die mit dem dieser Untersuchung zugrunde liegenden Schmelzschweißen unweigerlich verbunden sind.

Nach DIN 8528 (06.1973) ist die Schweißbarkeit eines Bauteils dann gegeben, wenn die Schweißbeignung des Werkstoffs, die Schweißsicherheit der Konstruktion und die Schweißmöglichkeit der Fertigung in wirtschaftlich vertretbarem Maße miteinander in Einklang zu bringen sind. Ein Werkstoff eignet sich demnach zum Schweißen, wenn er aufgrund seiner chemischen, metallurgischen und physikalischen Eigenschaften mit geeigneten Schweißverfahren geschweißt werden kann und die Schweißverbindungen die dem jeweiligen Anwendungsfall entsprechenden ausreichenden Festigkeits- und Verformungskennwerte erreichen. Folglich ist es unerlässlich, in einer zuverlässigen Untersuchung ganzheitlich die Disziplinen „Werkstoff“, „Fertigung“ und „Konstruktion“ zu berücksichtigen.

Grundsätzlich können Aluminium und seine Legierungen durch das anwendungstechnisch relevante Schmelzschweißen verbunden werden. Alle naturharten Legierungen sind zu diesem Zweck einsetzbar, ebenso die aushärtbaren Legierungen der Serien Al MgSi (6xxx) und Al ZnMg (7xxx). Naturharte Legierungen der Serie Al Mg (5xxx) mit einem Magnesiumgehalt von über 2,7% lassen sich jedoch nur mit einem geeigneten Schweißzusatz rissfrei verschweißen [Kammer 2003]. Die Vielfalt der verfügbaren Schweißzusätze macht eine Festlegung der Anforderungen sowie eine Einteilung nach der chemischen Zusammensetzung in DIN EN ISO 18273 (05.2004) erforderlich. Die Zusammensetzung der in dieser Untersuchung verwendeten Zusatzwerkstoffe ist in Tabelle 9.3 im Anhang zusammengestellt.

Zahlreiche Untersuchungen (z.B. [Dilthey et al. 2002]) über die Auswahl des geeigneten Schweißzusatzes zeigen, dass bei naturharten Legierungen mit geringem Magnesiumgehalt mit überlegierten artgleichen Schweißzusätzen wie beispielsweise S Al 5183 (Al Mg_{4,5}Mn_{0,7}) oder S Al 5556A (Al Mg₅Mn) geschweißt wird, um die bei hohen Temperaturen entstehenden Magnesiumabbrände auszugleichen und den Magnesiumgehalt der Verbindung in einen unkritischen Bereich anzuheben. Den Zusätzen wird zur Erhöhung der Rissicherheit Zirkon zulegiert, der durch Bildung eines feinen Kornes eine rissfreie Erstarrung begünstigt. Jüngste Anwendungen verwenden zum Schweißen von naturharten Legierungen zunehmend den Schweißzusatz S Al 4043 (Al Si₅), weil dieser ein günstigeres Fließverhalten besitzt und dadurch zu einem verbesserten Nahtaussehen führt [Kammer 2003]. Für einen tieferen Einbrand, eine feinschuppigere Nahtoberfläche, ein fast spritzerfreies Schweißen und die Vermeidung schwarzer Niederschläge, die sich als amorphes Aluminiumoxid beiderseits der Naht ablagern, müssen jedoch ein spröderes Verhalten der Naht und eine deutlich geringere Dehnung der Schweißverbindung in Kauf genommen werden.

Die Gehalte der Legierungselemente aushärtbarer Legierungen der Serie Al MgSi (6xxx) liegen durchgehend in einem für die Rissanfälligkeit kritischen Bereich (**Bild 2.6**). Diese Legierungen gehören zum Erstarrungstyp mit wenig Korngrenzeneutektikum (vgl. **Bild 2.7** links) und neigen daher beim Schmelzschweißen zu Wiederaufschmelzungsrissen im Bereich der Wärmeeinflusszone (WEZ) (**Bild 2.7** rechts). Korngrenzenanschmelzungen führen aufgrund von Zugeigenspannungen während des Abkühlvorgangs zu

Korngrenzenöffnungen und Mikrorissen, insbesondere dann, wenn die Solidustemperatur des Korngrenzeneutektikums niedriger liegt als die des Zusatzwerkstoffs und wenn letzterer zäh fließt und nicht in die WEZ diffundiert, wie das bei naturharten Zusatzwerkstoffen der Fall ist. Zum Schweißen von aushärtbaren Legierungen wird deshalb bevorzugt ein leicht fließender Zusatz verwendet, der in der Lage ist, die Korngrenzenöffnungen in der WEZ durch Nachfließen und Diffusion auszugleichen. Beim Schweißen von 6xxx-Legierungen kann also die Neigung zur Rissbildung durch die Verwendung von S Al 4043 (Al Si5) verringert werden, jedoch müssen im Vergleich zur Verwendung von beispielsweise S Al 5183 (Al Mg4,5Mn0,7) oder S Al 5556A (Al Mg5Mn) Verschlechterungen hinsichtlich der Festigkeit in Kauf genommen werden. Diese Kenntnisse wurden unter anderem von SCHWELLINGER (1993) sowie von BAUR und BLAUER (1997) durch Untersuchungen zur Schweißbarkeit von Al MgSi-Walzblechen sowie von HAGSTRÖM und SANDSTRÖM (1997) durch Untersuchungen an dünnwandigen Al MgSi-Strangpressprofilen hinreichend bestätigt.

Werkstoffe	Höchste Rissempfindlichkeit	Praktisch brauchbarer Mindestgehalt	Kritische Temperaturspanne
AlSi	0,75% Si	2% Si	660 bis 577°C
AlCu	3% Cu	5% Cu	660 bis 547°C
AlMg	1,2% Mg	3,5% Mg	660 bis 449°C
AlSiMg	0,5% Si, 0,3% Mg 0,5 bis 0,8% Si bei gleichzeitig 0,2 bis 1,2% Mg	2% Si 3,5% Mg	

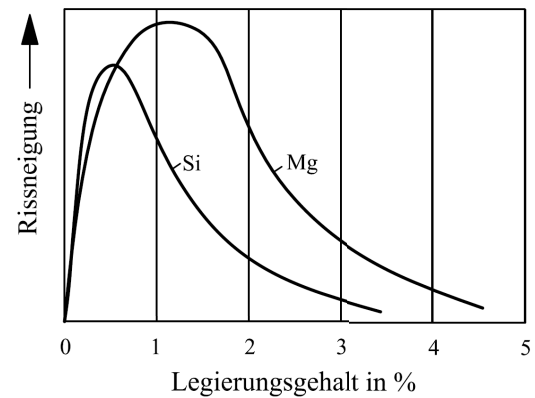


Bild 2.6: Rissneigung bei verschiedenen Legierungsbestandteilen (nach [Kammer 2003])

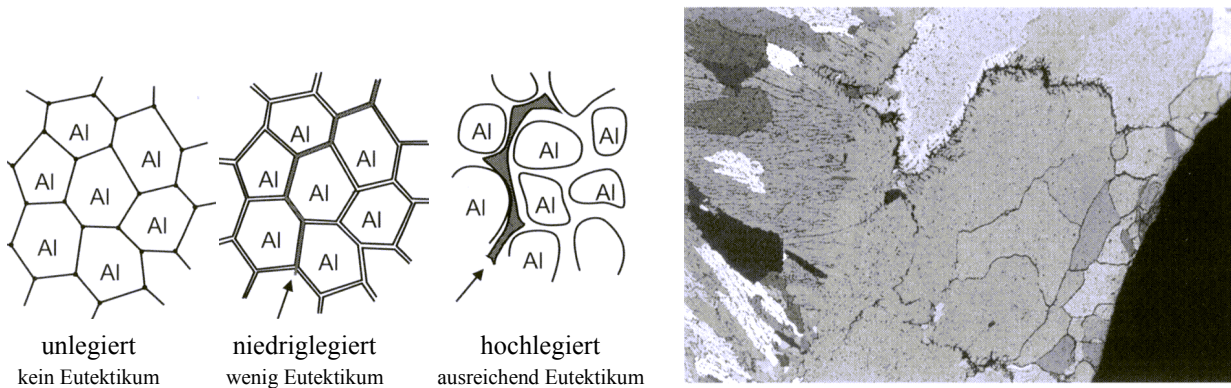


Bild 2.7: Schematische Darstellung der Erstarrungstypen beim Schweißen von Aluminium (links) und Korngrenzenöffnungen bei Al MgSi-Schweißungen an der Grenze zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff (rechts) [Ostermann 2007]

Weil die Auswahl eines geeigneten Zusatzes einen entscheidenden direkten und indirekten Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der Aluminium-Schweißverbindung hat, werden in DIN EN 1011-4 (02.2001) Empfehlungen zum Schmelzschweißen von Aluminium und Aluminiumlegierungen gegeben. Diese Empfehlungen basieren auf bewährter, schweißtechnischer Praxis und sind zusammengestellt worden, um all-

gemeingültige Ausführungen zum Schmelzschweißen zusammenzufassen. Sie beinhalten nicht nur die Auswahl des Schweißzusatzes, sondern umfassen unter anderem Empfehlungen zu Qualitätsanforderungen, Verbindungsarten oder der Schweißnahtvorbereitung.

Der Heißrissanfälligkeit muss besondere Beachtung geschenkt werden, weil das Vorhandensein von Heißrissen ein wichtiges Kriterium für die Qualität der Schweißverbindung und damit ein Indikator der Schweißbarkeit ist. Die Heißrissanfälligkeit von Aluminiumlegierungen, die zusätzlich durch den beim Schweißen auftretenden Verzug und die hierdurch hervorgerufenen Eigenspannungen gefördert wird, wird vornehmlich durch die Art und die Menge der Legierungselemente bestimmt. Schweißverbindungen aus aushärtbaren Legierungen neigen aufgrund der niedrig schmelzenden Phasen an den Korngrenzen zu Wiederaufschmelzungsrissen in der WEZ. Artgleich verschweißte naturharte Legierungen tendieren dagegen eher zu Erstarrungsrissen an der Schmelzfront. Durch die geeignete Wahl der Legierungen von Grundwerkstoff und Zusatzwerkstoff, durch eine geeignete Wärmeleitung, durch die richtige Lichtbogenlänge, welche durch die eingestellten Schweißprozessparameter gesteuert werden kann (vgl. Abschnitt 6.1), und durch eine geeignete Ausführung des Endkraters, welcher stets eine empfindliche Stelle für Schweißimperfectionen und damit erhöhte Kerbwirkung darstellt, kann die Rissneigung minimiert werden.

Die durch den Verzug unweigerlich entstehenden Spaltdifferenzen führen zu jeweils unterschiedlichen Winkel- und Querschrumpfungen in der Schweißnaht, die ihrerseits das Auftreten von Eigenspannungen und damit indirekt die Heißrissbildung begünstigen. Kritische Spalte können dabei direkt zu Schweißnahtfehlern wie beispielsweise Durchbrenner oder ein Unterschreiten der Nahtdicke führen. Die Gewährleistung eines konstanten Schweißspalts etwa durch konstruktive Maßnahmen in Form von Badsicherungen (vgl. Abschnitt 6.3) reduziert den Verzug deutlich und macht ihn beherrschbar. Eine exakte Vorbearbeitung der Einzelteile ist daher unbedingt erforderlich. Durch die Vorgabe für Längen und Winkel bei der Schweißnahtvorbereitung und der Fixierung kann der Verzug weitgehend kompensiert werden, sodass die erforderliche Maßhaltigkeit innerhalb gegebener Toleranzen auch nach dem Schweißprozess noch erfüllt ist. International sind deswegen Fugenformen für das Metall-Inertgas (MIG)-Schweißen und das Wolfram-Inertgas (WIG)-Schweißen an Aluminium und Aluminiumlegierungen in DIN EN ISO 9692-3 (07.2001) festgelegt worden, welche auch in dieser Untersuchung berücksichtigt werden.

2.2.2 Gefüge von Schmelzschweißverbindungen aus Aluminiumlegierungen

Die entscheidenden Nachteile der Schmelzschweißverfahren liegen maßgeblich darin begründet, dass eine vom Werkstoff abhängige Wärmeenergie notwendig ist, um ein zur Herstellung der Verbindung erforderliches Anschmelzen der Fügeanten zu erreichen. Als Folge der ungleichmäßigen Temperaturverteilung während des Schweißens und des Abkühlens entstehen darüber hinaus Eigenspannungen, die sich wie Vorspannungen dem äußeren Spannungszustand überlagern.

Ein Großteil der eingebrachten Wärme wird aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums (vgl. Tabelle 9.2) direkt in den Grundwerkstoff abgeführt. Durch die Wärmeerbringung entstehen in der WEZ Gefügeveränderungen, welche wiederum Änderungen der mechanischen Eigenschaften mit sich bringen

können. Eine Schweißverbindung ist deswegen stets charakterisiert durch das Vorhandensein unterschiedlicher Gefügebereiche (**Bild 2.8**).

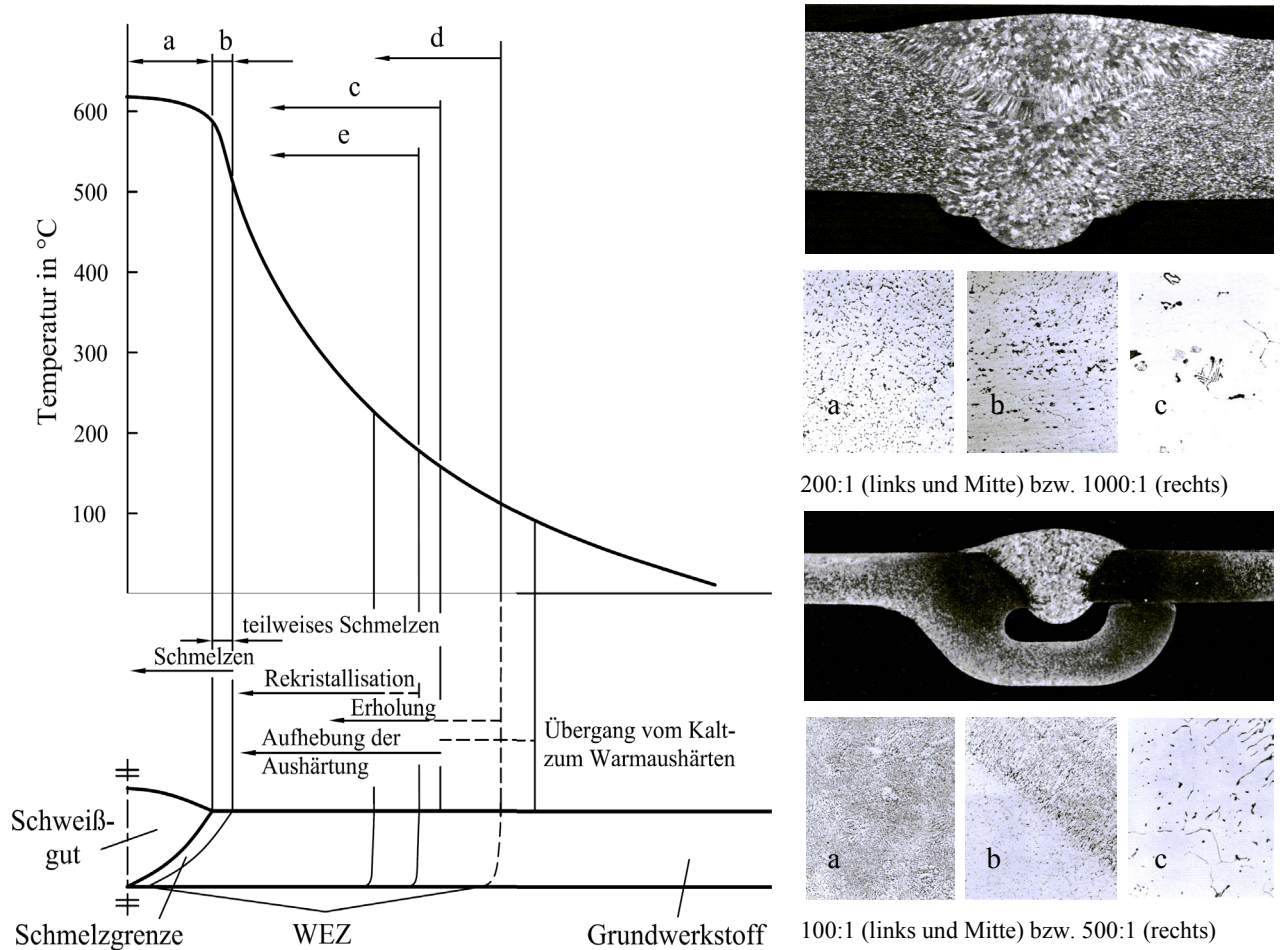


Bild 2.8: Gefügebereiche beim Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen als schematische Darstellung nach BECKERT (1997) (links) sowie als Makro- und Mikroaufnahmen einer 3-Lagen-Schweißung an einem 10mm dicken Blech aus Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) (rechts oben) und einer 1-Lagen-Schweißung an einem Strangpressprofil (Materialdicke 3,2mm) mit angepresster Badstütze aus Al SiMg (EN AW-6005) (rechts unten), jeweils mit dem Schweißzusatz S-Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (S-5183), (modifiziert nach [Krüger et al. 1987])

Neben dem eigentlichen Grundwerkstoff finden sich nach BECKERT (1997) in einer Schmelzschweißverbindung aus Aluminiumlegierungen

- a) das Gebiet des vollständigen Schmelzens, d.h. der Bereich der eigentlichen Schweißnaht oder des Schweißguts, welches aus dem aufgeschmolzenen Grundwerkstoff und bei Verwendung eines Schweißzusatzwerkstoffs aus einer Mischung von geschmolzenem Grundwerkstoff und abgeschmolzenem Zusatzwerkstoff besteht,
- b) das Gebiet des teilweise Schmelzens (auch Schmelzgrenze genannt), welches unmittelbar an den Bereich des Schweißguts anschließt und wo aufgrund der Erwärmung zwischen Solidus- und Liquidustemperatur häufig Heißrisse entstehen können,

- c) das Gebiet oberhalb der Rekristallisationstemperatur, in dem bei längerer Erwärmung ungünstige Gefügeausbildungen wie Grobkorn auftreten können,
- d) das Gebiet der Kristallerholung, in dem sich der kaltverformte Werkstoff umso mehr erholt, je länger erwärmt wird, und
- e) das Gebiet des Weichglühens, in dem die durch Aushärtung erzielten höheren Festigkeiten aushärtbarer Aluminiumlegierungen verloren gehen.

Durch ungünstig gewählte Schweißparameter wie eine niedrige Schweißgeschwindigkeit, eine hohe Streckenenergie und/oder eine große Lichtbogenlänge kann durch die Schweißwärme in der WEZ eine Entfestigung unterschiedlichen Ausmaßes hervorgerufen werden. Beim Schweißen aushärtbarer Aluminiumlegierungen wirkt die Wärmeeinbringung wie ein erneutes Lösungsglühen, das unmittelbar eine Entfestigung der WEZ mit sich bringt. Das Ausmaß dieser Entfestigung wird u.a. von den gewählten Schweißparametern bestimmt [Anik und Dorn 1990, Steidl und Mössinger 1977 sowie Hval et al. 1992]. Dieser Entfestigung kann nur durch ein erneutes Wiederaushärten entgegengewirkt werden, was einerseits aufgrund der Bauteilgröße häufig nicht möglich ist und andererseits einen erneuten Verzug mit sich bringt. Beim Schweißen naturharter Aluminiumlegierungen ist eine mögliche Entfestigung vom Grad der angewendeten Kaltverfestigung abhängig. Je nach eingebrachter Wärmemenge erfolgt die Entfestigung durch Kristallerholung oder Rekristallisation und ist im ungünstigsten Fall einem Weichglühen gleichzusetzen [Anik und Dorn 1990]. Durch Zulegieren bestimmter Komponenten, wie etwa Mangan, kann die Rekristallisationsschwelle der Legierung angehoben werden, so dass aufgrund der eingebrachten Schweißwärme kein völliger Weichglüheffekt zustande kommen kann (**Bild 2.9**).

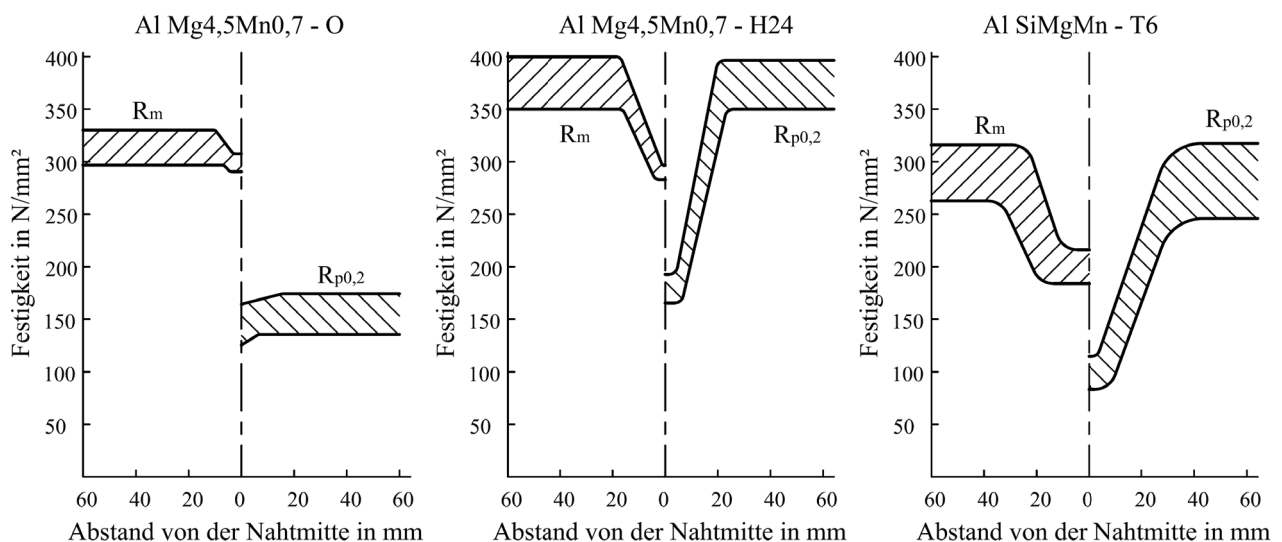


Bild 2.9: Festigkeitsverläufe in der Wärmeeinflusszone von Legierungen in den Zuständen O (weich), H24 (halbhart, rückgeglüht) und T6 (warmausgehärtet) [Ostermann 2007]

Das eigentliche Nahtgefüge der Schweißverbindung (a in Bild 2.8) weist eine orientierte Gussstruktur auf mit der charakteristischen Ausbildung von Dendriten, die entgegen der Wärmeabführung von den Naht-

flanken zur Schweißnahtmitte wachsen. Als Folge dieser bevorzugten Wachstumsrichtung kann sich in Abhängigkeit von den Erstarrungsbedingungen in der Nahtmitte eine Seigerungszone ausbilden, deren Gussfehler wie Lunker, Seigerungen oder Gasporen die mechanischen Eigenschaften des Schweißguts beeinflussen [Beckert 1997]. Die mikrostrukturellen Eigenschaften des Schweißguts weichen daher grundsätzlich von denen des Grundwerkstoffs ab, was insbesondere bei der konstruktiven Auslegung der Aluminium-Schweißkonstruktionen zu berücksichtigen ist.

Zusätzlich differieren stets die Zusammensetzung des Schweißguts und die Zusammensetzung des Grundwerkstoffs, weil sowohl zum Schweißen naturharter als auch aushärtbarer Knetlegierungen überwiegend entweder höherlegierte naturharte Zusatzwerkstoffe oder Gusswerkstoffe Verwendung finden (siehe 2.2.1). Im Zusammenhang mit Ermüdung wird die Schweißnaht deshalb als metallurgisch bedingte Werkstoffkerbe bezeichnet, die neben den geometrisch bedingten Kerben, den Spannungskonzentrationen und den Störungen im Kraftfluss maßgeblich das Ermüdungsverhalten der Schweißverbindung beeinflussen kann (vgl. Abschnitt 2.3.1).

2.2.3 Einfluss der werkstoffspezifischen Eigenschaften von Aluminium auf den Schweißprozess

Der direkte Einfluss der werkstoffspezifischen Eigenschaften von Aluminium auf den Schweißprozess und die Schweißnahtqualität wurde in vielzähligen Untersuchungen qualitativ hinreichend erforscht und festgehalten [z.B. Anik und Dorn 1990 bzw. 1991, Aichele 1999, Haas 1997, DVS 1991]. An erster Stelle ist die sehr dünne und hochschmelzende (Schmelzpunkt ca. 2050°C) Oxidhaut zu nennen, mit der sich alle Aluminiumlegierungen bei Kontakt mit der Atmosphäre umgeben. Die etwa 0,005 µm bis 0,01 µm dicke Oxidschicht gewährleistet zwar in der Regel eine hohe Korrosionsbeständigkeit, wirft jedoch beim Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen erhebliche fertigungstechnische Probleme auf. Damit sich das Schweißbad und der im Lichtbogen übergehende Tropfen nicht mit einem zähen Oxidfilm überziehen und dadurch ihre Vermischung unterbunden wird, müssen die Oxidschicht unmittelbar vor dem Schweißen entfernt – RIEBERER (1989) empfiehlt die Oxidhaut unmittelbar vor dem Schweißen in dreifacher Nahtbreite mechanisch zu entfernen – und ihre Neubildung verhindert werden. Andererseits jedoch stabilisiert die Oxidschicht den Lichtbogen, so dass ihr völliges Entfernen einen instabilen und unruhigen Lichtbogen mit den entsprechenden Qualitätsproblemen mit sich bringt. Zudem muss unbedingt darauf geachtet werden, dass das entfernte Aluminiumoxid nicht in das sehr viel leichtere Schmelzbad absinken und in der Schweißnaht Trennstellen bilden kann. Diese Trennstellen können unter zyklischer Belastung zu einer erheblichen Kerbwirkung führen, welche aufgrund der beträchtlichen Kerbempfindlichkeit des Aluminiums als besonders kritisch zu bewerten ist. Beim Lichtbogenschweißen erfolgt das Aufreißen der Aluminiumoxidschicht durch die Reinigungswirkung des Lichtbogens. Durch den Einsatz von Schutzgas erfolgt die Abschirmung gegen die Atmosphäre [Haas 1997, Brune 2005].

Eine weitere Eigenschaft des Aluminiums, die sich besonders auf den Schweißprozess negativ auswirken kann, ist ein kleiner Erstarrungsbereich. In Verbindung mit den hohen Schweißgeschwindigkeiten beim Lichtbogenschweißen erstarrt das Schweißgut so schnell, dass eine Entgasung der Schmelze nur unvoll-

ständig erfolgen kann [Aichele 1999 und DVS 1991]. Bei gleichen Voraussetzungen und Randbedingungen ist die das Ermüdungsverhalten beeinflussende Porenbildung durch die im erstarrenden Schweißgut verbleibenden Gaseinschlüsse beim Schweißen von Aluminium daher wesentlich größer als beispielsweise beim Schweißen von Stahl. Durch aufwendige Maßnahmen wie z.B. ein Vorwärmen der Fügeteile oder eine höhere Wärmeeinbringung kann die Porenzahl vermindert werden.

Gleichzeitig nimmt der Erstarrungsbereich aber auch Einfluss auf die Heißrissbildung. Beim Erstarren und Schrumpfen besteht die Gefahr erhöhter Rissbildung, insbesondere dann, wenn die Legierung ein großes Erstarrungsintervall aufweist und niedrig schmelzende Korngrenzeneutektika bildet [Brune 2005]. Die Größe des Erstarrungsbereichs ist unmittelbar abhängig von der Legierungszusammensetzung. Mit steigendem Legierungsgehalt wächst der Erstarrungsbereich und damit werden zwar einerseits die Porenanfälligkeit geringer, andererseits jedoch die Heißrissanfälligkeit größer [DVS 1991].

Beim Schweißen von Aluminiumlegierungen liegt die Hauptursache der Porenbildung in der Aufnahme von Wasserstoff [Anik und Dorn 1990], dessen Löslichkeit in Aluminium beim Übergang vom schmelzflüssigen in den festen Zustand etwa um den Faktor 20 sprunghaft verringert wird (**Bild 2.10** links). HAAS (1997) hat dargelegt, dass Wasserstoff aus mehreren Quellen in das erstarrende Schweißgut gelangen kann; Ursachen sind insbesondere ein feuchter und/oder verschmutzter bzw. verölter Nahtbereich, ein feuchter und/oder verschmutzter bzw. verölter Schweißzusatz, Wasserstoff im Schweißzusatz, ein undichtes Brennerkühlsystem, durch Injektorwirkung in den Lichtbogenraum eingewirbelte Luft, Lichtbogenunruhe durch die fehlende Oxidschicht auf dem Grundwerkstoff, feuchtes Schutzgas infolge Verwendung falscher Schlauchqualität sowie eine bestimmte Menge chemisch gebundenes Wasser in der Oxidhaut, das im Lichtbogen zu Wasserstoff und Sauerstoff dissoziiert. Zusammen mit der Darstellung möglicher Wasserstoffquellen beim Metall-Schutzgas-Schweißen von Aluminiumwerkstoffen (Bild 2.10 rechts) wird ein konkreter Fertigungs- und Werkstoffeinfluss auf die Qualität der Schweißverbindung und damit auf das Ermüdungsverhalten einer Aluminium-Schweißkonstruktion an dieser Stelle besonders deutlich.

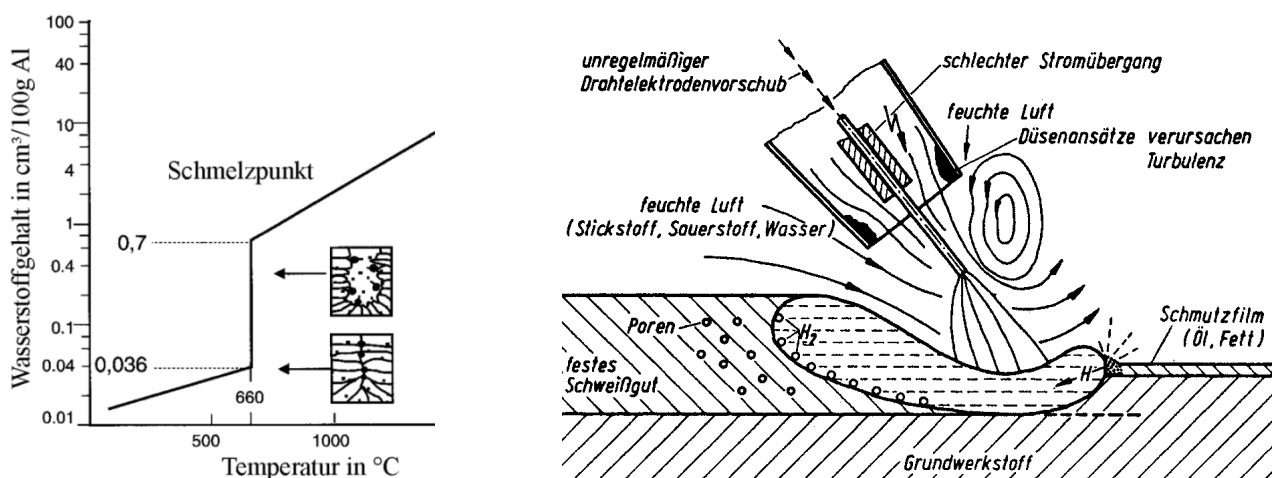


Bild 2.10: Löslichkeit für Wasserstoff in unlegiertem Aluminium (links, modifiziert nach [Ostermann 2007]) sowie mögliche Wasserstoffquellen beim Metall-Schutzgas-Schweißen von Aluminiumwerkstoffen nach [Dilthey 2005]

Wegen der hohen Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums, die u.a. von der Legierungszusammensetzung abhängig ist, wird ungeachtet der sehr niedrigen Schmelztemperatur von ca. 660°C zum Schmelzschweißen eine große und möglichst konzentrierte Wärmezufuhr erforderlich [Anik und Dorn 1990 bzw. 1991, Aichele 1999]. Die eingebrachte Wärme wird sehr schnell in den Grundwerkstoff abgeführt, was zu einer zügigen Erstarrung der Schweißnaht und damit zu dem bereits erläuterten Problem der erhöhten Porenbildung führt. Darüber hinaus bewirkt die zügige Abkühlung des Schmelzbads weitere fertigungstechnisch bedingte Schweißimperfectionen wie beispielsweise Bindefehler am Nahtanfang oder nicht gefüllte Endkrater, Endkraterlunker und Endkraterisse am Nahtende (**Bild 2.11**).

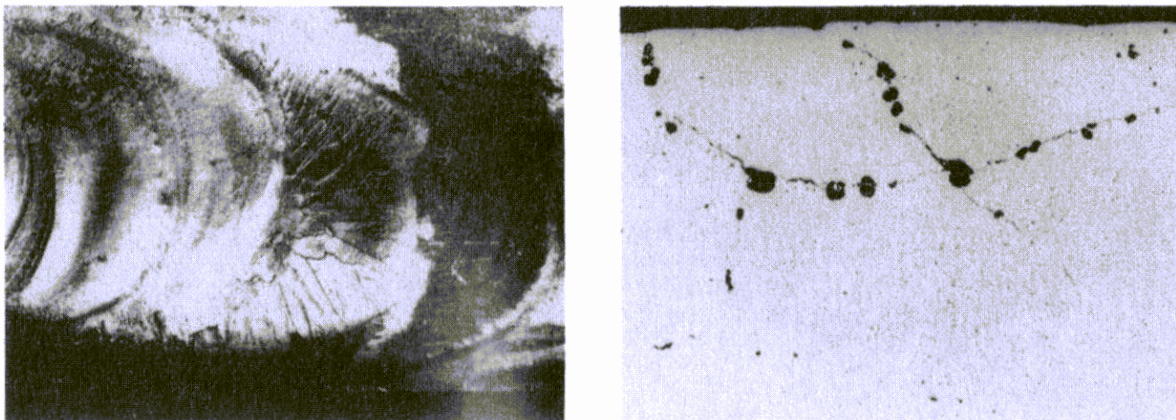


Bild 2.11: Endkraterisse auf der Nahtoberfläche in 10facher Vergrößerung (links) und in 150facher Vergrößerung im Querschliff (rechts) [Klock und Schoer 1977]

Schweißimperfectionen beeinflussen die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung, weshalb Nahtanfang und -ende bei Aluminium-Schweißkonstruktionen häufig kritische Stellen darstellen. Durch ein bei modernen Schweißanlagen integriertes Endkraterfüllprogramm oder durch Schweißen auf ein zusätzliches Auslaufblech können Endkraterisse vermieden werden [Brune 2005].

Die schnelle Verteilung der eingebrachten Wärme im Bauteil nach dem Schweißen bedingt zudem die Ausbreitung der WEZ, deren mechanische Eigenschaften daher von den Eigenschaften des unbeeinflussten Grundwerkstoffs abweichen können und bei der konstruktiven Auslegung berücksichtigt werden müssen. Darüber hinaus kann es zu einem unzulässigen Aufheizen der Spannvorrichtungen sowie zu Wurzel- und Flankenbindefehlern kommen, weil die für die Qualität der Schweißnaht verantwortlichen Lichtbogenparameter sehr stark durch die Wärmeableitung beeinflusst werden. Ein Anpassen der Lichtbogenleistung während der Schweißung ist daher für eine annähernd konstante Nahtgeometrie erforderlich, stellt sich aber gerade im Hinblick auf die Verbindung zweier unterschiedlicher Aluminiumlegierungen mit jeweils unterschiedlichen Wärmeleitwerten als fertigungstechnisch besonders anspruchsvoll heraus.

Zusammenfassend werden an dieser Stelle die die Schweißbarkeit indizierenden Schweißimperfectionen nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) aufgeführt, welche einerseits durch die Legierungszusammensetzung

sowie die Schweißbarkeit bedingt werden und andererseits selbst Auswirkungen auf die konstruktive Auslegung ausüben und demzufolge im Verlauf der Arbeit besondere Berücksichtigung finden:

- Bindefehler, die dadurch entstehen, dass die Oxidschicht sowohl das Schmelzbad als auch den im Lichtbogen übergehenden Tropfen umgibt
- Trennstellen in der Schweißnaht durch aufgebrochene, nicht ausgeschwemmte Oxidfilme
- Porenbildung durch die unvollständige Entgasung der Schmelze aufgrund des kleinen Erstarrungsbereichs in Verbindung mit hohen Schweißgeschwindigkeiten
- Porenbildung durch die Aufnahme von Wasserstoff
- Bindefehler am Nahtanfang, nicht gefüllte Endkrater, Endkraterlunker und -risse
- Ausbreitung der WEZ durch die schnelle Abkühlung der Schweißnaht aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit
- Großer Verzug und Kantenversatz aufgrund der hohen Wärmeausdehnung
- Heißrissbildung in Form von Erstarrungsrissen und Wiederaufschmelzungsrissen

2.2.4 Schweißverfahren zum Fügen von Aluminiumlegierungen

2.2.4.1 Anforderungen an das Schweißverfahren

Neben der ausschließlich festigkeitsorientierten Werkstoff- und Bauteilbewertung gewinnt die fertigungsorientierte Fragestellung immer mehr an Bedeutung. Die speziellen Anforderungen an den Fertigungsprozess und die verwendete Ausrüstung ergeben sich aus den genannten werkstoffspezifischen Eigenschaften des Aluminiums. Die breiteste Anwendung beim Fügen von Aluminium-Bauteilen finden die Schutzgas-schweißverfahren, deren energiereicher und konzentrierter Lichtbogen in Kombination mit einem geeigneten Gasschutz die aluminiumspezifischen Besonderheiten besonders gut beherrschbar macht. Eine möglichst perfekte Abstimmung von Grundwerkstoff, Schweißzusatzwerkstoff, Stromquelle und Schutzgas wird erforderlich, um eine hohe Reproduzierbarkeit der Nahtqualität bei hoher Fertigungssicherheit sowie einen robusten Schweißprozess mit Toleranzüberdeckung durch Optimierung der Prozessparameter und der Randbedingungen zu erzielen [Farwer et al. 1997].

Die erreichbaren Festigkeitswerte der Schweißverbindung einschließlich ihrer Reproduzierbarkeit hängen vor allem von der Häufigkeit, Größe und Verteilung von Poren, Bindefehlern und Heißrissen ab, die demnach als unmittelbare Qualitätsmerkmale eines Aluminium-Schweißprozesses definiert werden können [DVS o.J.]. Die Hauptursache für Bindefehler ist mangelnder Einbrand, der Abhängigkeiten von zahlreichen Prozessparametern, wie der erzielbaren Wärmeeinbringung, der elektrischen Leitfähigkeit der Elektrodenlegierung, dem charakteristischen Verhalten der verwendeten Stromquelle, der Lichtbogenart und nicht zuletzt der Schutzgaszusammensetzung, aufweist [Haas 1997]. Die Porenbildung wird – wie bereits erläutert – maßgeblich durch das bestehende Angebot an Verunreinigungen, durch den Wasserstoffgehalt infolge unzureichenden Gasschutzes beim Schweißen und durch Leckagen im Gaszuführungs- und Kühl-

system des Brenners beeinflusst und zeigt damit eine starke Abhängigkeit von den vorherrschenden Fertigungsbedingungen, die über die genannten Parameter hinaus den Vorbehandlungszustand des Schweißstoßes und die Einspannungsbedingungen während des Schweißens umfassen können [Haas 1997]. Zu schwach ausgelegte Spannelemente erlauben eine infolge schweißbedingten Verzugs auftretende Relativbewegung der zu fügenden Teile zueinander, welche zu veränderlichen Stoßbedingungen und ungleichmäßigem Kantenversatz führt. Die unmittelbare Folge stellt sich einerseits in einer negativen Beeinflussung der geometrischen Kerbwirkung dar, andererseits wird eine unterschiedliche Gasaufnahme der Stoßkanten bewirkt [Lang 1997 und DVS o.J.]. Darüber hinaus führen überdimensionierte Spalte zu übermäßigen Wurzeldurchhängen und zu geringen Nahtüberhöhungen, die als äußere Schweißimperfectionen die geometrische Kerbwirkung und damit das Ermüdungsverhalten einer Schweißkonstruktion direkt beeinflussen.

2.2.4.2 Einsatz des Metall-Inertgas (MIG)-Schweißens zum Fügen von Aluminiumlegierungen

Das leistungsstarke Metall-Inertgas (MIG)-Schweißen hat sich infolge jahrelanger Erfahrung als besonders geeignet zum Schweißen des sehr gut Wärme leitenden Aluminiums herausgestellt und ist aufgrund nachstehend erläuterten Vorteile bislang das am häufigsten angewendete Verfahren zum Schweißen von Aluminiumkonstruktionen [GDA 2003]. Wirtschaftliche Einsatzmöglichkeiten ergeben sich für zahlreiche Anwendungsgebiete aufgrund der kostengünstigen und robusten Schweißanlagen [Lang 1997, Aichele 1999 bzw. 2000, GDA 2001 und 2003], die einfach an gegebene Toleranzfelder angepasst werden können. Durch den kleinen und handlichen MIG-Brenner und durch die Möglichkeit in allen Positionen zu schweißen ist das Verfahren besonders zum Schweißen von Bereichen mit begrenzter Zugänglichkeit und komplexer Geometrien geeignet. Geringe Spritzerbildung, eine gesteigerte Verfahrenssicherheit sowie ein konzentrierter Lichtbogen bei hohen Schweißgeschwindigkeiten bedingen eine hohe Abschmelzleistung, tiefen Einbrand und eine schmale Wärmeeinflusszone. Darüber hinaus lässt sich das MIG-Schweißverfahren sehr gut mechanisieren, wodurch der sonst hohe Einfluss des Schweißers auf die Nahtqualität minimiert werden kann.

Heutige MIG-Schweißanlagen arbeiten mit einer vollkommen digitalisierten und mikroprozessorgesteuerten Inverterstromquelle [Aichele 1999 bzw. 2000 und GDA 2001 bzw. 2003], welche die geforderte Stabilität des Lichtbogens während des gesamten Schweißprozesses gewährleistet. Eine „Viertakt-Schaltung“ (Startprogramm, Zündregie, Endkraterfüllprogramm sowie programmiertes Abschalten) optimiert den Schweißnahtanfang und das Schweißnahtende durch Anpassung der entsprechenden Schweißparameter an die jeweils auftretenden Randbedingungen, welche sich beispielsweise in einer starken Wärmeableitung des am Nahtanfang vorliegenden kalten Grundwerkstoffs oder in einem Wärmestau am Nahtende auswirken.

Mit Hilfe der modernen Impulstechnik kann durch Steuerung der je Zeiteinheit übergehenden Tropfenzahl und -größe die Wärmeeinbringung herabgesetzt und das Schweißbad in den Zeiten zwischen den Stromimpulsen beruhigt werden, wodurch eingeschlossenen Gasen die Möglichkeit zum Entweichen gegeben wird

[u.a. Aichele 1999 bzw. 2000 und 2001 sowie Aluminium-Merkblatt V2 1992]. Eine möglichst exakte Einstellung der Schweißprozessparameter garantiert die Stabilität des Lichtbogens. Der Grundstrom muss dabei so hoch eingestellt sein, dass der Lichtbogen nicht erlischt und das Elektrodenende sowie das Schmelzbad gerade flüssig gehalten werden. Diesem Grundstrom werden Impulse überlagert (laut AICHELE (1999) 33, 50 oder 100 je Sekunde), welche die für einen kurzschlussfreien Tropfenübergang erforderliche, vom Elektrodenwerkstoff, dem Drahtdurchmesser und der Schutzgasart abhängige kritische Stromstärke übersteigen. Die Impulse dauern dabei mindestens so lange, bis der Tropfen abgelöst und genügend beschleunigt worden ist.

Neben der kontrollierten Wärmeeinbringung, die einerseits den Verzug reduziert, andererseits ein Durchfallen der Naht auch im Dünnblechbereich verhindert, liegen die Vorteile der Impulstechnik vorwiegend im geringeren Stromverbrauch sowie in einer niedrigeren Belastung der Drahtelektrode. Diese Entlastung der Drahtelektrode ermöglicht die breite Anwendung der gut zu fördernden dicken Drahtelektroden, welche zur Senkung von Störungs- und Wartungszeiten, bei magnesiumlegierten Elektroden zu geringerem Magnesiumabbrand und generell zu einem günstigeren Verhältnis von Oberfläche zu Elektrodenvolumen beitragen. Infolge dieses günstigeren Verhältnisses können sowohl der absorbierte Wasserstoff als auch andere Verunreinigungen verringert und damit die Gefahr von Porosität reduziert werden [Trommer 2007, EWM 2008].

Den Schwerpunkt derzeitiger schweißtechnologischer Entwicklungen auf dem Gebiet des Schutzgasschweißens bilden Fortschritte und Innovationen der bereits bestehenden MIG-Technologie. An erster Stelle ist als eine Weiterentwicklung des Schweißprozesses das Tandemschweißen zu nennen. Zwei in kurzem Abstand hintereinander brennende Lichtbögen führen laut AICHELE (2000) zu einer wesentlichen Leistungserhöhung und zu verbessertem Nahtaussehen. Der vorlaufende Draht ist härter und gewährleistet neben einem zufriedenstellenden Einbrand ein gutes Aufschmelzen in der Wurzel und an den Flanken, während der nachlaufende Draht die Schweißnaht auffüllt. Durch die verlängerte Ausgasungszeit kann die Porenbildung bedeutend verringert werden.

Entwicklungen auf dem Gebiet der Schweißüberwachung brachten die intelligente Nahtverfolgung hervor. Diese besteht aus einem berührungslosen Laser-Nahtverfolgungssystem am Fahrwerk, welches die Schweißfuge hinsichtlich möglicher Seitenabweichungen verfolgt und den Nahtquerschnitt abtastet. Die Prozessparameter Schweißgeschwindigkeit und Drahtvorschub werden automatisch an das veränderte Nahtvolumen angepasst [Aichele 1999 und 2000].

Trotz intensiver Entwicklungen kann jedoch der Einsatz verbesserter moderner Gerätetechnik auch beim Schweißen von Werkstoffkombinationen aus Aluminium Probleme bei Drahtförderstörungen sowie der Stromübertragung im Kontaktrohr oder am Nahtanfang und Nahtende nicht vollständig beheben [Aichele 1998]. Die richtige Auswahl der Schweißparameter in Kombination mit dem gewählten Schweißzusatz, dem verwendeten Schutzgas und der erforderlichen Nahtvorbereitung spielt dabei eine wichtige Rolle, weil fortschrittliche Lösungen von Fertigungsproblemen laut SCHELLER und FARWER (1998) in aller Regel

nicht durch isolierte Einzelmaßnahmen zu bewältigen sind, sondern ganzheitlich zu konzeptionellen Gesamtlösungen – abgestimmt auf die jeweils verwendete Werkstoffkombination – in der Fertigung zusammengefasst werden müssen.

2.2.4.3 Einsatz des Wolfram-Inertgas (WIG)-Schweißens zum Fügen von Aluminiumlegierungen

Nach dem MIG-Verfahren stellt das WIG-Schweißen das am häufigsten angewendete Verfahren zum Fügen von Aluminium-Bauteilen dar [GDA 2001 und 2003, Aichele 2000 und 2001]. Dabei kann je nach Anforderung zwischen unterschiedlichen Verfahrensarten – differenziert nach der jeweils eingesetzten Schweißstromquelle – gewählt werden. Beim Schweißen mit einer Gleichstromquelle wird zwischen dem Pluspolschweißen, das sich durch eine gute Reinigungswirkung, eine hohe Nahtqualität und eine geringe Schweißtiefe auszeichnet, und dem weniger angewandten Minuspolschweißen unterschieden. Beim Minuspolschweißen erfolgt keine Reinigungswirkung, sondern es muss durch eine starke Wärmekonzentration zur Verflüssigung der Oxidhaut kommen. Einer schlechteren Nahtqualität beim Minuspolschweißen stehen sehr gute mechanisch-technologische Güterwerte der Schweißverbindung, eine sehr hohe Energiedichte und ein tiefer Einbrand gegenüber.

Das Schweißen mit einer Wechselstromquelle stellt einen Kompromiss zwischen diesen beiden Verfahren dar und verbindet die ausreichende Reinigungswirkung während der Plusphase mit der sehr hohen Energiedichte – einschließlich deren positiver Auswirkungen – während der Minusphase. Die modernen kleinen und handlichen Brenner erlauben eine Verarbeitung von Blechdicken bis 3 mm beim Pluspolschweißen, bis 4 mm beim Wechselstromschweißen und dickerer Bleche beim Minuspolschweißen.

Moderne Geräteentwicklungen führten auch in diesem Bereich zu einer kontinuierlichen Verbesserung der erreichbaren Schweißnahtqualität. So zählen beispielsweise beim WIG-Wechselstromschweißen die Halbwellenverschiebung („Balance-Regelung“) und die Frequenzwahl zum allgemeinen Standard. Für die Zukunft erwartet AICHELE (2001) sogar, dass das Plasma-Pluspolschweißen, eine Weiterentwicklung des konventionellen WIG-Schweißens, wieder in den Mittelpunkt des Interesses der Aluminiumverarbeitung rücken wird. Durch innovative Weiterentwicklung in der Geräte- und Verfahrenstechnik gewinnt das Verfahren zunehmend an Bedeutung. Charakteristische Merkmale des Plasma-Pluspolschweißens sind der reproduzierbare Schweißprozess, der durch Einschnürung entstehende, strahlartige Lichtbogen, welcher die Schweißenergie sehr konzentriert zum Werkstück bringt, und die geringe Strahldivergenz, die eine Abstandsänderung und einen Kantenversatz besser toleriert als das herkömmliche WIG-Verfahren.

Untersuchungen der TU Chemnitz befassen sich mit dem Plasma-MIG-Schweißverfahren, das als Hybridverfahren das MIG-Schweißen und das WIG-Schweißen einschließlich ihrer spezifischen Vorteile miteinander verbindet [Aichele 2001]. Bei dem kombinierten Schweißverfahren werden der Zusatzdraht und der Lichtbogen zwischen Draht und Werkstück mit einem Lichtbogenplasma umgeben, welches mit einer zusätzlichen Wolframelektrode erzeugt wird. Wegen des unhandlichen Schweißbrenners, der mit ringför-

miger plusgepolter Plasmaanode, zentrischer MIG-Drahtzuführung, effektiver Brennerkühlung und bis zu drei regelbaren Gasströmen ausgestattet ist, kommt das Plasma-MIG-Schweißen nur mechanisiert zum Einsatz, was den möglichen Anwendungsbereich erheblich einschränkt. Durch die Erwärmung sowohl des Werkstücks als auch des Drahts am Nahtanfang durch den Plasmalichtbogen kann ein Auftreten von Kaltstellen und Bindefehlern ausgeschlossen sowie ein ausreichender Einbrand sichergestellt werden. Die größere radiale Ausdehnung des Plasmalichtbogens verhindert den Zutritt von Wasserstoff und sorgt ferner für eine gute Flankenanbindung der Schweißnaht.

2.2.4.4 Neueste Entwicklungen auf dem Gebiet der Aluminium-Schweißtechnik

Obwohl für das Projekt durch die ausschließliche Anwendung des MIG-Schweißverfahrens ein Parameter der Untersuchung fest definiert ist, wird an dieser Stelle ein kurzer Überblick über neueste Entwicklungen und Erkenntnisse auf dem Gebiet der Aluminium-Schweißtechnik gegeben, ohne dabei einen Anspruch auf Vollständigkeit zu erheben [GDA 2001 und 2003, Aichele 2000 und 2001, Olainck 1997, Ehrhardt 1997, Rapp 1997 und Hijing 1997].

Neben den genannten Verfahren zählt vor allem die Laserschweißtechnik, insbesondere in Kombination mit den erläuterten Lichtbogenschweißverfahren, zu den innovativsten Konzepten auf dem Gebiet der Aluminium-Schweißtechnik. Das Lasersystem muss hohe Ansprüche erfüllen, um eine genaue Fokussierung und einen kontinuierlichen, unveränderlichen Prozess zu gewährleisten. Zahlreiche Untersuchungen zum Laserstrahlfügen [Olainck 1997, Ehrhardt 1997, Rapp 1997, Xijing 1997] befassen sich daher unter anderem mit der prozesstechnischen Adaption an die Anforderungen von dreidimensionalen und großen Baugruppen, bei denen z.B. die beim Einsatz eines CO₂-Lasers erforderliche Drahtzufuhr aufgrund der begrenzten Bauteilzugänglichkeit problematisch ist, sowie allgemein mit der Prozessoptimierung und nicht zuletzt mit der Reduzierung der Spaltproblematik im Zusammenhang mit der Bauteilvorbereitung. Weil die Toleranzen des Schweißprozesses eng sind und der Brennpunkt des Laserstrahls lediglich einen geringen Durchmesser aufweist, beträgt die maximale Spaltbreite derzeit 1 mm [Brune 2005].

Eine Alternative zum herkömmlichen CO₂-Laserschweißen stellt das Laserstrahl-Pulverschweißen dar, bei dem der Zusatzwerkstoff als Pulver über speziell geformte Düsen bis zur Bearbeitungsstelle geführt und von einem Schutzgas koaxial überströmt wird. Aktuelle Anwendung findet dieses Verfahren beispielsweise im Fahrzeugbau bei der Herstellung von Systemkomponenten des Audi TT [GDA 2003].

Zum heutigen Stand der Laserschweißtechnik zählen diodengepumpte Nd:YAG-Hochleistungslaser, welche eine gezielte Wärmeeinbringung und dadurch die Herstellung von Schweißverbindungen mit guten statischen und zyklischen Festigkeitseigenschaften sowie zufriedenstellendem Umformverhalten gewährleisten. Die herausragenden Vorteile dieser Technik sind ein hoher Wirkungsgrad, geringere Kühlanforderungen, lange Wartungsintervalle und eine gute Strahlqualität, die aufgrund des kleinen Fokussdurchmessers für eine beträchtlich höhere Effizienz des Schweißprozesses in Form einer hohen Schweißgeschwindigkeit bei verbesserten Rauheitswerten der Schnittflächen und reduzierten Wärmeeinflusszonen sorgt. Mit einer derzeit erreichbaren auf 6 kW erhöhten Leistung der Festkörperlaser lassen sich beim Schweißen von Alu-

miniumlegierungen die Prozessgeschwindigkeit, die Schweißnahttiefe und die Prozesssicherheit, vor allem aber der Prozesswirkungsgrad weiter steigern [Aichele 2001]. Dies ermöglicht die Erschließung von zuvor nicht vorhandenen bzw. eingeschränkten Produktionsmöglichkeiten und Potentialen zur Produktionssteigerung und Kostensenkung. Da der Einsatz des Laserstrahlschweißens aus prozesstechnischen Gründen, d.h. vornehmlich wegen der sehr hohen Energieeinbringung, bisher auf dünne Bleche beschränkt bleibt, ist der Einsatz dieses Verfahrens im Nutzfahrzeugbau und damit in dieser Untersuchung nicht vorgesehen.

Ergebnisse unabhängiger Versuche an Aluminium-Leichtbaustrukturen und an Paneelen im Schienenfahrzeugbau [Aichele 2001] sehen die Chancen für den Einsatz von Lasertechnik vornehmlich in Form von Hybridverfahren. Durch die Kopplung eines Laserstrahls (CO₂- oder Nd:YAG-Laser) mit einem WIG-, MIG- oder Plasma-Lichtbogen in einer Prozesszone werden die jeweiligen Vorteile der Verfahren maximal gewinnbringend kombiniert. Der Hybridprozess zeichnet sich damit gegenüber den herkömmlichen Prozessen durch eine bessere Spaltüberbrückbarkeit, eine höhere Zähigkeit, höhere Schweißgeschwindigkeiten sowie eine geringere Wärmeeinbringung aus und kann durch Einsparung von Laserleistung energetisch effizienter arbeiten. Je nach gewähltem Verhältnis der Leistungsbeiträge kann entweder der Laser- oder der Lichtbogencharakter des Prozesses überwiegen, was sich vor allem auf die Nahtgeometrie auswirkt.

Beim Elektronenstrahlschweißen wird der Werkstoff beim Auftreffen eines scharf gebündelten Strahls hochbeschleunigter Elektronen auf feste Materie durch die Umwandlung von kinetischer Energie in Wärme aufgeschmolzen [GDA 2001 und 2003, Aichele 2000 und 2001]. Das herkömmliche Verfahren arbeitet in einer Vakuumkammer. Durch den niedrigen Umgebungsdruck wird das Schweißbad besonders wirkungsvoll entgast, wodurch porenarme Schweißverbindungen mit einer schmalen Wärmeeinflusszone und minimalem Bauteilverzug realisiert werden können.

Eine Weiterentwicklung dieses Verfahrens ist das NV-EBW (Non Vacuum Electron Beam Welding)-Verfahren. Durch den Wegfall der Vakuumkammer konnten die Bauteilbeschränkungen, die den Einsatz des Elektronenstrahlschweißens in der Vergangenheit oft unwirtschaftlich machten, überwunden werden. Das Verfahren wird heutzutage als Durchlaufverfahren integriert, um die enormen Schweißgeschwindigkeiten effektiv zu nutzen. So konnten z.B. beim Schweißen von Leichtmetall-Feinblechen laut dem GESAMTVERBAND DER ALUMINIUMINDUSTRIE GDA (2003) Geschwindigkeiten von über 20 m/min ohne typische Nahtfehler wie Randkerben und Schmelzbadauswurf erreicht werden. Aufgrund der guten Spaltüberbrückbarkeit, welche Vorteile hinsichtlich der Fugenvorbereitung mit sich bringt, und der ausbleibenden Grenzen durch entstehendes Plasma oder Reflexionseigenschaften des Werkstoffs findet das NV-EBW als universell verwendbare Alternative zum Laserstrahlschweißen sowohl Anwendung in der Großserienfertigung als auch im allgemeinen Maschinenbau bei der Fertigung von Klein- und Mittelserien. Im Vergleich zu Hochleistungslasern stehen dabei die Vorteile wie niedrigere Betriebskosten bei vergleichbaren, zum Teil geringeren Investitionskosten, ein höherer Wirkungsgrad bei der Strahlerzeugung und dadurch bedingte günstigere Fertigungskosten im Vordergrund.

Der Vollständigkeit halber sollen an dieser Stelle auch Entwicklungen auf dem Gebiet der Pressschweißverbindungen aufgezeigt werden, welche für die Untersuchung jedoch insofern uninteressant sind, dass kein Aufschmelzen des Werkstoffs und damit keine Gefügeumwandlungen stattfinden, deren negative Auswirkungen auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften trotz langjähriger Forschungen immer noch Grund für weitere Untersuchungen liefern.

Beim Reibschweißen wird der Werkstoff nicht aufgeschmolzen, sondern unterhalb der Schmelztemperatur des Aluminiums im festen Zustand unter Krafteinwirkung gefügt [GDA 2001, Aichele 2001]. Entwicklungen auf dem Gebiet des Reibschweißens führen zu immer kürzeren Prozesszeiten, welche die Bildung spröder intermetallischer Phasen auf ein unkritisches Maß begrenzen. Das Reibschweißen ermöglicht das Verbinden auch artfremder Werkstoffe wie beispielsweise Aluminium und Stahl und wird daher gerade im Zuge des Werkstoffleichtbaus interessant. Mit automatisierten Reibschweißmaschinen sind Verbindungen sowohl im flexiblen Einsatz bei Kleinserien aber auch bei hohen Stückzahlen in Großserien wirtschaftlich realisierbar. Als eine Variante des Reibschweißens erfährt das Reibrührschweißen derzeit große Aufmerksamkeit. Mittels eines speziell geformten Stifts, der mit einer hohen Drehzahl in der Schweißfuge rotiert, wird die Naht über den teigigen, nicht schmelzflüssigen Zustand erzeugt (**Bild 2.12** oben). Untersuchungen [Hollunder et al. 2005] im Bereich des Schienenfahrzeugbaus ergaben bei vergleichbaren mechanisch-technologischen Werten flachere und glattere Nahtformen und Oberflächen sowie höhere Schweißgeschwindigkeiten (**Bild 2.12** unten). Das Verfahren hat sich als hochproduktiv und einfach zu automatisieren erwiesen und erfordert weder Vor- oder Nachbearbeitung der Naht, noch den Einsatz von Zusatzwerkstoffen oder Schutzgasen.

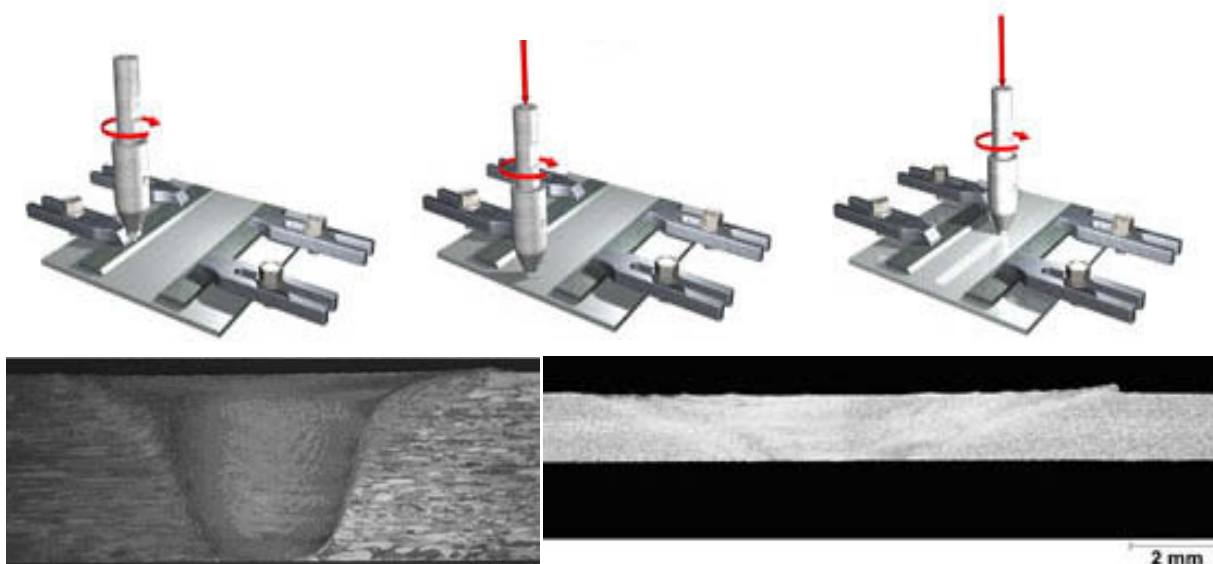


Bild 2.12: Schematische Prozessdarstellung des Reibrührschweißens (oben) sowie Makroaufnahmen von Stumpfstößen aus EN AW-6082 (Zustand T6) (links unten) und EN AW-5754 (H111) (rechts unten) [Riftec 2008]

Als molekulares Kaltpressschweißverfahren und damit als weitere Variante des Pressschweißens fügt das Ultraschallschweißverfahren die zu verbindenden Teile unter Druckeinwirkung [GDA 2001 und 2003]. Die

Oxidschicht wird durch intensives Reiben mit hoher Frequenz an den Schweißstellen aufgebrochen. Grundsätzlich werden zwei Verfahrensarten unterschieden, das lineare Verfahren für punktförmige und geradlinige Verbindungen sowie die torsionale Technik, die beispielsweise bei tiefgezogenen Behältern und Dosen zur Realisierung von überlappenden, heliumdichten Ringnahtschweißverbindungen ohne Dichtungselemente, Zusatzwerkstoffe und Schutzgase Anwendung findet. Weder im Werkstoffgefüge der Dosen noch im Inhalt ließen sich laut GDA (2003) nachteilige Veränderungen erkennen. Das Ultraschallschweißen zeichnet sich durch eine gute Automatisierbarkeit und einen geringen Energieverbrauch aus, ist jedoch für den Einsatz in der Industrie bislang ohne Bedeutung.

2.3 Betriebsfeste Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen

2.3.1 Kerben und Kerbwirkung

2.3.1.1 Gliederung der Kerben

Aus der Sicht der Konstruktion stellt die Kerbwirkung eine bedeutende Einflussgröße für die Betriebsfestigkeit des Schweißteils dar, weil die Kerbe im späteren Einsatz eine bevorzugte Ausgangsstelle für Ermüdungsrisse darstellt. Nach RADAJ und VORMWALD (2007) entsteht Kerbwirkung durch Unstetigkeit der Form (Geometriekerben), des Werkstoffs (Werkstoffkerben) oder der Belastung (Belastungskerven als Bereiche örtlich konzentrierter Krafteinleitung oder HERTZscher Pressung) (**Bild 2.13**). Sie kann durch eine einzige Kerbart oder durch mehrere Kerbart in Überlagerung verursacht sein. Den drei Kerbarten gemeinsam ist die örtliche Beanspruchungserhöhung bezüglich der Spannung, der Dehnung sowie der Formänderungsenergie. Hinsichtlich ihrer Ausdehnung und Erfassung können die Geometriekerbe und die Werkstoffkerbe weiter unterteilt werden in eine geometrisch definierbare (nach RUDOLPH (2003) als Makrokerbe definiert) und eine geometrisch nicht definierbare Kerbe (nach RUDOLPH (2003) als Mikrokerbe definiert).

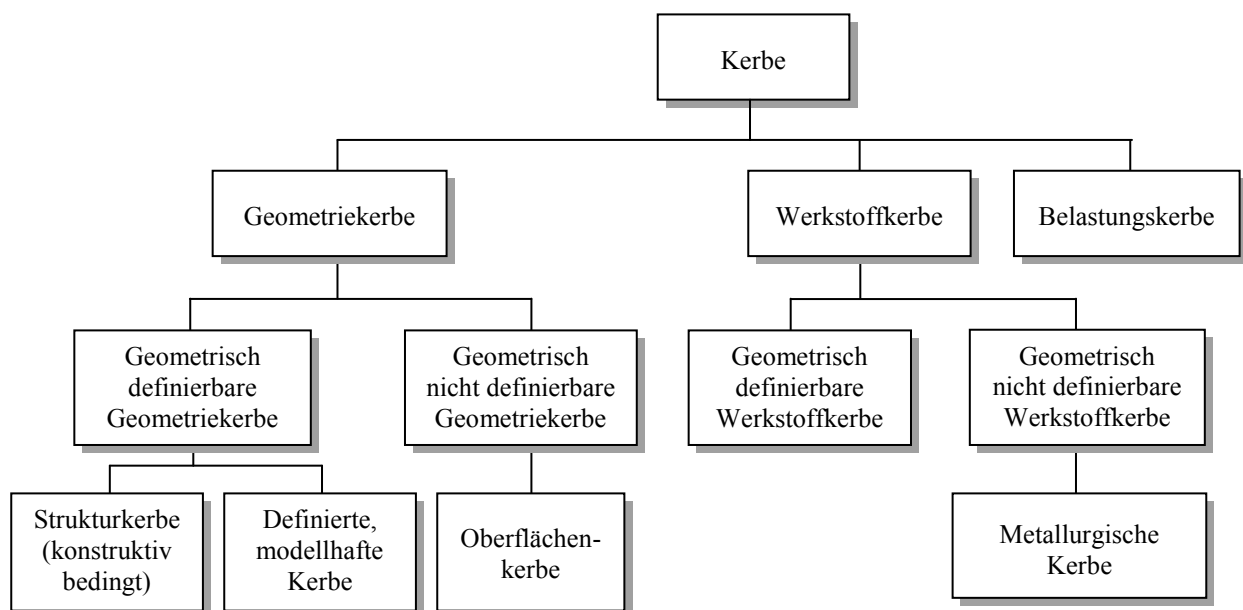


Bild 2.13: Gliederung der Kerbarten

Die geometrisch definierbare und damit berechenbare Kerbe ist Gegenstand der von NEUBER (1985) begründeten Kerbspannungslehre. Die geometrisch definierbare Geometriekerbe ist durch die geometrischen Größen Kerbkrümmungsradius, Kerbtiefe, Kerbquerschnittsbreite (oder -durchmesser) und ggf. Kerböffnungswinkel gekennzeichnet und damit mit analytischen Methoden der Festigkeitsberechnung erfassbar. So können bei Nutzung der modernen Instrumentarien der Festigkeitsanalyse konstruktionsbedingte Strukturkerben wie Einschnitte, Querschnittsübergänge, Ansätze, Bohrungen, Nuten, Rillen oder Fügungen (Schrumpfsitze, Schraubverbindungen) weitgehend in das jeweils zugrunde liegende Berechnungsmodell integriert werden. Mit Hilfe von definierten modellhaften Kerben versuchen neuzeitliche Ansätze nicht definierbare Kerben diesen definierbaren und damit berechenbaren Kerben anzunähern, um dadurch eine Erfassung in den Bemessungskonzepten (z.B. Konzept des fiktiven Radius, vgl. Abschnitt 2.3.3.5) zu ermöglichen. Im Hinblick auf die Werkstoffkerben werden als geometrisch definierbar abgegrenzte Bereiche erniedrigter oder erhöhter Steifigkeit, Elastizität oder Fließgrenze im ansonsten homogenen Werkstoff verstanden (z.B. Gummi-Metall-Verbindung, Austenit-Ferrit-Verbindung). Die Schichtung der WEZ stellt hinsichtlich der inhomogenen Gefügeeigenschaften zwar eine geometrisch definierbare Werkstoffkerbe dar, ihre Erfassung und Berechnung stellen sich jedoch als nicht so einfach heraus, wie das für Geometriekerben der Fall ist. Die geometrisch nicht definierbare Kerbe ist aufgrund ihrer geringen Abmessungen und ihrer schwierigen Erfassung nicht direkt berechenbar und damit ebenso wenig Gegenstand der klassischen Kerbspannungslehre wie die geometrisch nicht definierbare Unstetigkeit des Werkstoffs, welche auch als metallurgische Kerbe bekannt ist.

Obwohl gerade im Bereich hoher Kerbschärfe die geometrische Kerbe dominierend ist, darf im Sinne der ganzheitlichen Betrachtung der Schweißbarkeit der Einfluss des Werkstoffs und der Schweißtechnik nicht außer Acht gelassen werden.

2.3.1.2 Definition der Kerbwirkung

Durch Kerben, Absätze, Querbohrungen oder ähnliche konstruktive Details – insbesondere durch Schweißnähte – ergeben sich in der Konstruktion gegenüber den Nennspannungen σ_{nenn} höhere Spannungen. An der Unstetigkeitsstelle stellt sich durch den Zusammenhang des Werkstoffs eine gleichmäßige Dehnungsverteilung ein, die zu hohen örtlichen Spannungsspitzen σ_{kerb} führt. In der klassischen Berechnung werden diese Erhöhungen durch vom Werkstoff unabhängige, überwiegend experimentell bestimmte Formzahlen K_t in die Berechnung aufgenommen.

$$K_t = \frac{\sigma_{\text{nenn}}}{\sigma_{\text{kerb}}} \quad (\text{Gleichung 2.1})$$

Der wirkliche Verlauf der Spannungen im Kerbbereich ist nur sehr schwer zu bestimmen. Für die praktische Anwendung wird deswegen die maximal auftretende Spannung bestimmt. Weil die Spannungsverteilung in der Nähe der Kerbe von der Kerbgeometrie, der Belastungsart und den Betriebsbedingungen abhängig ist, ist die Berechnung der Kerbspannung bei statischer und zyklischer Belastung unterschiedlich.

Aus experimentellen Untersuchungen ist bekannt, dass der Dauerbruch bei duktilen Werkstoffen erst bei größeren Kerbspannungen auftritt. Offensichtlich kann sich durch örtliches Fließen im Bereich des Kerbgrunds die Kerbspannung nicht wie bei ruhender Belastung ausbilden. Die meisten Beziehungen – darunter auch die nachfolgend erläuterte Mikrostützwirkung nach NEUBER (1985) – gehen von einem inhomogenen Spannungsverlauf über dem Querschnitt aus und berücksichtigen neben der Formzahl K_t auch das Spannungsgefälle $d\sigma_{\text{kerb}}/dn$ sowie den Radius ρ_{kerb} im Kerbgrund (**Bild 2.14**).

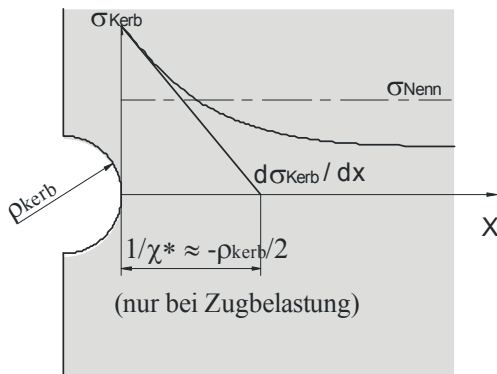


Bild 2.14: Schematische Darstellung der Spannungsverteilung im Kerbgrund

Der Kerbeinfluss auf das Schwingfestigkeitsverhalten der Konstruktion wird durch die Kerbwirkungszahl, das Verhältnis der Dauerfestigkeit $\sigma_{a,n}$ der ungekerbten Probe (mit $K_t = 1$) zur Dauerfestigkeit σ_a der gekerbten Probe, beschrieben.

$$K_f = \frac{\sigma_{a,n}}{\sigma_a} \quad (\text{Gleichung 2.2})$$

Die Kerbwirkungszahl ist abhängig von der Formzahl, der Beanspruchungsart, der Mittelspannung, der Kerbform, dem Werkstoff und der Bauteilgröße. Werkstoffe mit hoher Zugfestigkeit reagieren beispielsweise empfindlicher auf Kerben als Werkstoffe mit geringer Zugfestigkeit. Die Bauteilgröße kommt über den Kerbradius ρ_{kerb} als spannungsmechanischer Größeneinfluss zum Tragen, während der technologische, der oberflächentechnische sowie der statistische Größeneinfluss unberücksichtigt bleiben. Da aufgrund der vielen Einflussparameter die experimentelle Bestimmung der Kerbwirkungszahl einen hohen Versuchsaufwand bedingt, wurde schon sehr früh angestrebt, die Kerbwirkungszahl K_f aus der Kerbformzahl K_t zu berechnen. Der Zusammenhang zwischen der in der klassischen Berechnung angewendeten Kerbformzahl und der Kerbwirkungszahl wird nach SIEBEL über die werkstoffabhängige Stützziffer

$$n = \frac{K_t}{K_f} \quad (\text{Gleichung 2.3})$$

oder die Kerbempfindlichkeit

$$\eta_K = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (\text{Gleichung 2.4})$$

angegeben. Diese Werte sind abhängig von der Werkstoffart und -festigkeit, vom Kerbradius, der Beanspruchungsart sowie vom bezogenen Spannungsgradienten χ^* am Ort der Höchstspannung (vgl. Bild 2.14).

Für ein kerbunempfindliches Bauteil gilt: $K_f = 1$, $n = K_t$ und $\eta_K = 0$.

Bei voller Kerbempfindlichkeit entspricht die Kerbwirkungszahl der Kerbformzahl und es gilt:

$K_f = K_t$, $n = 1$ und $\eta_K = 1$.

Der Spannungsgradient χ mit

$$\chi = \frac{d\sigma}{dx} \quad (\text{Gleichung 2.5})$$

wirkt senkrecht zur Kerboberfläche am Ort des Spannungshöchstwerts und bewirkt, dass am Ort der Spannungsspitze eine höhere zyklische Spannung ertragen werden kann als in Querschnitten mit gleichförmiger Spannungsverteilung. Bei geometrischer Ähnlichkeit zwischen Probe und Bauteil ist das Spannungsgefälle am größeren Bauteil kleiner als an der Probe. Die spannungsmechanische Stützwirkung nimmt also unter dieser Voraussetzung mit zunehmender Bauteilgröße ab.

Der Spannungsgradient bestimmt die Fortschrittsrate des eingeleiteten Kurzrisses. Je größer der Gradient (also je steiler der Spannungsabfall), desto wirksamer ist die Rissverzögerung und desto stärker ist die Abminderung der Formzahl zur Kerbwirkungszahl.

2.3.1.3 Mikrostützwirkung nach NEUBER

In dem Gedankenmodell, welches der Mikrostützwirkung nach NEUBER (1985) zugrunde liegt, übernimmt ein kleines Gefügeteilchen die Kraftübertragung im Bereich der höchstbeanspruchten Zone. Die für den extremen Krümmungsradius $\rho_{\text{kerb}} = 0$ eintretende Spannungssingularität wird also vermieden, wenn an der höchstbeanspruchten Stelle im Kerbgrund ein Gefügeteilchen mit der Breite ρ^* , der so genannten Ersatzstrukturlänge, eingeführt wird. Die von diesem Teilchen übertragene Kraft bleibt auch im Fall einer unendlich großen Maximalspannung endlich. Bei Bezug dieser Kraft auf die Teilchenbreite ergeben sich technisch sinnvolle Spannungswerte. Die Ersatzstrukturlänge ρ^* ist eine in erster Linie von der Struktur und Zusammensetzung des Werkstoffs abhängige Stoffkonstante mit der Dimension einer Länge. Sie nimmt erheblich größere Werte als die realen Strukturlängen (z.B. Korngröße) an. Nach NEUBER (1985) werden auch andere Einflussgrößen, wie beispielsweise Art und Größe der Beanspruchung oder technologische Gesichtspunkte, in der Ersatzstrukturlänge erfasst.

Zur Berechnung der maßgeblichen, fiktiven Spannung im Kerbgrund σ_f wird nach Gleichung 2.6 der Mittelwert der Spannung über die Ersatzstrukturlänge gebildet. Um die Mehrachsigkeit der örtlichen Beanspruchung in die Berechnung eingehen zu lassen, wird nicht die größte Normalspannung herangezogen,

sondern die sich aus der anzuwendenden Festigkeitshypothese ergebende Vergleichsspannung σ_v . Diese gestattet definitionsgemäß, jeden mehrachsigen Spannungszustand durch einen einachsigen Spannungszustand zu ersetzen, der für das Material die gleiche Beanspruchung und damit die gleiche Bruchgefahr bedeutet.

$$\sigma_f = \frac{1}{\rho^*} \cdot \int_{x_0}^{x_1} \sigma_v dx \quad (\text{Gleichung 2.6})$$

Die fiktiven Spannungen können auch direkt ermittelt werden, wenn der reale Krümmungsradius ρ formal durch den „fiktiven“ Krümmungsradius ρ_f ersetzt wird.

$$\rho_f = \rho_0 + s \cdot \rho \quad (\text{Gleichung 2.7})$$

Die Berechnung dieses fiktiven Krümmungsradius erfolgt mit dem realen Krümmungsradius ρ_0 und der Ersatzstrukturlänge ρ^* sowie mit einem dimensionslosen Faktor der Mikrostützwirkung s , welcher von der Beanspruchungsart, der Probenform und der Festigkeitshypothese abhängig ist.

2.3.2 Schwingfestigkeitsrelevante Schweißnahtmerkmale

Hinsichtlich der zuvor hergeleiteten Definition der Kerbe (vgl. Abschnitt 2.3.1.1) lässt sich eine Aluminium-Schweißkonstruktion anhand ihrer globalen und lokalen Merkmale eindeutig einordnen. Während sich die globalen Merkmale auf die konstruktive und fertigungstechnische Beschaffenheit der Gesamtkonstruktion sowie die Anordnung unterschiedlicher Schweißnähte innerhalb der Konstruktion beziehen und damit der Definition nach eine Strukturkerbe darstellen, lässt sich die Bedeutung unterschiedlicher lokaler Merkmale in der unmittelbaren Schweißnahtumgebung anhand des mittlerweile sehr tiefgreifenden Kenntnisstands relativ genau einordnen [Nitschke-Pagel und Wohlfahrt 2006]. Geometrische Merkmale, die bereits aus dem alleinigen Vorhandensein einer Schweißnaht resultieren wie beispielsweise die verfahrensabhängige Nahtüberhöhung oder Einbrandkerben, zählen diesbezüglich zu geometrisch nicht definierbaren Geometriekerben. Als nicht definierbare Unstetigkeit der Form kann ebenso die Oberflächenkerbe verstanden werden, welche als einzeln nicht erfassbare Oberflächenstörung erheblichen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten einer Schweißkonstruktion ausüben kann. Beispiele hierfür stellen schuppenförmige Nahtoberfläche, welche infolge des diskontinuierlich ablaufenden Erstarrungsvorgangs entsteht, oder die in **Bild 2.15** links dargestellten fehlerbehafteten Schweißnahtanfänge bzw. -enden dar.

Weitere Imperfektionen wie Poren oder Bindefehler (**Bild 2.16**) unterschiedlicher Zahl und Größe sowie nichtmetallische Einschlüsse zählen ebenso zu geometrisch nicht definierbaren Werkstoffkerben wie die durch lokale Erwärmung hervorgerufene Veränderung der Gefügestruktur. Die Folgen dieser Gefügeveränderung sind eine gerichtete Orientierung der Körner bzw. Dentriten, welche eine Richtungsabhängigkeit der mechanischen Eigenschaften bewirken und sich als besonders kerbempfindlich erweisen, sowie eine Verschlechterung der mechanischen Eigenschaften durch Rekristallisationsvorgänge oder durch lokale

Entfestigungen in der WEZ. Letztere spielen insbesondere bei kaltverfestigten oder ausscheidungsgehärteten Aluminiumlegierungen eine ganz wesentliche Rolle für die erreichbare Schwingfestigkeit. So können sich laut NITSCHKE-PAGEL und WOHLFAHRT (2006) bei diesen Werkstoffen die entfestigten Zonen als so versagensrelevant erweisen, dass die Beschaffenheit der Nahtübergangskerben eine untergeordnete Rolle spielt. Aus der Sicht des Konstrukteurs sind diese Unstetigkeiten nicht direkt erfassbar; sie werden lediglich über Sicherheitsfaktoren in der Bemessung berücksichtigt.



Bild 2.15: Beispiele für geometrisch nicht definierbare Geometriekerben an Schweißkonstruktionen wie unterschiedliche Schweißnahtschuppungen (links, Oberfläche einer Kehlnaht aus Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) und S Al 5183, mit unterschiedlichen Schweißparametern geschweißt) und praxisrelevante Schweißnahtverläufe (gesehen auf der Messe „Schweißen und Schneiden 2005“)

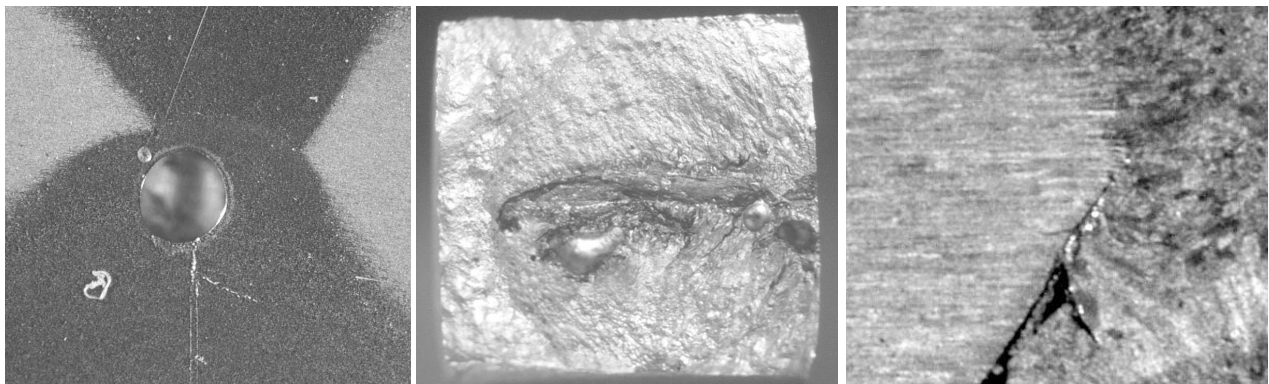


Bild 2.16: Beispiele für geometrisch nicht definierbare Werkstoffkerben an Schweißkonstruktionen wie Wasserstoffporen (links) und Bindefehler (Mitte und rechts) in als Stumpfstoß mit DY-Naht MIG-geschweißten Blechen aus Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) [Rosenthal et al. 2008]

Letztlich werden im Bereich der Schweißnaht infolge der inhomogenen Erwärmung und Abkühlung auch Schweißeigenstressungen entstehen, die eine beträchtliche Höhe bis hin zur Streckgrenze des Grundwerkstoffs erreichen können. Die in der schweißtechnischen Anwendung recht bekannten Nachbehandlungsmethoden wie Hämmern, gezieltes Überlasten oder Spannungsarmglühen sollen laut HOBACHER (2002) die Schwingfestigkeit einer Schweißverbindung erhöhen. Anhand des verfügbaren Wissensstands folgern NITSCHKE-PAGEL und WOHLFAHRT (2006) jedoch, dass Einflussgrößen wie die vorhandenen Eigenstressungen oder die veränderte Gefügestruktur hinter der Bedeutung, die allen Arten von geometrischen Ker-

ben in der Schweißnahtumgebung beizumessen ist, zurückbleiben. Hieraus begründen sie zahlreiche gesicherte Hinweise für effektive Schwingfestigkeitsverbesserungen, die durch eine schweißtechnisch verbesserte Nahtgeometrie erreicht werden können. Beim Hämmern oder Nadelstrahlen (auch „needle peening“ oder „Nageln“ genannt) können die Veränderungen in den Randschichten zusätzlich mit Veränderungen der Nahtübergangsgeometrie verknüpft werden. Dies ist insbesondere bei relativ weichen Werkstoffen wie Aluminiumlegierungen oder Baustählen mit niedriger Streckgrenze der Fall. Vor allem beim Warmhämmern der Nähte können so starke plastische Verformungen der Oberfläche erzeugt werden, dass eine signifikante Verringerung der Kerbschärfe auch bei ungünstiger Ausgangslage möglich ist. Weitere das Nahtprofil verbessernde Methoden sind beispielsweise das mechanische blecheben Bearbeiten der Naht oder das Wiederaufschmelzen des Nahtübergangs durch das WIG-, Plasma- oder Laserstrahlverfahren [Hobbacher 2002]. Durch Anstreichen oder Kunstharz-Beschichten können darüber hinaus die Umgebungsbedingungen des Nahtübergangs verbessert werden.

HOBBACHER (2002) gibt in der Literatur Empfehlungen, die sich auf alle Lichtbogen-geschweißten Verbindungen aus Stahl und Aluminium (einschließlich aller gängigen Legierungen der 5xxx- und 6xxx-Serien) im Wanddickenbereich von 4 mm bis 50 mm beziehen, die einer Schwingbeanspruchung unterworfen werden. Weil die Risse am Nahtübergang aus kleinen Bindefehlern oder anderen rissartigen Imperfektionen entstehen, muss das Fingerschleifen demnach erstens diese Imperfektionen entfernen sowie zweitens einen glatten und kerbarmen Nahtübergang schaffen. Alle hierbei an die Oberfläche kommenden zusätzlichen Imperfektionen müssen entfernt oder repariert werden. Ein vergleichbarer Effekt wird durch das Wiederaufschmelzen erreicht. Die Verbesserung in Bezug auf die Schwingfestigkeit gibt HOBBACHER (2002) durch einen Faktor auf die FAT-Klasse des konstruktiven Details an. Demnach kann die Schwingfestigkeit konstruktiver Details aus Aluminium mit einer IIW-Schwingfestigkeitsklasse von FAT40 oder niedriger (vgl. Abschnitt 4.1.3) durch die Nachbehandlung in Form von Fingerschleifen oder Wiederaufschmelzen mit dem Faktor 1,5 multipliziert oder in Form von Hämmern oder Nadelhämmern auf insgesamt FAT40 angehoben werden. Die Wirksamkeit der Nachbehandlungsmethoden hängt laut HOBBACHER (2002) in hohem Maße von einer genauen und reproduzierbaren Ausführung ab, weswegen im Dokument detaillierte Hinweise zur Ausführung, Prüfung und Dokumentation gegeben sind, die für diese Untersuchung jedoch unerheblich sind.

2.3.3 Globale und lokale Konzepte zur Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen

2.3.3.1 Übersicht und Grundlage globaler und lokaler Konzepte

Die Ermüdungsfestigkeit von Bauteilen und Proben lässt sich ausgehend von globalen (z.B. vollständiger Bruch) oder lokalen (z.B. Bildung des Anrisses, stabiler Rissfortschritt) Phänomenen und Größen beschreiben. Die technischen Festigkeitsnachweise werden auf der Basis dieser Größen nach globalen bzw. lokalen Konzepten geführt. **Bild 2.17** stellt die Spannungen im Nahtübergang der Schweißnaht für die verschiedenen Bemessungskonzepte anschaulich gegenüber.

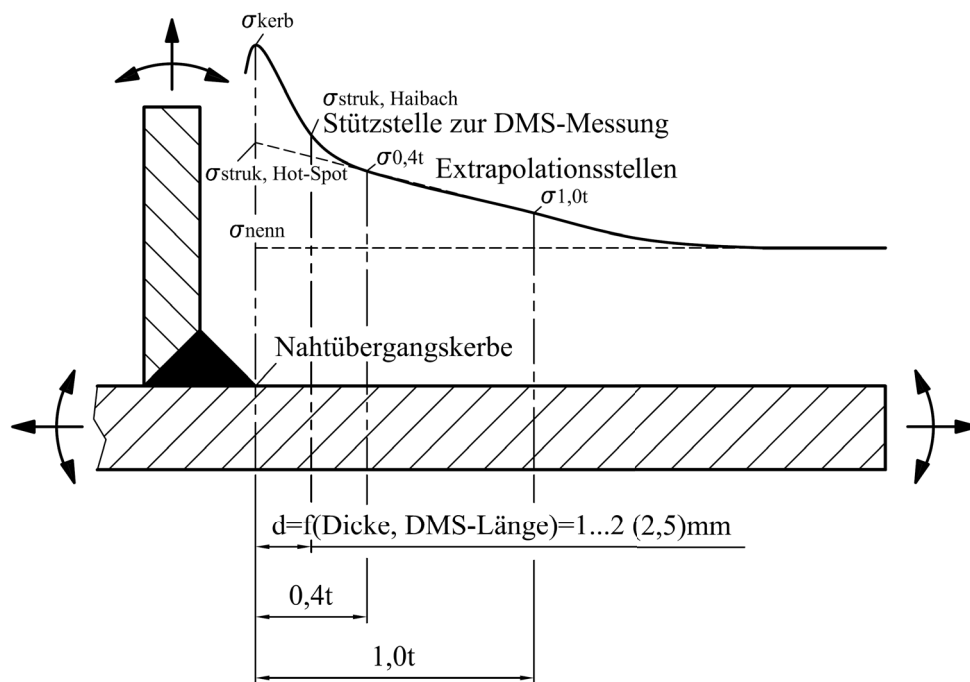


Bild 2.17: Definition der Spannungen im Nahtübergang einer idealisiert dargestellten HV-Naht am T-Stoß für verschiedene Bemessungskonzepte

Nach RADAJ und VORMWALD (2007) orientiert sich die Bemessung einer Konstruktion beim globalen Konzept direkt an den angreifenden Kräften und Momenten und den daraus resultierenden Beanspruchungen. Diese werden dabei als konstant bzw. linear ansteigend verteilt über dem untersuchten Querschnitt betrachtet. Zu der Gruppe der globalen Konzepte gehört beispielsweise das überwiegend zur Bauteildimensionierung angewendete und in Regelwerken, wie beispielsweise der FKM-Richtlinie (2002), den IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006], dem Eurocode 9 (DIN EN 1999-1 und -2 (10.2000) bzw. (03.2001)) oder DIN 4113-2 (09.2002), als Auslegungsverfahren seit Jahrzehnten verankerte Nennspannungskonzept, dessen Anwendung bereits hinreichend untersucht und erwiesen wurde [Chmelka und Melan 1960, Czerwenka und Schnell 1967 bzw. 1970, Neumann 1965].

Beim lokalen Konzept basiert die Festigkeitsbeurteilung dagegen auf den lokalen Beanspruchungen im kritischen Querschnitt. Untersucht wird die Schädigung aufgrund örtlich begrenzter Mechanismen, welche elastische und plastische Verformungen, Risseinleitung sowie den zyklischen Rissfortschritt berücksichtigen. Beispiele für lokale Konzepte stellen das Kerbbeanspruchungskonzept [Mattos und Lawrence 1977, Lawrence et al. 1978 bzw. 1982, Lawrence und Mazumdar 1979, Wang et al. 1985] und das Bruchmechanikkonzept [Maddox 1974 und Hobbacher 1977] dar.

Obwohl das Strukturbeanspruchungskonzept [Haibach 1989, Dijkstra und de Back 1980, Gurney 1979, Yung und Lawrence 1985 sowie Lawrence et al. 1983] in der Literatur, z.B. von RADAJ und SONSINO (1999 bzw. 2000), oftmals den lokalen Konzepten zugeordnet wird, stellt es doch eher einen Kompromiss zwischen den globalen und den lokalen Konzepten dar und kann keinem der beiden exakt zugeordnet werden.

RADAJ und SONSINO (1999 und 2000) liefern einen ausführlichen Überblick über die Vielzahl der Vorschläge zur Bewertung der Festigkeit oder der Lebensdauer schwingbeanspruchter Schweißkonstruktionen unter Berücksichtigung der lokalen Beanspruchung und weisen gleichzeitig darauf hin, dass deren Anwendung auf praktische Fälle oftmals erhebliche Schwierigkeiten bereiten. Viele dieser Konzeptvorschläge sind hinsichtlich der benötigten Parameterdaten lückenhaft und statistisch unzureichend abgesichert, so dass auf diesem Gebiet weiterhin erheblicher Forschungsbedarf besteht.

Als Ergebnis einer im Auftrag des DVS initiierten Studie zur „Auslegung von gefügten metallischen Konstruktionen einschließlich der Festigkeitsberechnung“, welche im Zeitraum von Oktober 2001 bis April 2002 von der SLV Halle durchgeführt wurde, ist auf dem Gebiet der Festigkeit gefügter Bauteile ein erheblicher Forschungsbedarf sichtbar geworden, der sich u.a. sowohl durch das Erstellen neuartiger Verbindungsformen und die Optimierung von Bauteilgeometrien als auch durch die erhöhten Anforderungen an die Verbindungsfestigkeit und die Entwicklung bzw. Überarbeitung von Regelwerken ergibt [SLV 2002]. Auf der Grundlage dieser Studie wird im Rahmen eines bei der AiF eingereichten und bewilligten Cluster-Antrags [AiF 2004] derzeit angestrebt, Übergänge zwischen einzelnen Nachweiskonzepten für die Festigkeit an ausgewählten geschweißten Bauteilen zu schaffen sowie ihre Zuverlässigkeit und Anwendungsgrenzen aufzuzeigen. Als größter Mangel wird von den involvierten Forschungseinrichtungen angesehen, dass die Verfahren bei Anwendung am gleichen Objekt nicht immer zum gleichen Ergebnis führen und damit nicht vergleichbar sind. Ursachen werden in diesem Zusammenhang darin gesehen, dass die Kompatibilität bei der numerischen Modellierung einschließlich des Vorgehens bei der Auswertung von Festigkeitsberechnungen fehlt, und dass entweder die dem Verfahren entsprechenden Festigkeitskennwerte nicht vorliegen oder dass die Versagenskriterien (Anriss, Bruch) nicht klar definiert sind. Hierbei erweist sich außerdem die Behandlung von mehrachsigen Spannungszuständen mit veränderlichen Hauptspannungsrichtungen, die Schadensakkumulation und schließlich die Übertragbarkeit von an kleinen Proben ermittelten Kennwerten auf große Bauteile als problematisch. Je nach Bemessungskonzept werden hierfür unterschiedliche, nicht aufeinander abgestimmte Methoden angewendet.

2.3.3.2 Nennspannungskonzept

Der Berechnungsablauf nach dem Nennspannungskonzept wird aufgrund seiner formalen Einfachheit und seiner statistischen Absicherung bevorzugt eingesetzt, um einen Überblick über die globale Beanspruchungssituation eines geschweißten Bauteils zu erhalten. Gemäß einer einfachen Schadensakkumulationshypothese folgt aus der durch eine Nennspannungs-WÖHLERlinie beschriebenen ertragbaren Beanspruchung und dem aus dem Lastkollektiv durch dessen Bezug auf den kritischen Anschlussquerschnitt folgenden Nennspannungskollektiv eine in der Regel eher konservative Abschätzung der Bauteillebensdauer. Voraussetzung ist hierbei jedoch, dass eine vom Werkstoff, der Kerbklasse und der Qualitätsklasse der Fertigung abhängige, ausreichend abgesicherte Nennspannungs-WÖHLERlinie für den jeweiligen Anwendungsfall vorhanden ist. Weil dies jedoch trotz langjähriger und umfangreicher Untersuchungen auf dem Gebiet der Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen – insbesondere für moderne Aluminiumlegie-

rungen – selten der Fall ist, muss jede Abweichung ohne statistische Absicherung bewertet werden [AiF 2004]. Speziell bei komplexen Geometrien stößt das Nennspannungskonzept an seine Anwendungsgrenzen, weil weder eine Nennbeanspruchung noch ein Kerbfall definiert werden können [Sonsino 2008]. Hier muss auf das lokale Konzept zurückgegriffen werden, welches in Ergänzung des globalen Konzepts unerlässlich ist, aber auch ohne diesen Bezug ein bedeutsames Mittel zur Festigkeits- und Lebensdauerabschätzung darstellt.

Obwohl innerhalb der Regelwerke ein chronologischer Trend zu erkennen ist, der lokale geometrische Einflüsse (und damit Ansätze der lokalen Konzepte) in die Bemessung mit einfließen lässt, ist Zweifelhaftigkeit dahingehend zu äußern, dass in keinem der Vorschläge der Werkstoffeinfluss auf das Ermüdungsverhalten einer Aluminium-Schweißkonstruktion berücksichtigt bzw. der Einfluss als nicht existent dargestellt wird. KOSTEAS (1976 und 1982) hingegen stellt in seinen Untersuchungen heraus, dass die Kenntnis der sich unter Schwingbeanspruchung einstellenden zyklischen Eigenschaften des betrachteten Werkstoffs entscheidend zur Kennzeichnung seines Ermüdungsverhaltens beiträgt. Er behauptet, dass die Aufstellung der statischen und zyklischen Beanspruchungs-Verformungskurven für die drei Bereiche (unbeeinflusster Grundwerkstoff, WEZ und Schweißgut) einer Schweißverbindung zur Verfeinerung und Quantifizierung der Konzepte zur Lebensdauervorhersage beitragen kann. Wie er unter anderem an Untersuchungen an der Legierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) erkannt hat, versucht man, einfache Grundsätze zu entwickeln, auf die sich mehrere komplizierte Vorgänge und Interrelationen zurückführen lassen, um die kostspielige, rein phänomenologische Vorgehensweise bei der Aufstellung von Beziehungen der verschiedenen Wirkungsgrößen zum Ermüdungsverhalten umgehen zu können. Die Beschreibung des zyklischen werkstofftypischen Beanspruchungsverhaltens ermöglicht seiner Meinung nach eine einleuchtende Lebensdauervorhersage im Bereich der Rissentstehung und des frühen Rissfortschritts. KOSTEAS (1976 und 1982) regt an, diese Konzepte als eine alternative und in manchen Fällen verfeinerte Methode zur Lebensdauervorhersage Eingang in neue Bemessungsrichtlinien finden zu lassen, was in dieser Form bislang nicht erfolgt ist.

Im Umgang mit dem reinen globalen Konzept (und damit mit den konventionellen Regelwerken) ist darüber hinaus zu berücksichtigen, dass eine Ermittlung der vorhandenen Spannung mit Hilfe der Finite-Elemente-Methode (FEM) von der Elementgröße der Vernetzung abhängige, unverhältnismäßig hohe Werte liefern würde, die bereits ansatzweise lokale geometrische Einflüsse berücksichtigen und demzufolge nicht mit den in den Regelwerken verankerten ertragbaren Beanspruchungen in Form von Nennspannungen verglichen werden können. Abgeschlossene Projekte konnten dies nachhaltig beweisen [u.a. Zimmermann 2002]. Der Einsatz von FEM beim Umgang mit Nennspannungskonzepten ist daher eher kritisch zu betrachten. Erst im Umgang mit Strukturspannungs- oder -dehnungskonzepten und insbesondere mit lokalen Konzepten sollte auf die FE-Methode zurückgegriffen werden.

Weil die Auslegung von Schweißkonstruktionen ein zentrales Thema der Ingenieurwissenschaften darstellt, wird in Abschnitt 4 zunächst ausführlich auf die Besonderheiten der auf dem Nennspannungskonzept beruhenden gängigen Regelwerke eingegangen, die unter anderem Festlegungen über zulässige Unregelmäßigkeiten nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) oder die Zuordnung von einzelnen Schweißverbindungen und geschweißten Bauteilen aus Aluminium-Werkstoffen zu Schwingfestigkeitsklassen thematisieren [Neumann 1993 und 1996]. Anschließend wird überprüft, ob sich für das vorliegende Untersuchungsobjekt eine abgesicherte analytische Berechnung nach dem Nennspannungskonzept anhand der Regelwerke als sinnvoll erweist.

2.3.3.3 Strukturspannungs- oder Strukturdehnungskonzept

Das Strukturspannungs- oder Strukturdehnungskonzept überträgt Elemente des Nennspannungskonzepts auf die lokalen Verhältnisse und realisiert die Festigkeitsbewertung durch einen Vergleich der Strukturspannungs- oder -dehnungsamplituden im Risseinleitungsbereich mit in Regelwerken verankerten (z.B. FKM-Richtlinie (2002), Eurocode 9 (DIN EN 1999-1 und -2 (10.2000) bzw. (03.2001)), IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006]) oder experimentell ermittelten Referenz-WÖHLERlinien ertragbarer Strukturspannungen. Die Strukturspannung oder -dehnung beschreibt das makrostrukturelle Verhalten einer Schweißnaht ohne Berücksichtigung mikrostruktureller lokaler Kerbeffekte. HAIBACH (1968) bzw. HAIBACH und GASSNER (1968) erbrachten in einer historisch frühen Arbeit den Nachweis, dass eine mittels Dehnungsmessstreifen gemessene elastisch-plastische Dehnung in einem definierten Abstand zur Schweißnaht deren Schwingfestigkeit im Langzeitfestigkeitsbereich darstellt, unabhängig von der Nahtform, der Geometrie des Stoßes und der Belastungsart, vorausgesetzt der Riss wird am Nahtübergang, nicht jedoch in der Nahtwurzel eingeleitet. Zur Ermittlung dieser Strukturdehnung muss stets gewährleistet sein, dass die Messung in einer – nach ATZORI et. al (1995) von der Plattendicke abhängigen – ausreichenden Entfernung zur Schweißnaht erfolgt, um eine Spannungsüberhöhung aufgrund der Kerbwirkung der Schweißnaht auszuschließen. Die gemessene Strukturspannung kann damit als „lokale Nennspannung“ interpretiert werden. Das Strukturdehnungskonzept nach HAIBACH wird auf geschweißte Strukturteile von Fahrzeugen, Behältern und Kranen sowie im Tragwerksbau und im Schiffsbau angewendet und ist bereits mehrfach weiterentwickelt und abgewandelt worden.

Eine Abwandlung des Strukturdehnungskonzepts nach HAIBACH ist das von DIJKSTRA und DE BACK (1980) in den USA entwickelte Hot-Spot-Spannungskonzept. Die Hot-Spot-Spannung ergibt sich durch lineare oder quadratische Extrapolation der Strukturspannung, welche an zwei Stützstellen in definiertem Abstand von der Schweißnaht gemessen wird, auf die Nahtübergangskerbe. Das Verfahren ist in allen angegebenen Messlinien durchzuführen, um daraus den Größtwert der Hot-Spot-Spannung zu bestimmen, welcher schließlich mit der WÖHLERlinie ertragbarer Hot-Spot-Spannungen zu vergleichen ist. Die Anwendung dieses Konzepts betraf ursprünglich geschweißte Rohrknoten in der Offshore-Technik und wurde

anhand profunder Untersuchungen von NIEMI (1995 und 1997) auf plattenförmige Schweißverbindungen aus Baustählen und Aluminium übertragen.

RADAJ (1990) versteht in der von ihm entwickelten Strukturspannungsfestlegung unter der Strukturspannung die über die Platten- oder Schalendicke linearisierte Spannung (Membran- und Biegespannung), die ihrerseits der Spannung entspricht, die nach Ingenieurformeln über die technischen Tragwerkstheorien oder nach der Finiten-Elemente-Methode mit gängigen Platten- oder Schalenelementen berechnet wird. Der nichtlineare Kerbspannungsanstieg wird also vom Ansatz her unterdrückt, was die Anwendung dieses Konzepts unter Zuhilfenahme der FE-Analyse im Schiffs- und Automobilbau erleichtert. Erste Erkenntnisse über die Leistungsfähigkeit des Strukturspannungskonzepts bei geschweißten Nutzfahrzeugkomponenten konnten anhand eingehender Untersuchungen, z.B. zur Variantenbeurteilung von geschweißten Knoten für Busse [Savaidis et al. 1998], gewonnen werden. Anhand eingehender Untersuchungen an der Gerippestruktur von Bussen konnte das Strukturspannungskonzept auch auf Schweißverbindungen mit Nahtwurzelversagen übertragen werden [Savaidis et al. 2000].

RAUCH et al. (2007) fassen diese und weitere Abwandlungen des Konzepts in folgenden Methoden zur Bestimmung von Strukturspannungen an Simulationsmodellen mit Hinweis auf das jeweils zugrunde liegende Regelwerk zusammen:

- Interpretation der Spannung $\sigma_{\text{struk, Haibach}}$ 2,5mm vor dem Nahtauslauf als Strukturspannung nach HAIBACH
- lineare oder quadratische Extrapolation der Spannungen in den Nahtauslauf (Hot-Spot) $\sigma_{\text{struk, Hot-Spot}}$ basierend auf zwei bzw. drei Stützwerten vor dem Nahtauslauf (IIW-Empfehlungen)
- Linearisierung des Spannungsverlaufs über den verschweißten Querschnitt am Nahtauslauf nach der American Society of Mechanical Engineers (ASME-Code)
- Interpretation der Spannung 1mm unterhalb der Blechoberfläche als Strukturspannung nach YAMADA bzw. XIAU (unter der Berücksichtigung, dass die Spannungen in Tiefenrichtungen viel schneller abfallen als an der Oberfläche)
- bei Schalen- bzw. Plattenstrukturen Innenlinearisierung, die bei einer Volumenmodellierung die Anordnung von drei oder mehr Elementen in Dickenrichtung erfordert (nach DONG)

Die Vielfalt der Methoden zur Bestimmung von Strukturspannungen macht für diese Studie eine Einschränkung auf eine einzige – vornehmlich praxisrelevante – Methode erforderlich (vgl. Abschnitt 5), so dass an dieser Stelle nicht weiter ins Detail gegangen werden soll.

Die Vor- und Nachteile des Strukturspannungs- und -dehnungskonzepts werden in der Literatur bereits hinreichend diskutiert. So erkennen RAUCH et al. (2007) an, dass gegenüber dem Nennspannungskonzept bereits eine deutliche Verbesserung erreicht werden konnte. SONSINO (2008) sieht gegenüber dem Nenn-

spannungskonzept den entscheidenden Vorteil darin, dass bei komplexer Geometrie die Definition einer Nennspannung entfällt und nur sehr wenige Detail-(Kerbfall-) Klassen angegeben werden. Einen Nachteil sieht er übereinstimmend mit MORGENSTERN et al. (2006) darin, dass von außen nicht zugängliche kritische Bereiche, wie z.B. Wurzelkerben, mit diesem Konzept nicht mehr beurteilt werden können. RAUCH et al. (2007) kritisieren darüber hinaus, dass kraftübertragende und nicht kraftübertragende Nähte anhand der Strukturspannung nicht unterschieden werden können und dass sich Unzulänglichkeiten bei der Bestimmung der schadigungsrelevanten Beanspruchungen sowie deren Interpretation durch diese Verfahren nicht nachträglich korrigieren lassen. Vor allem durch die Streuungen der resultierenden Strukturspannungen bei den unterschiedlichen Konzeptabwandlungen kann das Strukturspannungskonzept für grenzwertig ausgelastete Schweißnähte als alleiniger Nachweis nicht ausreichen. Liefern Strukturspannungen eine kritische Auslastung, ist es deshalb empfehlenswert, auch eine zusätzliche Überprüfung nach einem Kerbbeanspruchungskonzept vorzunehmen.

Mit der Untersuchung bezüglich der Anwendbarkeit konnten beispielsweise SAVAJDIS et al. (2000) erste Erfahrungen zur Leistungsfähigkeit des Strukturspannungskonzepts bei diversen geschweißten Nutzfahrzeugkomponenten gewinnen. Weil NIEMI (2003) zwar eine ganze Reihe von Varianten vorstellt, wie man die Verbindung zweier geschweißter Bleche im FE-Modell realisieren kann, jedoch keine eindeutige Empfehlung abgibt, wird von SAVAJDIS et al. (2000) der Modellierungsvariante gefolgt, die Verbindung Knotenblech-Flansch durch eine Zwischenschale abzubilden. Dabei ist allerdings darauf zu achten, dass die Elemente dieser Schale nicht mit in die Auswertung einbezogen werden, da die dort ermittelten Knotenspannungen aus mechanischer Sicht sinnlos sind. Die Versuche zeigen, dass die Ermüdungsrisse an der Anbindung der Knotenbleche immer von der Nahtwurzel ausgehen. Obwohl der Strukturspannungsnachweis auf den Übergang der Schweißnaht zum Blech begrenzt ist, zeigen die Ergebnisse der Untersuchung jedoch, dass diese Begrenzung im vorliegenden Fall nicht nötig ist. Deshalb konnten die Strukturspannungen als Knotenspannungen im Bereich der Schweißnahtwurzel der FE-Rechnung entnommen werden. Die WÖHLERlinie der Klasse FAT100 für Stahl nach der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006] deckt die vorliegenden Versuche nach der sicheren Seite hin ab. Das Zusammenspiel und die Schädigung der unterschiedlichen Spannungen sind damit jedoch nicht erfassbar, was den Bedarf an Forschungsaktivitäten auf diesem Gebiet der Betriebsfestigkeit deutlich zeigt [AiF 2004 und SLV 2002]

2.3.3.4 Lokale Konzepte

Eine tiefergehende Durchdringung der Zusammenhänge zwischen den zum Bauteilversagen führenden Vorgängen liefern die Kerbbeanspruchungskonzepte, die zusätzlich den Kerbeffekt, welcher eine Spannungserhöhung einhergehend mit einer Festigkeitsminderung bedeutet, hinsichtlich Risseinleitung analysieren und die Kerbspannungen sowie Kerbdehnungen ausgehend vom lokalen Spannungszustand bestimmen. Grundlegend wird zwischen dem Kerbspannungskonzept bei elastischer Kerbbeanspruchung und dem Kerbdehnungskonzept bei elastisch-plastischer Kerbbeanspruchung unterschieden, die jeweils, differenziert

nach der Art der Werkstoffdatenerfassung und der Aufbereitung der ertragbaren Beanspruchungen für die Schadensrechnung, in verschiedenen Versionen vorliegen:

- Kerbspannungskonzepte:
 - nach LAWRENCE et al. (1978)
 - nach RADAJ (1975, 1984, 1985a und b, 1988)
 - nach SEEGER (1996) oder [Köttgen et al. 1991], [Seeger und Amstutz 1997]
 - nach SONSINO (1993 und 1994) bzw. [Sonsino und Werner 1996] oder [Brandt et al. 1998]
- Kerbdehnungskonzepte:
 - nach LAWRENCE [Mattos und Lawrence 1977, Lawrence et al. 1978 bzw. 1982, Lawrence und Mazumdar 1979, Wang et al. 1985]
 - nach SEEGER (1996) bzw. VORMWALD und SEEGER (1987)
 - nach SONSINO (1993 und 1994) bzw. [Sonsino und Werner 1996] und [Brandt et al. 1998]

Das Kerbspannungskonzept beschränkt sich auf die Ermittlung der Dauerfestigkeit des Kerbstabs oder Bauteils. Die Geometrie und die Belastung des Strukturteils bestimmen die elastische Kerbspannungserhöhung und damit die Kerbformzahl, welche allein von den Abmessungsverhältnissen und nicht von den Abmessungen selbst oder dem Elastizitätsmodul abhängt. Aus der elastischen Kerbspannungserhöhung ergibt sich die für die Ermüdung wirksame, um die Stützwirkung der Werkstoffmikrostruktur modifizierte Kerbspannung und damit die Kerbwirkungszahl. Die ermüdungswirksame Kerbhöchstspannung muss kleiner als die Dauerfestigkeit der Vergleichsprobe bleiben. RADAJ und SONSINO haben anhand verschiedener Untersuchungen die Anwendbarkeit dieses Konzepts auf Schweißkonstruktionen aus Aluminium mit hinreichender Genauigkeit bestätigt [Radaj und Sonsino 1999, Werner et al. 1999, Brandt et al. 1999, Sonsino et al. 1999].

Das Kerbdehnungskonzept schließt neben der Dauerfestigkeit die Zeit- und Kurzzeitfestigkeit bis zur Riss-einleitung ein. Dabei wird vom elastisch-plastischen Werkstoffverhalten im Kerbgrund ausgegangen. Unter der Annahme, dass sich der Werkstoff im Kerbgrund hinsichtlich Verformung und Anriss wie eine dort gedachte (oder tatsächlich herausgelöste und geprüfte) ungekerbte axialbelastete Vergleichsprobe hinsichtlich Verformung und Bruch verhält, kann die Lebensdauer ausgehend von der (gemessenen oder berechneten) örtlichen Beanspruchung am kritischen Ort des Bauteils im Vergleich mit der am ungekerbten Probestab unter einachsiger Beanspruchung ermittelten zyklischen Spannungs-Dehnungs-Linie und der Dehnungs-WÖHLERlinie berechnet werden. Über besondere Verfahrensschritte können auch Eigenspannungs-, Mehrachsigeits-, Mittelspannungs- und Größeneffekte berücksichtigt werden. Ausgehend von der zyklischen Spannungs-Dehnungs-Kurve und beispielsweise der Mikrostützwirkungsformel nach NEUBER (1985) (vgl. Abschnitt 2.3.1.3) oder einer elastisch-plastischen FE-Analyse wird die Beanspruchung im Kerbgrund in Form von Spannungen und Dehnungen berechnet. Eine messtechnische Erfassung der Deh-

nung im Kerbgrund ist – abhängig von der angewandten Konzeptversion – ebenfalls möglich. Durch die Kombination der im Kerbgrund errechneten elastisch-plastischen Beanspruchung mit der ertragbaren Beanspruchung der ungekerbten Vergleichsprobe ergibt sich schließlich die Anriss-WÖHLERlinie der Schweißnaht in Form von Nennspannungen. Die Lebensdauerabschätzung erfolgt unter Anwendung der Schadensakkumulationshypothese. Das Konzept wird bereits erfolgreich bei der Untersuchung von Schadensfällen an Hohlprofilträgern im Kranbau [Olivier et al. 1989 und 1984] und der Windkraftanlage GROWIAN [Olivier et al. 1993] eingesetzt. Der wesentliche Vorteil besteht in der Integration geometrischer Schweißnahtparameter in die Lebensdauerprognose (Kerbkrümmungsradius, Nahtflankenwinkel, Einbrandtiefe, Dicke der zu verschweißenden Teile).

Kerbbeanspruchungskonzepte erfordern i.a. einen wesentlich höheren Aufwand bei der Beschaffung der Ausgangsdaten zur örtlichen Geometrie, dem örtlichen Werkstoffverhalten, der örtlichen Oberflächenbeschaffenheit sowie den örtlichen Beanspruchungen als Nennspannungskonzepte, so dass trotz aller Vorteile Kerbbeanspruchungskonzepte in der Praxis bisher wenig angewendet werden. Ein Verfahren, das aufgrund seiner formalen Einfachheit bereits Eingang in die Regelwerke gefunden hat und aus diesem Grund in dieser Untersuchung auf seine Anwendbarkeit im Nutzfahrzeugbau analysiert werden soll, ist das Konzept mit einem fiktiven Ersatzradius, das im folgenden Abschnitt 2.3.3.5 näher erläutert und in Abschnitt 5.3.5 auf das Untersuchungsobjekt Luftfederstütze angewendet wird.

Eine Bewertung von Festigkeit und Lebensdauer auf der Basis des Rissfortschritts kann die erläuterten Kerbgrundkonzepte für die Risseinleitung ergänzen, besonders dann, wenn eine schadenstolerante Konstruktion angestrebt wird. Gerade wenn aufgrund der Fertigung oder der Konstruktion bei der Festigkeits- und Lebensdauerbewertung von einem vorhandenen Riss oder rissartigen Fehlstellen ausgegangen werden muss, was besonders bei Schweißkonstruktionen der Fall ist, sind bruchmechanische Ansätze sehr wertvoll. Grundlage der Rissfortschrittskonzepte ist die Berechnung der Fortschrittsrate eines Risses hinreichender Größe, ausgehend vom zyklischen Spannungsintensitätsfaktor im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit, nach einer einfachen Gleichung, von PARIS und ERDOGAN (1963). Bei komplexen und unkonventionellen Schweißnähten ist die Lebensdauervorhersage unter Zuhilfenahme des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors [Maddox 1970 und 1974, Hobbacher 1977] jedoch diffizil anwendbar. Eine Schwierigkeit besteht beispielsweise im Nachweis eines definierten Anrisses an Schweißnähten hoher Fertigungsqualität. Außerdem muss gerade bei Schweißnähten davon ausgegangen werden, dass eine Vielzahl von Mikrorissen in der Naht und besonders in der WEZ vorhanden ist, welche im Verlauf der Beanspruchung zusammenwachsen. Die Prognosen, basierend auf einem einzigen hypothetischen Mikroriss, beinhalten somit starke Vereinfachungen. Das Rissfortschrittskonzept eignet sich daher nur schlecht für die Bestimmung von Absolutwerten der Ermüdungsfestigkeit oder der Betriebslebensdauer und wird bei der praktischen Auslegung daher bislang nicht angewendet. Aus diesem Grund wird auch in dieser Untersuchung nicht näher darauf eingegangen.

2.3.3.5 Kerbspannungskonzept mit einem fiktiven Ersatzradius

Das Kerbspannungskonzept mit einem einheitlichen fiktiven Ersatzradius von $r_f = 1 \text{ mm}$, dessen Anwendbarkeit auf Stahlschweißverbindungen von OLIVIER et al. (1994a und b) bereits erfolgreich nachgewiesen werden konnte, wurde hinsichtlich der Anwendbarkeit auf Aluminium-Schweißverbindungen von MORGENSTERN (2006) bzw. MORGENSTERN und HANSELKA (2006) untersucht.

Das Konzept basiert auf dem Mikrostützwirkungskonzept in der Weiterentwicklung von RADAJ, welches den fiktiven Krümmungsradius nach der Gleichung 2.7 (vgl. Abschnitt 2.3.1.3) errechnet. Dieser Vorgang erfordert die Kenntnis der Ersatzstrukturlänge ρ^* , die als lokale Materialkonstante in erster Linie von der Struktur und Zusammensetzung des Werkstoffs abhängig ist und damit jeweils unterschiedliche Werte für den Grundwerkstoff, das Schweißgut und die Wärmeeinflusszone annehmen kann [Morgenstern et al. 2006]. Mit diesem Kennwert kann folglich der Einfluss des örtlichen Werkstoffverhaltens berücksichtigt werden, wenn in Abhängigkeit vom Ort des ersten Anrisses der jeweils zutreffende Wert gewählt wird. Die Tatsache, dass diese Materialkonstante jedoch nicht immer bekannt ist und durch Schwingfestigkeitsversuche aufwendig bestimmt werden muss, begrenzt die Anwendbarkeit dieses Konzepts, sodass mit Hilfe eines fiktiven Ersatzradius ein möglichst einheitlicher Wert für möglichst viele Anwendungen geschaffen werden sollte. Der Grundgedanke des Konzepts besagt, dass die Nahtübergangsradien zur Erfassung der Mikrostützwirkung des Werkstoffs nach NEUBER fiktiv zu runden und die sich ergebenden Kerbspannungen mit der lokalen Ermüdungsfestigkeit am Kerbgrund (vielfach der Grundwerkstofffestigkeit gleichzusetzen) zu vergleichen sind. Mit der fiktiven Rundung erhält man die ermüdungswirksame einachsige Kerbspannung, welche durch den Bezug auf die Nennspannung nach Gleichung 2.2 die Kerbwirkungszahl K_f des Schweißstoßes ergibt.

Die Vorgehensweise der Untersuchung von MORGENSTERN (2006) bzw. MORGENSTERN und HANSELKA (2006) beruht auf der Transformation der Schwingfestigkeitsergebnisse im Nennspannungssystem in örtliche Spannungen für Ersatzradien nach dem Mikrostützwirkungskonzept oder dem Konzept des fiktiven Ersatzradius mit Hilfe von Kerbformzahlen. Hierzu wurden Stumpfstöße mit und ohne Wurzelspalt sowie Quersteifen als Schalenelemente mit quadratischen 8-Knoten-Elementen unter der Annahme linear-elastischer Spannungs- und Dehnungsfunktionen, eines ebenen Spannungszustands sowie einer konstanten Verschiebungsverteilung an den Einspannenden numerisch berechnet.

Die Auswertung der Ergebnisse zeigt, dass das örtliche Kerbspannungskonzept mit einem fiktiven Ersatzradius von $r_f = 1,0 \text{ mm}$ auf Aluminiumschweißverbindungen mit Dicken von $5 \text{ mm} \leq t \leq 25 \text{ mm}$ angewendet werden kann, wobei es unabhängig von der Legierung – untersucht wurden die naturharte Aluminiumlegierung EN AW-5083 und die aushärtbare Aluminiumlegierung EN AW-6082 – und der Schweißnahtgeometrie ist. Als Ergebnis der Untersuchung geht für die rechnerische Auswertung von schwingbeanspruchten Aluminium-Schweißverbindungen unter Verwendung des örtlichen Kerbspannungskonzepts eine Empfehlung einer Master-WÖHLERlinie für unterschiedliche Spannungsverhältnisse (**Bild 2.18**) hervor, die zur Aufnahme in das IIW-Regelwerk vorgeschlagen wird. Demnach soll die lokal zulässige Spannungs-

schwingweite von 70 MPa für $R = 0,5$ bei einer Schwingspielzahl von $N = 2 \cdot 10^6$ mit einer Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{0}} = 97,7\%$ und einer Neigung von $k = 3,0$ im Zeitfestigkeitsbereich bis $N = 10^7$ als FAT-Klasse für dicke Schweißverbindungen aus Aluminium angenommen werden. Unter der Annahme eines 10prozentigen Festigkeitsabfalls pro Dekade wird die Neigung $k^* = 22,0$ für Beanspruchungsfälle mit konstanten Amplituden empfohlen. Für die Schadensakkumulation wird die Neigung $k' = 5,0$ und eine Schädigung von $D = 0,5$ empfohlen.

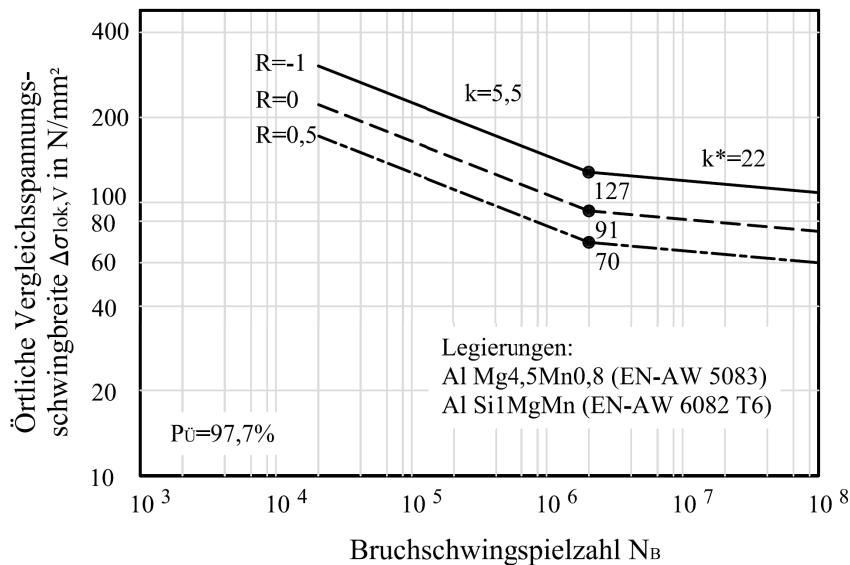


Bild 2.18: Master-WÖHLERlinien für den fiktiven Ersatzradius $r_f = 1$ mm [Morgenstern 2006]

Obwohl die Anwendbarkeit für Aluminium-Schweißverbindungen theoretisch nachgewiesen und die günstige Unabhängigkeit von werkstoff- und gefügespezifischen Kennwerten bestätigt werden konnte, stellt sich noch die Frage der Anwendbarkeit auf ein konkretes Anwendungsbeispiel im Nutzfahrzeugbau. Weil der Nachweis an 2D-Elementen ohne Berücksichtigung der Schweißnahtlänge bzw. der Schweißnahtenden geführt wurde, stellt sich weiterhin die Frage nach dem Einsatz von dreidimensionalen Modellen. Darüber hinaus sollte die Verwendung von T-Stößen überprüft werden, weil diese einen breiten praktischen Anwendungsbereich umfassen. Aus diesen Gründen wird in Abschnitt 5.3.5 das Konzept des fiktiven Ersatzradius von $r_f = 1$ mm auf das in Abschnitt 3 vorgestellte Untersuchungsobjekt angewendet und mit einem geeigneten Strukturspannungskonzept verglichen.

3 Untersuchungsobjekt

3.1 Ausführungen und Einsatzgebiete von Kippfahrzeugen

Aufgrund des hohen Leichtbaupotentials und der steigenden Bedeutung handelt es sich bei der dieser Untersuchung zugrunde liegenden Aluminium-Schweißkonstruktion um einen Ganzaluminium-Kipper der Fa. MEIERLING GMBH & CO. KG (**Bild 3.1** links) und damit um ein Anwendungsbeispiel aus dem Nutzfahrzeugbau. Die primäre Aufgabe derartiger Kippfahrzeuge liegt im Schüttguttransport der Bauindustrie, weshalb neben Stückgut und palettierten Gütern vornehmlich sowohl rieselfähige, trockene Schüttgüter als auch nicht rieselfähige, grobstückige und witterungsunempfindliche, feuchte Schüttgüter transportiert werden. Weitgehend typisch für den Schüttguttransport ist der Einwege-Betrieb, also die beladene Fahrt zur Entladestelle einschließlich der Leerfahrt zurück.

Ein häufiges Einsatzgebiet für Muldenkipper ist der schwere Off-Road-Einsatz in Steinbrüchen, Tagebaugebieten und auf Großbaustellen fernab von befestigten Straßen, was extreme Bedingungen und damit sehr hohe Anforderungen, insbesondere unter voller Nutzlast, mit sich bringt. Die Einsatzgebiete bedingen außerdem, dass die Entladefunktion unmittelbar in die Fahrzeugkonstruktion integriert wird, weshalb Muldenkipper häufig als Hinterkipppaufbauten auf Sattelanhängern zu finden sind; vorteilhaft sind hierbei das große Volumen der Kippmulde und die hohe Nutzlast des Fahrzeugs [Koewius et al. 1990].

Fahrzeuge mit Kippaufbau wurden schon sehr früh im Transportwesen eingesetzt. Wurde der Kippmechanismus anfangs nur von Hand bedient, kamen bald Varianten mit motorischer bzw. hydraulischer Betätigung hinzu. Heute ist das Marktangebot an Kippfahrzeugen und Ausrüstungsdetails äußerst differenziert und umfangreich; es schließt praktisch alle LKW- und (Sattel-) Anhängergrößen ein. Abgesehen von einigen Spezialkonstruktionen lassen sich bei Kippaufbauten hauptsächlich zwei Grundformen unterscheiden, der Dreiseitenkipppaufbau und der Hinterkipppaufbau [Koewius et al. 1990]. Den Dreiseitenkipppaufbau (Bild 3.1 rechts oben) trifft man typisch als LKW-Aufbau, seltener als Bestandteil des Anhängers oder des Sattelanhängers an. Die Möglichkeit mit einem (kleinen) LKW nach drei Seiten abzukippen ist bei beengten Verhältnissen (z.B. Baustellen in mittelalterlich geprägten Stadtvierteln) von besonderem Vorteil. Die Hinterkippmulde (Bild 3.1 rechts unten) ist laut KOEWIUS et al. (1990) das „Transportgefäß“ für das große Volumen bzw. die große Nutzlast. Dementsprechend findet man sie fast ausschließlich auf dem in dieser Untersuchung betrachteten Sattelanhänger, sehr selten als LKW-Aufbau und ebenso selten als Bestandteil des (deichselgeführten) Anhängers. Im Unterschied zum Dreiseitenkipppaufbau muss der Kippzylinder nicht mittig unter der Mulde platziert werden. Hierdurch wird die vom Zylinder aufzubringende Kraft kleiner und die Verstärkungen am Fahrgestell und an der Mulde können dementsprechend schwächer konstruiert werden, was eine weitere Gewichtsreduzierung zur Folge hat [Koewius et al. 1990].

Das für diese Untersuchung ausgewählte Anwendungsbeispiel ist ein dreiachsiger Sattelanhänger mit Hinterkipppaufbau, der sich grob in die zwei Hauptbaugruppen Hinterkippmulde (Aufbau) und Fahrgestell unterteilen lässt. Fahrgestell und Kippmulde verhalten sich räumlich wie statisch getrennte Elemente und werden beim Ankippen einzeln belastet. Dies bedingt neben dem Einsatz in schwerem Gelände eine beson-

ders starke Ausführung beider Elemente und bietet somit gute Ansatzpunkte und eine große Herausforderung für den Einsatz von Aluminiumlegierungen [Koewius et al. 1990].



Bild 3.1: Dreiachsiger Muldenkipper in Ganzaluminiumbauweise der Fa. MEIERLING GmbH & Co. KG mit verschiedenen Ausführungen der Kippmulde (links), Grundformen für Kippaufbauten als Dreiseitenkipper (rechts oben nach [Koewius et al. 1990]) und als Muldenkipper mit Hinterkipppaufbau (rechts unten nach [Meierling 2008])

3.2 Hinterkipppaufbau

3.2.1 Konstruktion und Fertigung des Hinterkipppaufbaus

Im Vergleich zu Pritschenaufbauten erfordern Kippaufbauten mehr Konstruktionsmasse. Der Hinterkipppaufbau ist mit dem Rahmen nur über den Hydraulikzylinder sowie das hintere Kippgelenk verbunden und liegt während der Fahrt über der ganzen Rahmenlänge auf. Aufgrund der durch das Ankippen auftretenden punktförmigen Last muss die Hinterkippmulde selbsttragend ausgebildet sein.

In der untersuchten Variante wird der Hinterkipppaufbau als Rechteckmulde mit Schüttele in Ganzaluminiumbauweise gefertigt. Die Seitenbretter sowie die Rückwand werden aus zusammengesteckten Aluminiumstrangpressprofilen aus der aushärtbaren Legierung Al SiMg (EN AW-6005) und mit Hilfe von strangepressten Ober- und Untergurten mit dem Boden verschweißt. Die Bodenbretter aus einer abriebfesten naturharten Al Mg-Legierung (EN AW-5558) werden mit gepressten Bodenspannen aus der aushärtbaren Legierung Al SiMg (EN AW-6005) verstärkt. Basierend auf dem zu transportierenden Ladegut, der Anzahl der voraussichtlichen Kippvorgänge während der Fahrzeuglebenszeit und der Härte der gewählten

Aluminium-Halbzeuge werden die Blechdicken bereits während der Konstruktionsphase ausgewählt. Im hinteren Teil des Kippaufbaus, wo Abriebverschleiß und Stoßbelastungen beim Beladen und Kippen auftreten können, wird das Bodenblech stärker und steifer ausgeführt als im vorderen Teil. Weitere Bleche wie Stirnwandblech, Verschlussbleche oder Auflageplatten werden aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) gefertigt. Die Schweißungen erfolgen mit Hilfe des MIG-Schweißverfahrens unter Verwendung des Schutzgases Argon und des Schweißzusatzwerkstoffs S Al 5183 (AlMg4,5Mn).

3.2.2 Modellierung des Hinterkippaufbaus

Die in **Bild 3.2** dargestellte Modellierung des Hinterkippaufbaus erfolgt mit dem FEM-Programm ABAQUS/CAE. Alle Einzelteile werden als Schalenmodelle erstellt und im Assembly-Modul zu einem Teil verbunden. Den Flächen werden die entsprechenden Blech- und Profildicken sowie der Werkstoff Aluminium als ideal-elastisches, isotropes Material mit einem E-Modul von 70.000 N/mm² und einer Querkontraktionszahl von 0,3 zugewiesen.

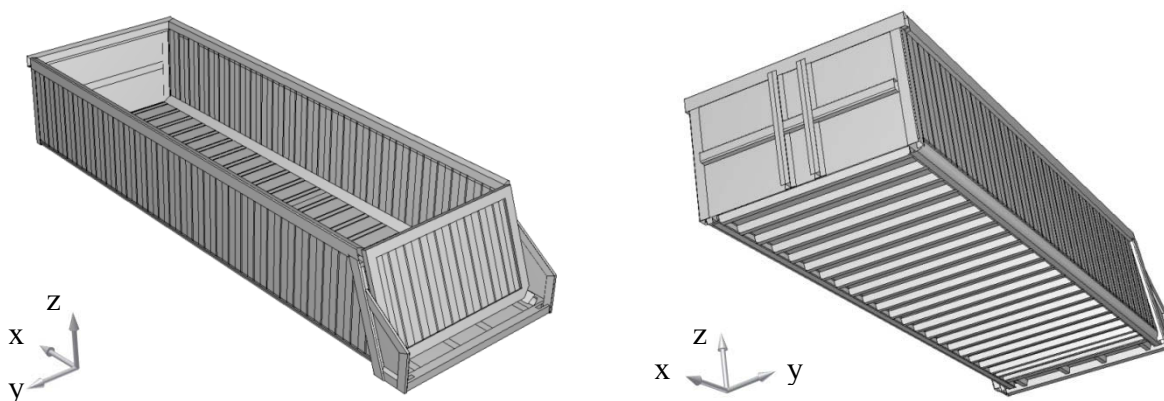


Bild 3.2: Schalenmodell des Hinterkippaufbaus

3.3 Fahrgestell

3.3.1 Aufbau des Fahrgestells

Neben den Aufbauten macht es insbesondere bei Muldenkippern Sinn, auch das Fahrgestell aus leichten Aluminiumlegierungen herzustellen, um infolge der weiteren Reduzierung des Eigengewichts zusätzliche Nutzlast aufnehmen zu können. Die erzielte höhere Nutzlast steigert dabei den Ertrag und führt gleichzeitig zu kurzen Amortisationszeiten für die leichtbaubedingten Mehrkosten [Koewius et al. 1990]. Das Nutzlastpotential kann somit durch Werkstoffleichtbau maximiert werden, ohne dafür die Festigkeit, Verlässlichkeit und Haltbarkeit einzubüßen. Aluminiumfahrgestelle werden daher nicht nur als die besten „Gewichtsreduzierer“ angesehen, sondern als eine „Investition in eine lange Lebensdauer“ [EAA 2002].

Das Fahrgestell dient in seiner Gesamtheit dazu, das Gewicht einerseits über die Sattelplatte und den Königszapfen auf die Achsen der Sattelzugmaschine, andererseits über die eigenen Achsen auf die Straße zu übertragen. Die Hauptaufgaben liegen im Einzelnen im federnden Abstützen des Aufbaus, im Führen der

Räder, in der Garantie der Bremsfunktion sowie je nach Ausführung in der Realisierung der Lenkungsmöglichkeit. Diese Funktionsvielfalt macht eine weitere Einteilung in die Unterbaugruppen Fahrgestellrahmen mit Achsanbindung, Achsen und Federung sinnvoll (**Bild 3.3**). Der Fahrgestellrahmen, auch Kipprahmen genannt, ist das integrative Bauteil, das zusammen mit der Achsanbindung alle anderen Komponenten miteinander verbindet. Weil er als Aluminium-Schweißkonstruktion eine besondere Bedeutung für die Untersuchung hat, erfolgt eine genauere Erläuterung in einem gesonderten Abschnitt 3.3.2.

Die drei Achsen sind Starrachsen mit Einfachbereifung und den für den Off-Road-Einsatz empfohlenen Trommelbremsen [BPW 2007] und werden als Zukaufteile bei der Untersuchung nicht weiter berücksichtigt.

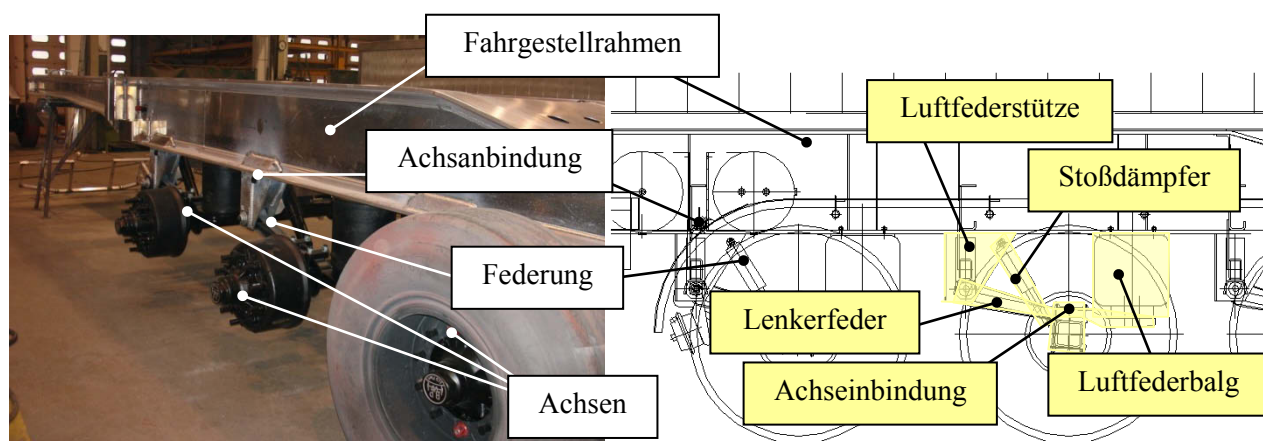


Bild 3.3: Fahrgestell eines dreiachsigen Sattelanhängers der Fa. MEIERLING GmbH & Co. KG in der Montage (links) sowie als schematische Darstellung (rechts, modifiziert nach [Meierling 2008])

Damit die Räder den Bodenebenheiten durch vertikale Ausgleichsbewegungen folgen können und Stöße gedämpft werden, ist die Federung als Luftfederung ausgeführt. Um ein Optimum an Fahrsicherheit zu gewährleisten und gleichzeitig die Belastungen für Fahrer, Transportgut und Aufbau gering zu halten, werden die Federungen individuell auf Einsatzort und -zweck ausgelegt.

Die Luftfederung besteht im Wesentlichen aus der an den Rahmen angeschweißten Luftfederstütze, dem Stoßdämpfer, der Lenkerfeder, dem Luftfederbalg und der Achseinbindung (in Bild 3.3 rechts gelb hinterlegt). Während die Luftfederstütze die Radführung übernimmt und einen Teil der Achslast in den Rahmen weiterleitet, wird der andere Teil der Achslast über den Luftfederbalg weitergeleitet. Der zur Abstützung des Aufbaus erforderliche Druck in den Luftfederbälgen stellt sich entsprechend des Beladungszustands automatisch ein. Die sechs Luftfederbälge eines Dreiachsaggregats sind zudem durch eine Luftdruckleitung verbunden (**Bild 3.4**), sodass in allen Bälgen stets der gleiche Luftdruck herrscht. So kann sichergestellt werden, dass die Gewichtslast selbst bei starken Bodenebenheiten und großer Aufbauneigung gleichmäßig auf alle Achsen verteilt wird. Der an der Luftfederstütze befestigte Stoßdämpfer reduziert die während der Fahrt durch Fahrbahnebenheiten hervorgerufenen Schwingungen zwischen der Achse und dem Aufbau, wodurch ein weiteres Aufschaukeln der Karosserie- und Fahrwerkskomponenten verhindert und damit

eine konstante Bodenhaftung der Räder garantiert werden. Die Bodenhaftung ist verantwortlich für die Spurtreue und das Bremsverhalten des Fahrzeugs. Die Lenkerfeder ist über die Achseinbindung fest mit der Achse verbunden und in den Luftfederstützen drehbar gelagert. Sie nimmt in hohem Maße Biegekräfte auf und reduziert die in den Achskörper eingeleiteten Torsionskräfte. Über den Federbalg stützt sich die Einheit aus Achse und Lenkerfedern gegen den Fahrzeugrahmen ab und wirkt als Stabilisator gegen Wankbewegungen des Rahmens.

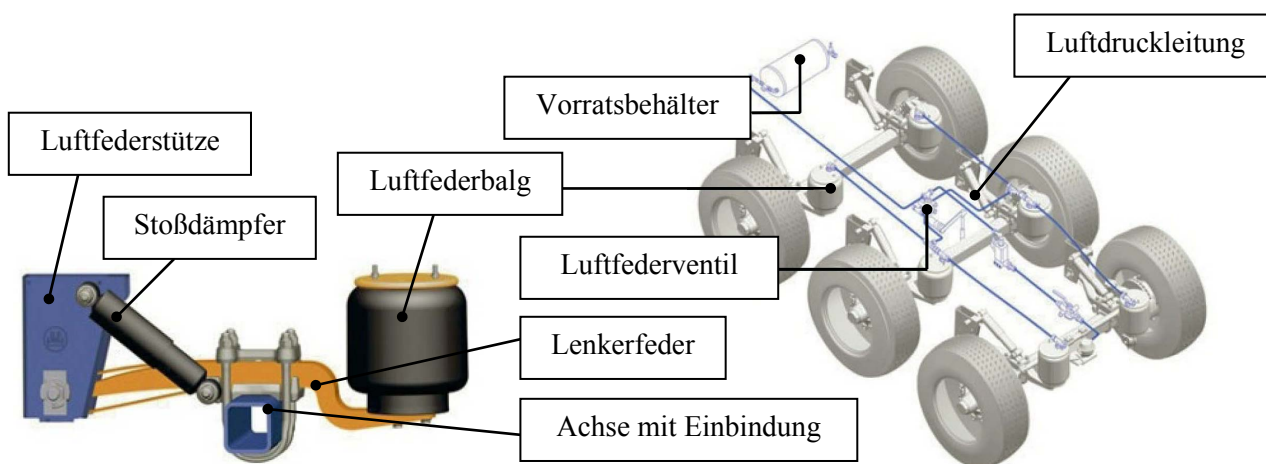


Bild 3.4: Luftfederung der Fa. BPW (modifiziert nach [BPW 2008])

3.3.2 Konstruktion und Fertigung des Fahrgestellrahmens

3.3.2.1 Leiterraahmen

In der der Untersuchung zugrunde liegenden Variante besteht der Fahrgestellrahmen aus Aluminiumstrangpressprofilen, die zu einem Leiterraahmen verschweißt werden (**Bild 3.5** links). Im vorderen Bereich des Sattelhängers muss das Gestell als sogenannter „Schwanenhals“ ausgeführt werden, da sich in diesem Bereich die Sattelplatte mit dem Königszapfen befindet, der in die Zugmaschine eingreift. Diese Kröpfung des Rahmens ist ein Grund dafür, dass die zwei durchlaufenden Langträger aus mindestens zwei Teilen ausgeführt werden müssen. Im vorliegenden Fall werden zwei stranggepresste und gebogene Doppel-T-Profile mit einem der erforderlichen Kröpfung angepassten Blech mit Hilfe des MIG-Verfahrens zusammengeschweißt (Bild 3.5 rechts).

Die Querträger werden dagegen als Strangpressprofile mit den jeweiligen Anforderungen angepassten Querschnitten in der erforderlichen Länge gefertigt. Als Werkstoffe für die Profile kommen vorwiegend die warmausgehärteten Aluminiumlegierungen Al Si1MgMn (EN AW-6082) und Al SiMg (EN AW-6005) zum Einsatz, während die Bleche aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) gefertigt werden. Wie in Bild 3.5 zu sehen ist, sind Lang- und Querträger, teils unter Verwendung von Übergangsstücken (z.B. Knotenbleche), miteinander verschweißt, wobei besonders bei diesen hoch belasteten Verbindungen darauf zu achten ist, dass die Schweißverbindungen fachgemäß und möglichst frei von Schweißimperfektionen ausgeführt werden.

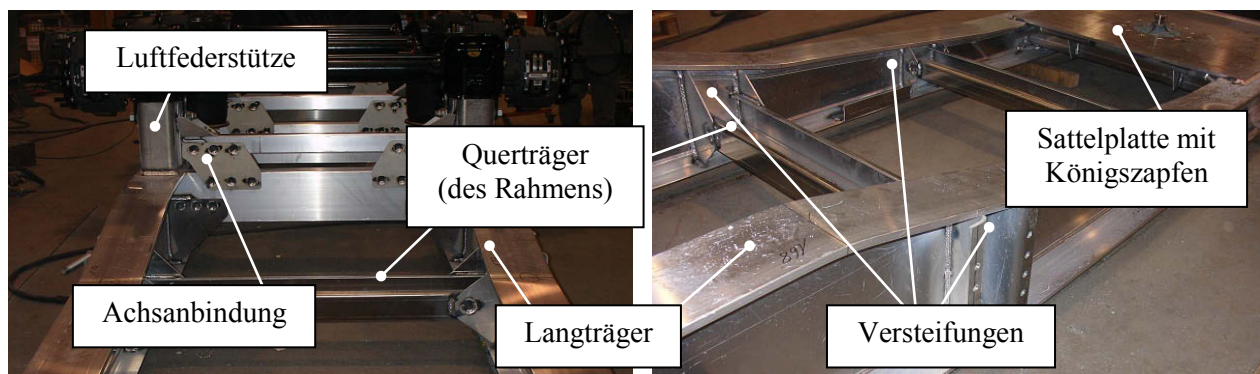


Bild 3.5: Geschweißter Leiterraum eines dreiachsigen Muldenkippers der Fa. MEIERLING GMBH &CO. KG aus Langträgern und Querträgern mit angeschweißten Achsanbindungen (links), vorderer Teil des Fahrgestellrahmens mit Schwanenhals und Königszapfen (rechts) (Die Rahmenunterseite zeigt bei der Montage stets nach oben.)

3.3.2.2 Achsanbindung

Weil die Querkräfte ausschließlich über die Luftfederstützen in den Rahmen geleitet werden, sind entsprechende Verstrebungen einzubringen, um die zulässigen Torsionsbelastungen des Rahmenlangträgers nicht zu überschreiten. Über die Luftfederstütze und den an den Rahmen montierten Luftfederbalg werden die Achse und das Federsystem mit dem Rahmen verbunden. Da es aufgrund der unterschiedlichen Anforderungen und Einsatzgebiete eine Vielzahl von verschiedenen Achssystemen gibt, muss die Achsanbindung an jedes System angepasst werden, um eine optimale Dauerfestigkeit zu gewährleisten. Im vorliegenden Fall erfolgt die Verstrebung über die in **Bild 3.6** dargestellte Achsanbindung mit stranggepressten Querträgern und Querrohren aus aushärtbaren 6xxx-Aluminiumlegierungen sowie mit Knotenblechen aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083).

Die bei Kurvenfahrt auftretenden Querkräfte werden vorwiegend über die Stützen und Knotenbleche als Biegebelastung in den Querträger eingeleitet. Teilweise werden die Biegekräfte durch das eingeschweißte Querrohr abgefangen. Der Querträger ist entsprechend stark zu dimensionieren, weshalb verwindungsweiche, jedoch biegesteife Querträger zu verwenden sind. Aus Gründen der erhöhten Anrissgefahr an den Schweißverbindungen sind geschlossene Profile als Querträger möglichst zu vermeiden. Zur Versteifung des Fahrgestellrahmens sind im Bereich der Kräfteinleitung, d.h. insbesondere im Bereich der Luftfederstütze, Versteifungen im Langträger eingeschweißt. Für die dauerhafteste Auslegung kommt es besonders auf die aluminiumgerechte Konstruktion der Bauteile sowie auf die in Abhängigkeit der einwirkenden Kräfte richtige Position der Schweißnähte an.

Dies alles macht die Bedeutung der Achsanbindung für die Auslegung des Fahrgestells erkennbar. Eine für die jeweiligen Anforderungen korrekt ausgelegte Achsanbindung ermöglicht die Konstruktion eines zuverlässigen Fahrgestells mit einem niedrigen Leergewicht und damit hoher Nutzlast sowie einer langen Lebensdauer. Aus diesem Grund wird in Abschnitt 5.2.2.3 ein Variantenvergleich unterschiedlicher Ausführungen der Achsanbindung mit Hilfe der FEM durchgeführt.

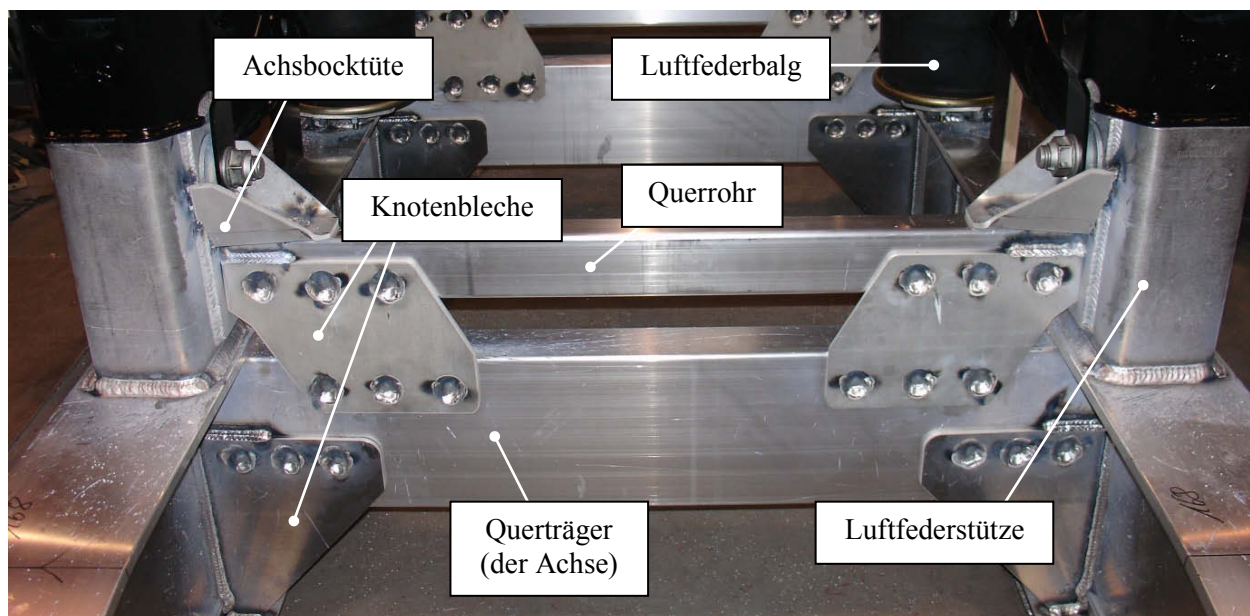


Bild 3.6: Auf den Leiterrahmen aufgeschweißte Anbindung der ersten Achse eines dreiachsigen Muldenkippers der Firma MEIERLING GMBH & CO. KG (Die Rahmenunterseite zeigt bei der Montage der Achsen stets nach oben.)

3.3.2.3 Luftfederstütze

Weil die vom Achshersteller gelieferten Stützen serienmäßig aus Stahl oder als Sonderausführung aus einer Aluminiumgusslegierung bestehen, bereitet die Anbindung durch Schmelzschweißen an den aus Aluminiumknetlegierungen bestehenden Leiterrahmen erhebliche fertigungstechnische und in letzter Konsequenz qualitative Probleme. Insbesondere die Auswahl eines geeigneten Schweißzusatzwerkstoffs stößt schnell an ihre Grenzen. Um eine fertigungstechnisch einwandfreie Anbindung der Luftfederstütze an den Leiterrahmen gewährleisten zu können, ist die eingesetzte und hier näher untersuchte Luftfederstütze deshalb eine eigene Konstruktion der Fa. MEIERLING GmbH & Co. KG in geschweißter Differentialbauweise aus Blechen aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) (**Bild 3.7**).

Die Übertragung aller Führungs-, Brems- und Beschleunigungskräfte von der Achse in den Fahrgestellrahmen sowie die einwandfreie schweißtechnische Anbindung an den Rahmen bedingen die Anforderungen an die Konstruktion, die durch die nachfolgenden Konstruktionsmerkmale erfüllt werden:

- Die Bauweise des zu einem U gebogenen Blechs ($t = 10 \text{ mm}$) mit Innenverstreben ($t = 8 \text{ mm}$) bietet eine ausreichend hohe Verwindungssteifigkeit. An den Krafteinleitungsstellen wird die Konstruktion durch ein zusätzlich angeschweißtes Blech ($t = 13 \text{ mm}$) verstärkt.
- Für die Achseinbindung über die Lenkerfeder wird auf beiden Seiten eine Buchse eingepresst.
- Die Einbindung des Stoßdämpfers erfolgt über ein eingeschweißtes Rohr ($t = 8 \text{ mm}$) und eine Schraubverbindung.
- Die Anbringung der Achsanbindung über das Querrohr kann aufgrund der ausreichend bemessenen senkrechten Flächen an den Seiten einwandfrei durch Schmelzschweißen erfolgen.

- Die Anbindung an den Fahrgestellrahmen erfolgt mit dem MIG-Schweißverfahren. Die Auswahl des Zusatzwerkstoffs ist von besonderer Bedeutung, weil die naturharte Aluminiumlegierung AlMg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) der Luftfederstütze mit der aushärtbaren Aluminiumlegierung AlSi1MgMn (EN AW-6082) des Langträgers verbunden werden soll (Bild 3.7 rechts). Durch die ebene Fläche an der Oberseite der Stütze sowie durch die integrierte Schweißnahtvorbereitung kann die Schweißung fachgemäß erfolgen.

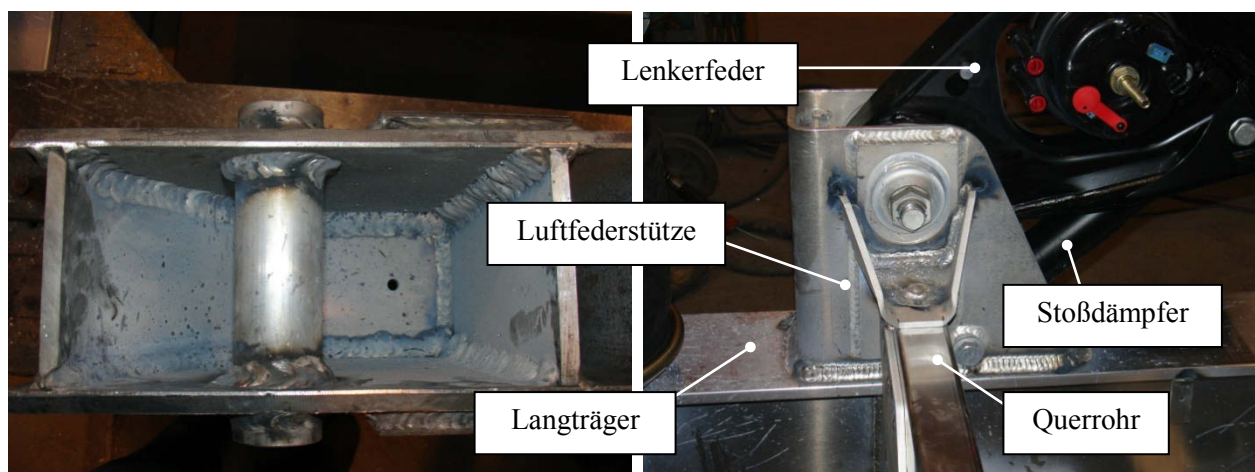


Bild 3.7: Ganzaluminium-Luftfederstütze der Fa. MEIERLING GMBH & CO. KG (2008), Blick von oben in die Luftfederstütze (links) sowie Anbindung an den Langträger und Einbindung in die Achse über Lenkerfeder und Stoßdämpfer (rechts)

3.3.3 Modellierung des Fahrgestells

Die Modellierung des gesamten Fahrgestells, der Baugruppe Achsanbindung und des Einzelteils Luftfederstütze erfolgt mit dem FEM-Programm ABAQUS/CAE in den Abschnitten 5.2 und 5.3. Alle Positionen werden als Schalenmodelle erstellt und zu jeweils einem Teil verbunden. Den Flächen werden die entsprechenden Blech- und Profildicken sowie der Werkstoff Aluminium als ideal-elastisches, isotropes Material mit einem E-Modul von 70.000 N/mm² und einer Querkontraktionszahl von 0,3 zugewiesen. Aus Gründen einer sinnvollen Vereinfachung werden die Achsen und die Federung nicht modelliert. Die Kräfte werden als Lastannahmen in die Luftfederstützen eingeleitet (vgl. Abschnitt 3.3.4).

3.3.4 Belastungen des Fahrgestells

Während der Fahrt unter Nutzlast ist das Fahrgestell insbesondere im Off-Road-Einsatz hohen Belastungen ausgesetzt. Alle von der Fahrbahn einwirkenden Kräfte, wie Vertikal- und Querkräfte, führen über die Räder und werden über die Luftfeder, den Luftfederbalg und die Achsanbindung in den Rahmen geleitet. Wichtig für die korrekte Auslegung der Achsanbindung ist es, die einwirkenden Kräfte hinsichtlich des Betrags und der Richtung zu kennen. Diese komplexen Kräfte entstehen durch die Überlagerung unter-

schiedlicher Fahrereignisse wie Geradeaus- und Kurvenfahrten, Bremsen und Beschleunigen und verursachen hauptsächlich drei Belastungsarten:

- Biegebelastung um die Fahrzeugquerachse (y-Achse) durch Eigengewicht und Ladung des Sattelauflegers sowie durch Anfahr- und Bremsmanöver
- Biegebelastung um die Fahrzeughochachse (z-Achse) infolge der aufgezwungenen Querkräfte während der Kurvenfahrt
- Torsionsbelastung um die Fahrzeuglängsachse (x-Achse) durch Querkräfte bei Kurvenfahrten und wenn die Radaufstandspunkte nicht in einer Ebene liegen, was aufgrund des Höhendifferenzausgleichs durch die Luftfederung nur im Off-Road-Einsatz zu beachten ist

Der Leiterraum reagiert auf diese Belastungen mit in sich elastischen Verformungen („Leiterrahmeneffekt“), was neben den Querkräften einen entscheidenden Anteil an den Belastungen der angeschlossenen Bauteile hat. Die Konstruktion der Krafteinleitungspunkte, speziell der Achsanbindung, ist daher von besonderer Bedeutung.

Um eine Festigkeitsbeurteilung des Fahrgestells sinnvoll durchführen zu können, muss gewährleistet sein, dass alle in die Berechnung einfließenden Größen weitgehend mit den im Einsatz auftretenden Größen übereinstimmen. Weil Kräfte oftmals gar nicht gemessen werden können oder aber ein nicht vertretbarer technischer und wirtschaftlicher Aufwand zur Messung der Kräfte entsteht, treten bereits beim Erfassen und Beschreiben der Kräfte, welche auf das Fahrgestell einwirken, Probleme auf. Aus diesen Gründen wurden nach einem Vorschlag von BUXBAUM (1992) Modelle entwickelt, die lediglich wenige, als wichtig erachtete Einflussgrößen des Systems und für das Zustandekommen der Lasten berücksichtigen. Mit Hilfe dieser Modelle können gemessene Beanspruchungen näherungsweise in äußere Kräfte oder diese wieder in die bei ähnlichen Konstruktionen auftretenden Beanspruchungen umgewandelt werden. Zur Erfassung dieser Kräfte muss näherungsweise nach Belastungsfällen getrennt werden.

Einer zur verwendeten Achse gehörigen Einbauanleitung des Achsherstellers [BPW 2008] können geeignete Modelle für die Fahrzustände „Geradeausfahrt“, „Bremsen“, „Kurvenfahrt“ und „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ entnommen werden. Weil durch die Vereinfachung das physikalische Geschehen aber nur unvollständig abgebildet wird, müssen die auf solche Weise ermittelten Lasten so korrigiert werden, dass sie auch alle im Betrieb zu erwartenden oder möglichen Belastungszustände inklusive Sonderereignisse berücksichtigen. Man spricht daher von so genannten Lastannahmen, was einen gewissen subjektiven Charakter dieser Richtlinien verdeutlicht. Die Anwendung solcher Bemessungsgrundlagen ist deshalb immer kritisch zu bewerten.

Die für die Berechnung des untersuchten dreiachsigen Sattelanhängers mit Hinterkippmulde erforderlichen geometrischen und technischen Bedingungen können der im Anhang aufgeführten Tabelle 9.4 entnommen werden. Mit Hilfe der mechanischen Beziehungen nach BPW (2008) ergeben sich für das Anwendungsbeispiel – getrennt nach den jeweiligen Belastungsfällen – die in den Tabellen 9.5-9.8 aufgeführten Kräfte, welche für die analytischen und numerischen Berechnungen (Abschnitt 5) sowie für den Prüfstandsversuch (Abschnitt 6) erforderlich sind.

4 Nationale und internationale Regelwerke für den Festigkeitsnachweis von Aluminium-Schweißkonstruktionen (Analytische Berechnung)

4.1 Generelle Vorgehensweise beim Nennspannungskonzept

4.1.1 Sicherheits- und Bemessungskonzepte

Das Nennspannungs-Konzept steht laut NEUMANN und NEUHOFF (2002) im Vordergrund aller Regelwerke und der meisten Anwendungen zur Bemessung von geschweißten Tragwerken in der Praxis. Aus diesem Grund wird nachstehend der einfache Weg der Berechnung mit dem Nennspannungskonzept und mit vereinfachten Belastungsannahmen erläutert.

Eine Schweißverbindung wird im Allgemeinen aus mehreren Einzelnähten bzw. Schweißpunkten gebildet. Als Einzelnaht werden nach RADAJ (1974) Nahtteile unterschiedlicher Richtung oder auch abgesetzt geschweißte Nahtteile bezeichnet. Die an der Schweißverbindung angreifenden inneren Kräfte verteilen sich gewöhnlich in schwer übersehbarer Weise auf die Einzelnähte bzw. auf die Schweißpunkte. Innere Kräfte aus Temperaturschwankungen oder Eigenspannungen bleiben unberücksichtigt.

Beim Nennspannungsnachweis von Schweißverbindungen werden generell zwei Konzepte unterschieden, das Konzept der zulässigen Spannungen und das Konzept mit Teilsicherheitsbeiwerten. Innerhalb eines Regelwerks sind die beiden Sicherheits- und Bemessungskonzepte laut NEUMANN und NEUHOFF (2002) manchmal nicht konsequent durchgehalten. Es empfiehlt sich daher, genau darauf zu achten, welches Konzept jeweils angewendet wird. Beim Konzept der zulässigen Spannungen muss die vorliegende Nennspannung $\sigma_{\text{nenn,vorl}}$ kleiner oder maximal gleich der zulässigen Spannung $\sigma_{\text{nenn,zul}}$ sein.

$$\sigma_{\text{nenn,vorl}} \leq \sigma_{\text{nenn,zul}} \quad (\text{Gleichung 4.1})$$

Die zulässige Spannung ist dabei der Quotient aus dem jeweiligen Werkstoffkennwert und einem Sicherheitsfaktor S . Letzterer wird abhängig von dem jeweiligen Anwendungsgebiet einheitlich nach den Sicherheitsanforderungen, den Unsicherheiten in der Ermittlung der Beanspruchungen und nach den Streuungen der Werkstoffkennwerte festgelegt. Durch eine Abminderung der Werkstoffkennwerte werden in den zulässigen Spannungen darüber hinaus Effekte konstruktiver Kerben und fertigungstechnischer Unregelmäßigkeiten (Schweißimperfectionen) berücksichtigt.

Das Konzept mit Teilsicherheitsbeiwerten besteht ebenfalls aus einem Vergleich der vorliegenden Nennspannungen, den sogenannten Einwirkungen, mit den zulässigen Nennspannungen, den so genannten Widerständen. Für das weitere systematische Vorgehen ist es an dieser Stelle hilfreich, die im Konzept verwendeten Größen (mit ihren jeweiligen Symbolen) aufzuzeigen.

Einwirkungen sind die Ursache von Kraft- und Verformungsgrößen im Tragwerk und werden über Einwirkungsgrößen (F) beschrieben. Der Widerstand eines Tragwerks, seiner Bauteile und Verbindungen gegen diese Einwirkungen wird durch Widerstandsgrößen (M) beschrieben. Bemessungswerte wiederum sind Werte der Einwirkungs- und Widerstandsgrößen, welche für die Nachweise anzunehmen sind (Index d , d.h.

F_d bzw. M_d). Sie beziehen sich wiederum auf charakteristische Werte der Einwirkungs- und Widerstandsgrößen (Index k , d.h. F_k bzw. M_k).

Die das Konzept benennenden Teilsicherheitsbeiwerte (γ_F und γ_M) sind Sicherheitselemente, welche die Streuung der Einwirkungs- bzw. der Widerstandsgrößen berücksichtigen. Über Kombinationsbeiwerte (ψ) kann die Wahrscheinlichkeit des gleichzeitigen Auftretens veränderlicher Einwirkungen berücksichtigt werden.

Die Beanspruchungen (S_d) sind beispielsweise als Schnittgrößen, Spannungen, Scherkräfte von Schrauben, Dehnungen und Durchbiegungen die von den Bemessungswerten der Einwirkungen F_d verursachten Zustandsgrößen im Tragwerk, welche mit den Grenzzuständen zu vergleichen sind. Als Grenzzustände werden in diesem Zusammenhang die Zustände des Tragwerks bezeichnet, welche den Bereich der Beanspruchung, in welchem das Tragwerk tragsicher bzw. gebrauchstauglich ist, begrenzen. Die zu diesen Grenzzuständen gehörenden Zustandsgrößen sind die Beanspruchbarkeiten (R_d), z.B. Grenzspannungen, Grenzschnittgrößen, Grenzabscherkräfte von Schrauben und Grenzdehnungen. Diese sind mit den Bemessungswerten der Widerstandsgrößen M_d zu berechnen.

$$F_d = \gamma_F \cdot \psi \cdot F_k \quad \rightarrow S_d \quad (\text{Gleichung 4.2})$$

$$M_d = \frac{M_k}{\gamma_M} \quad \rightarrow R_d \quad (\text{Gleichung 4.3})$$

4.1.2 Konzepte der Berechnung

Hinsichtlich der Berechnung gilt es wiederum, zwischen unterschiedlichen Konzepten zu wählen. Die Berechnung kann entweder

- über das Spannungsverhältnis $\frac{\sigma_m}{\sigma_o}$ mit der Mittelspannung σ_m und der Oberspannung σ_o ,
- über das Spannungsverhältnis $R = \frac{\sigma_u}{\sigma_o}$ mit der Unterspannung σ_u und der Oberspannung σ_o ,
- über die Mittelspannung σ_m und die Spannungsamplitude σ_a oder
- über das $\Delta\sigma$ -Konzept mit $\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}$

erfolgen, wobei der Sicherheitsnachweis bei den ersten beiden Konzepten jeweils mit der Oberspannung durchzuführen ist.

4.1.3 Nachzuweisende Querschnitte bei Schweißverbindungen

Bei Schweißverbindungen sind die Sicherheitsnachweise für

- den durch Schweißen nicht beeinflussten Konstruktionsquerschnitt A_{GW} im Grundwerkstoff,
- den durch das Schweißen beeinflussten Konstruktionsquerschnitt $A_{GWÜ}$ im Übergang zwischen der Schweißnaht und dem Grundwerkstoff und
- den Schweißnahtquerschnitt A_w

durchzuführen.

4.1.4 Rechnerische Schweißnahtflächen

In den jeweiligen Regelwerken werden die rechnerischen Schweißnahtflächen oft unterschiedlich festgelegt. Für den unregelmäßigten Bereich empfehlen NEUMANN und NEUHOF (2002) für die Berechnung des Schweißnahtquerschnitts von Stumpfnähten A_S

$$A_S = \sum_{i=1}^n s_i \cdot l_{W,i} \quad \text{(Gleichung 4.4)}$$

und von Kehlnähten A_K

$$A_K = \sum_{i=1}^n a_i \cdot l_{W,i} \quad \text{(Gleichung 4.5)}$$

die in den **Tabellen 4.1** und **4.2** festgelegten Annahmen.

Tabelle 4.1: Annahmen für die rechnerische Auslegung von Stumpfnähten hinsichtlich statischer und zyklischer Beanspruchungen

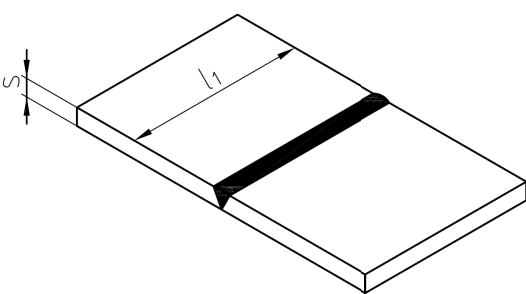
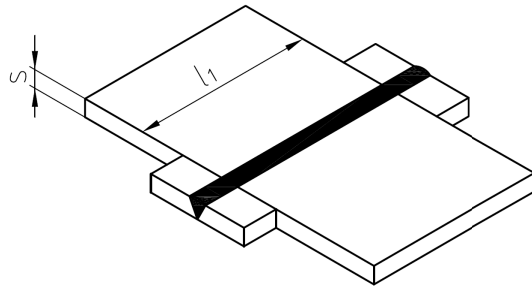
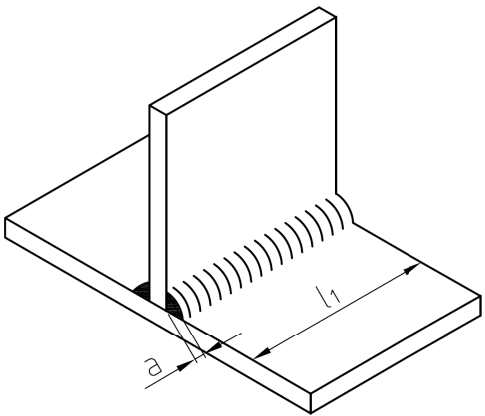
	statischer Nachweis	Ermüdungsnachweis
		
Nahtdicke s	$s = t_{\min}$	
Nahtlänge l_w	$l_w = l_1$	$l_w = l_1 - 2s$ zur Berücksichtigung von Anfangs- und Endkratern
		$l_w = l_1$ wenn An- und Auslaufbleche verwendet werden

Tabelle 4.2: Annahmen für die rechnerische Auslegung von Kehlnähten hinsichtlich statischer und zyklischer Beanspruchungen

	statischer Nachweis	Ermüdungsnachweis
Nahtdicke a	$1,5 \leq a \leq t_{\min}$	
Nahtlänge l_w	 $l_w = l_1$	$l_w = l_1 - 2a$ zur Berücksichtigung von Anfangs- und Endkratern
		$l_w = l_1$ Der Abzug der Endkrater ent- fällt, wenn ringsherum oder mit Endkraterblechen ge- schweißt wird.
Bedingung bei Flankenkehlnaht	$10a \leq l_w \leq 100a$	$15a \leq l_w \leq 60a$
Flächenmomente	Bei Ermittlung der Trägheits- und Widerstandsmomente von Kehlnähten ist die Kehlnahtdicke a in die Anschluss-ebene umzuklappen	

Darüber hinaus gilt es bei der Berechnung der Schweißnahtfläche A_w , weitere Festlegungen nach DIN 18800 (11.1990) zu beachten. Bei Schubbeanspruchung umfasst die rechnerische Schweißnahtfläche nur diejenigen Anschlussnähte, die aufgrund ihrer Lage vorzugsweise im Stande sind, Schubkräfte zu übertragen (d.h. nur Flankennähte). Befinden sich Stumpf- und Kehlnähte in einem Anschluss einer Schweißverbindung, so sind die auf Schub beanspruchten Flankenkehlnähte nur mit einem anteiligen Querschnittswert einzusetzen, und zwar mit

$$A_w = A_s + 0,6A_K, \quad (\text{Gleichung 4.6})$$

wenn die Festigkeit der Stumpfnahnt maßgebend ist, sowie mit

$$A_w = A_K, \quad (\text{Gleichung 4.7})$$

wenn $\frac{A_K}{A_s} > 1,5$ und die Festigkeit der Kehlnaht maßgebend ist.

Entsprechend verhält es sich mit den Trägheitsmomenten. Somit berechnet sich das Trägheitsmoment der Schweißnaht I_W aus den Trägheitsmomenten der Stumpfnähte I_S und den Trägheitsmomenten der Kehlnähte I_K mit

$$I_W = I_S + 0,6 \cdot I_K, \quad (\text{Gleichung 4.8})$$

wenn die Festigkeit der Stumpfnahht maßgebend ist sowie mit

$$I_W = I_K, \quad (\text{Gleichung 4.9})$$

wenn $\frac{I_K}{I_S} > 5$ und die Festigkeit der Kehlnahht maßgebend ist.

Wenn Stirn- und Flankenkehlnähte vorhanden sind, errechnet sich der Schweißnahtquerschnitt aus den Stirnkehlnahhtquerschnitten $A_{K,St}$ und den Flankenkehlnahhtquerschnitten $A_{K,Fl}$ nach

$$A_W = A_{K,St} + 0,6 \cdot A_{K,Fl}, \quad (\text{Gleichung 4.10})$$

wenn die Festigkeit σ der Stirnkehlnahht maßgebend ist, sowie nach

$$A_W = A_{K,Fl}, \quad (\text{Gleichung 4.11})$$

wenn die Festigkeit τ der Flankenkehlnahht maßgebend ist.

4.1.5 Statisches Moment

Für die Berechnung der Schubspannung in Längsnähten von Stäben, die durch Biegung und Querkraft beansprucht sind (Biegeträger), ist das Flächenmoment 2. Grades erforderlich, welches sich nach

$$S_{\text{stat.Moment}} = \sum_{i=1}^n A_i \cdot z_i \quad (\text{Gleichung 4.12})$$

aus den Querschnitten A_i und den Abständen z_i der Flächenschwerpunkte zur neutralen Achse errechnet.

4.1.6 Ermittlung der Nennspannungen bei Schweißverbindungen

Nennspannungen sind jene rechnerischen Spannungen, die aufgrund angenommener Belastung der gegebenen Querschnittswerte mit den in der Festigkeitslehre üblichen Annahmen und Regeln im Bauteil wirken. Sie berechnen sich in Abhängigkeit der Belastungsart nach **Tabelle 4.3**.

Tabelle 4.3: Ermittlung der Nennspannungen für unterschiedliche Belastungsarten

Belastungsart	Ermittlung der Nennspannung
Zug-/Druckspannungen	$\sigma_{\perp,z} = \frac{F}{A_W}$ (Gleichung 4.13)
Biegespannungen	$\sigma_{\perp,b} = \frac{M}{W_W}$ (Gleichung 4.14)
Schubspannungen	$\tau_{\parallel,s} = \frac{F}{A_W}$ (Gleichung 4.15)
Torsionsspannungen	$\tau_{\parallel,T} = \frac{M}{W_{W,T}}$ (Gleichung 4.16)

4.2 Qualität der Schweißverbindung

Bei der wirtschaftlichen Entwicklung von schwingend beanspruchten Aluminium-Schweißkonstruktionen kommt der beanspruchungsgerechten Gestaltung größte Bedeutung zu [Neumann 1993 bzw. 1996]. Nur bei konsequenter Berücksichtigung des Kraftflusses durch die Anordnung von Übergängen und Ausrundungen, also durch Vermeidung der geometrisch bedingten äußeren und inneren Kerben – den fertigungsbedingten Kerben kann in der Bemessung lediglich überschlägig durch Qualitätskontrolle Rechnung getragen werden –, kann ein betriebssicheres Erzeugnis mit einem hohen Gebrauchswert, einer hohen Sicherheit gegen Versagen und einer guten, ausreichenden Qualität entstehen, dessen Kosten für die Herstellung und Prüfung, aber auch für die spätere Nutzung – und eventuell Recycling – minimiert werden.

Die günstige Wahl der Qualitätsstufen der Schweißverbindungen und deren Berechnung ist für die Wirtschaftlichkeit der gesamten Aluminium-Schweißkonstruktion mit maßgebend und steht mit dem Festigkeits- und Ermüdungsverhalten in engem Zusammenhang. Für den staatlich geregelten Bereich, wie beispielsweise

- den Schienenfahrzeugbau nach DIN EN 12663 (10.2004) und DIN EN 13749 (07.2005) sowie nach DIN EN 15085-3 (01.2008) [Kaßner 2005],
- den Schiffsbau und Schiffmaschinenbau etwa nach dem GERMANISCHEN LLOYD [Germanischer Lloyd 2008],
- den Druckbehälterbau nach AD2000-B0 (05.2007), S2 (10.2004) und HP2/1 (02.2007) sowie DIN EN 13445-3 (11.2003) [Doerk et al. 2005],
- oder den Rohrleitungsbau nach DIN EN 13480-3 (08.2002) [Erdelen-Peppler et al. 2005],

sind diesbezüglich die Festlegungen der eigens für den jeweiligen Anwendungsbereich entwickelten Regelwerke unbedingt zu erfüllen. Für den unregulierten Bereich, d.h. für Anwendungsgebiete, für die bisher keine verbindlichen nationalen oder internationalen Regelwerke vorliegen (z.B. Straßenfahrzeuge, allgemeine Maschinenkonstruktionen, Landmaschinen, Geräte aller Art einschließlich Haushaltgeräte oder dem dieser Untersuchung zugrunde liegenden Nutzfahrzeugbau), werden Festlegungen über zulässige Unregel-

mäßigkeiten an Lichtbogen-Schweißverbindungen in einzelnen Qualitätsstufen in der internationalen Norm DIN EN ISO 10042 (02.2006) vorgeschlagen. Hier wird in äußere, leicht zu detektierende Unregelmäßigkeiten (z.B. Einbrandkerben, zu große Nahtüberhöhungen, zu große Wurzelüberhöhungen, schlechte Passungen, Kantenversatz) und innere, nur durch zerstörende Prüfung statistisch zu prüfende Unregelmäßigkeiten (z.B. Poren, Gaseinschlüsse, Risse, feste Einschlüsse) unterteilt. Die Unregelmäßigkeiten werden in Form von Grenzwerten mit steigender Qualität in die drei Bewertungsgruppen „D“, „C“ und „B“ gegliedert, die sich auf die Anzahl und Größe der Unregelmäßigkeiten der Schweißnahtarten in der Fertigung, jedoch nicht auf das ganze Erzeugnis oder Bauteil beziehen. Die Zweckdienlichkeit bei der Festlegung einer Bewertungsgruppe zeigt sich einerseits in einer hohen Sicherheit in Bezug auf das Tragverhalten bei statischer und schwingender Beanspruchung, andererseits aber auch in einer großen Wirtschaftlichkeit in Bezug auf die Kosten des Werkstoffverbrauchs, der Fertigung sowie der Prüfung. Bei der Auswahl der Bewertungsgruppe sind dabei für eine bestimmte Anwendung neben den Konstruktionsgegebenheiten und den nachfolgenden Verfahren die Beanspruchungsarten und die Betriebsbedingungen sowie die Auswirkungen der Fehler zu beachten.

4.3 Bemessung von Tragwerken im geregelten und ungeregelten Bereich

Die Bemessung von Tragwerken aller Art erfolgt sowohl im geregelten als auch im ungeregelten Bereich in den meisten Fällen in Festigkeitsnachweisen für die kritischen Querschnitte, welchen die bereits erläuterten Konzepte zugrunde liegen. Während für den geregelten Bereich diesbezüglich definierte Regelwerke (z.B. DIN 4113-2 (09.2002)) vorliegen, wurden für den ungeregelten Bereich Vorschläge für die Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminiumwerkstoffen bei schwingender Belastung ausgearbeitet, denen jeweils ein mit der dezimalgeometrischen Reihe R20 unterteiltes, festes Netz von WÖHLERlinien zugrunde liegt, in welches wiederum die WÖHLERlinien der verschiedenen Kerbfälle der jeweiligen Schweißverbindungen und geschweißter Bauteile eingeordnet werden können. Diese Schwingfestigkeitsklassen (FAT, von fatigue (engl.) = Ermüdung) wurden vom INTERNATIONAL INSTITUTE OF WELDING (IIW) zur Berechnung der Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile aus Metallen als internationale Empfehlungen ausgearbeitet und auch von ERAAS (1990) für einen Vorschlag eines vereinfachten, R-freien, $\Delta\sigma$ -Konzept im Nennspannungsnachweis übernommen ($\Delta\sigma_{\text{nenn}} \leq \Delta\sigma_{\text{zul}}$). Die Werte von ERAAS sind Vorschläge für zulässige Spannungen $\Delta\sigma_{\text{zul}}$ für ein Spannungsverhältnis $R = +0,5$, als Schwingfestigkeitsklasse (FAT) bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielzahlen in N/mm^2 und gelten für alle schweißbaren Aluminiumlegierungen, unabhängig von deren unterschiedlichen statischen Festigkeitswerten. Für Schweißverbindungen unter Normalbeanspruchung wurden eine einheitliche Neigung $m = 3,0$ sowie ein Abknickpunkt bei 510^6 Schwingspielen festgelegt (**Bild 4.1**). Davon abweichend beträgt die Neigung bei Schubbeanspruchung $m = 5$ und der Abknickpunkt liegt bei $1 \cdot 10^8$ (**Bild 4.2**). Unter der Annahme, dass stets von hohen Eigenspannungen auszugehen ist, wird der Einfluss des Spannungsverhältnisses R durch einen Erhöhungsfaktor $f(R)$ berücksichtigt, wodurch ein Abbau der Schweiß eigenspannungen durch eine eventuell nachfolgende Wärmebehandlung in die Bemessung mit einbezogen werden kann.

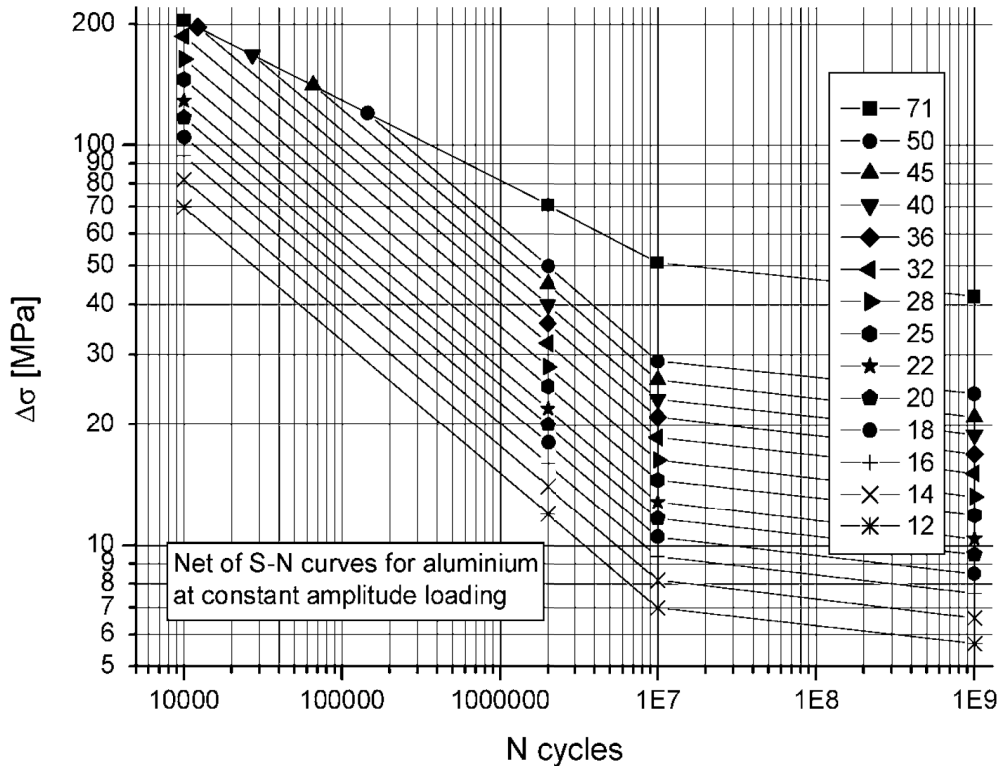


Bild 4.1: Normalspannungs-WÖHLERlinien für Aluminiumlegierungen [Hobbacher 2006]

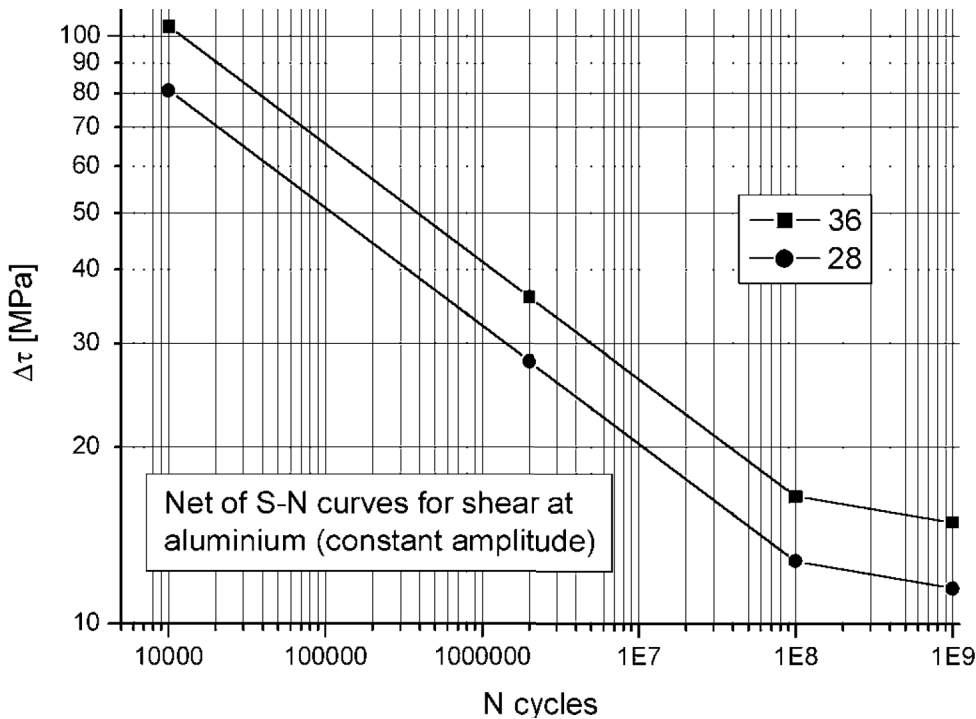


Bild 4.2: Schubspannungs-WÖHLERlinien für Aluminiumlegierungen [Hobbacher 2006]

Auch HOBACHER und NEUMANN (1993) schlagen eine Zuordnung von einzelnen Schweißverbindungen und geschweißten Bauteilen aus Aluminium-Werkstoffen zu Schwingfestigkeitsklassen vor und schließen darüber hinaus fertigungsbedingte Unregelmäßigkeiten nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) mit in die Bemessung ein.

4.4 DIN 4113-2 (09.2002)

Wenn für einen Anwendungsbereich keine spezifischen Regelwerke vorliegen, gilt für alle tragend geschweißten Bauteile aus Aluminium, die durch vorwiegend ruhende Belastung beansprucht werden, die nationale Norm DIN 4113-2 (09.2002). Bei biegesteifen Stäben und bei einfachen oder durchlaufenden Biegeträgern, welche gleichzeitig durch Normalkräfte, Querkkräfte und Drehmomente beansprucht werden, ist in der Regel ein Nachweis der VON-MISES-Vergleichsspannung σ_V zu führen.

$$\sigma_V = \sqrt{\sigma_x^2 + \sigma_y^2 - \sigma_x \sigma_y + 3\tau^2} \quad (\text{Gleichung 4.17})$$

Dabei ist jeweils der Maximalwert einer Spannung mit den dazugehörigen Werten der übrigen Spannungen einzusetzen. Der Wert der Vergleichsspannung darf die zulässigen Werte (vgl. Bild 9.1 im Anhang) nicht überschreiten. Die angegebenen Werte für Festigkeit und Streckgrenze als Basis für die Festlegung der zulässigen Spannungen des betreffenden Zustands sind die jeweiligen Mindestwerte aus der Bezugsnorm über alle Dicken innerhalb des angegebenen Dickenbereichs.

Bei den maßgebenden Querschnittswerten für geschweißte Stöße und Anschlüsse ist auf die jeweilige Erstreckung der WEZ zu achten. Neben den Festlegungen für nichtwärmebeeinflusste Bereiche sind auch Festigkeitsnachweise in der WEZ und in der Schweißnaht zu führen. Die zulässigen Schnittgrößen in der WEZ und in den Nähten richten sich danach, wie die Lage der Bruchfuge im Versagensfall zu erwarten ist:

- Verläuft die Bruchfuge rechtwinklig zur Nahtrichtung, also teilweise durch die WEZ und teilweise durch den unbeeinflussten Werkstoff, so gelten bei Reduktion der WEZ-Querschnittswerte die zulässigen Spannung für den ungeschweißten Werkstoff
- Verläuft die Bruchfuge sowohl durch den unbeeinflussten Werkstoff, durch die WEZ und das Schweißgut oder gegebenenfalls schräg zur Nahtrichtung, so muss die kleinste zulässige Schnittgröße nach den sich hierbei ergebenden Querschnittsanteilen und zugehörigen zulässigen Spannungen ermittelt werden.

Als WEZ bei geschweißten Konstruktionen ist rechnerisch ein Bereich von 30 mm von der Schweißnahtmitte bzw. vom Nahtwurzelpunkt aus nach allen Seiten hin anzusetzen, um die durch die Schweißwärme hervorgerufene Entfestigung (vgl. Abschnitt 2.2.2) berücksichtigen zu können (**Bild 4.3**).

Die in der Norm festgelegten hauptsächlichen Schweißnahtformen und die jeweiligen rechnerischen Schweißnahtdicken a sind in den Bildern 9.2 und 9.3 im Anhang aufgeführt.

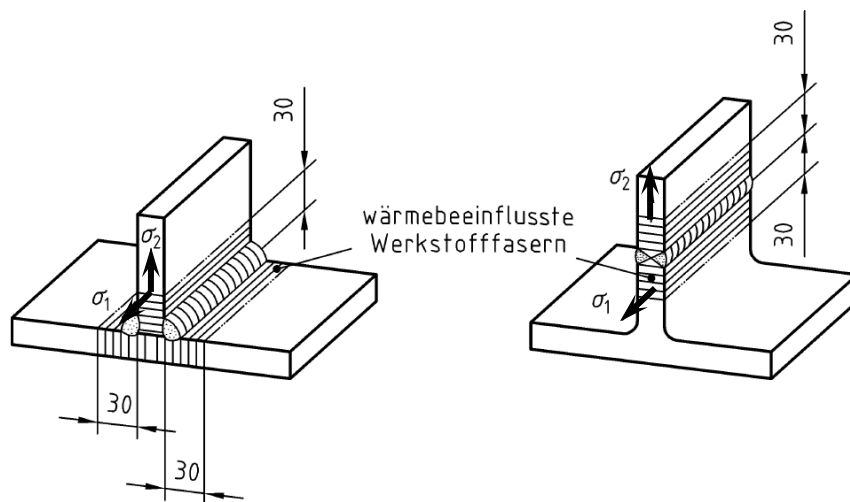


Bild 4.3: Beispiele für Wärmebeeinflusszonen nach DIN 4113-2 (09.2002)

4.5 Eurocode 9

Die bezüglich der Ertragbarkeit ausgearbeiteten Vorschläge (vgl. Abschnitt 4.3) werden vom Eurocode 9 (Teil 1 DIN EN 1999-1-1 (10.2000) und Teil 2 DIN EN 1999-2 (03.2001)) aufgegriffen, der als komplettes Regelwerk für den Bereich Aluminiumkonstruktionen einheitlich auf dem Konzept der Teilsicherheitsbeiwerte beruht und basierend auf den Forschungsergebnissen im Bereich der Aluminiumkonstruktionen erstmals innerhalb eines Normendokuments Berechnungsgrundlagen und Nachweisformeln sowohl für die Konstruktion unter ruhender Beanspruchung (Teil 1) als auch für ermüdungsbeanspruchte Bauteile (Teil 2) zusammenfasst. Der Eurocode 9 orientiert sich an Konstruktionsdetails, anhand derer das Schwingfestigkeitsverhalten des zu bemessenden Bauteils mit Hilfe der maßgeblichen Schwingfestigkeitsklasse (FAT) eingeordnet wird (vgl. Bilder 9.4-9.7 im Anhang). Als innovatives Element dieses Regelwerks wird die Analyse des nicht-elastischen Verhaltens, ausgehend vom Querschnitt bis zur Gesamtkonstruktion, in die Bemessung eingeführt. Die Bemessung kann entweder auf der Basis der sicheren Lebensdauer, welche unter der Annahme einer unteren Grenze der standardisierten Ermüdungsfestigkeit und einer oberen Grenze der geschätzten Ermüdungsbelastung eine Berechnung des Schadens durchführt, auf der Basis der Schadenstoleranz, welche den Rissfortschritt durch ein vorgeschriebenes Inspektionsprogramm eingrenzt, oder – wenn die erforderlichen Angaben zur Belastung, zum Tragwerkverhalten, zur Ermüdungsfestigkeit oder Rissfortschrittsdaten aus Normen oder anderen Quellen für bestimmte Anwendungen nicht vorhanden sind – nach in diesem Regelwerk festgelegten Versuchen durchgeführt werden.

Die Auslegung nach der „sicheren Lebensdauer“ setzt die Bemessungslebensdauer und den berechneten Gesamtschaden zueinander ins Verhältnis und liefert eine eher konservative Abschätzung der Lebensdauer, was eine Inspektion während des Betriebs erübrigt. Der Berechnungsablauf sieht als erstes einen Nachweis der potentiellen Entstehungsstellen für Ermüdungsriss in Tragwerksbereichen mit den höchsten Spannungswechseln und/oder den größten Spannungskonzentrationen vor. An Schweißkonstruktionen sind diese Stellen erfahrungsgemäß überwiegend an Schweißnahtübergängen und -wurzeln sowie an Anfangs- und

Endkratern zu finden, für die zunächst der obere Grenzwert des Schätzwerts der Betriebslastenfolge für die Bemessungslebensdauer ermittelt und der resultierende Spannungs-Zeit-Verlauf vorausgesagt wird. Ermüdungsrisse können auch bei nicht spezifizierten in der Praxis vorkommenden Merkmalen wie Materialfehlstellen oder Schweißimperfektionen entstehen, weil sie jedoch nicht vorhersehbar sind, können sie bei der Auslegung nicht berücksichtigt werden. Wo Nennspannungen vorkommen, wird der Spannungs-Zeit-Verlauf in jedem Bereich der geometrischen Spannungskonzentration, die im Kerbfall noch nicht enthalten ist, durch Anwendung eines geeigneten Spannungskonzentrationsfaktors modifiziert. Durch die Reduktion auf eine äquivalente Anzahl von Zyklen verschiedener Spannungsschwingbreiten (hier erweist sich die Anwendung eines geeigneten Zyklen-Zählverfahrens als nützlich) wird der Spannungs-Zeit-Verlauf in ein Spannungsschwingbreiten-Kollektiv überführt. Nachdem die Klasse des konstruktiven Details bestimmt ist, kann für die geeignete Detailklasse und die Bemessungs-Spannungsschwingbreite die zulässige Lebensdauer bestimmt und der Gesamtschaden für sämtliche Zyklen entsprechend der MINER-Regel berechnet werden.

Die Annahme der Belastung erfolgt elastisch als Nennspannung, modifizierte Nennspannung (an der Riss-einleitungsstelle) oder als Strukturspannung nach dem Hot-Spot-Konzept. Zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit anhand der Kerbfälle müssen verschiedene Einflussfaktoren berücksichtigt werden, wie beispielsweise die „Richtung der schwingenden Spannung“ relativ zum Kerbfall, die Position des entstehenden Risses im Kerbfall sowie die geometrische Anordnung und relativen Proportionen des Kerbfalls. Zusätzlich können bei der Bemessung von Schweißkonstruktionen folgende Faktoren berücksichtigt werden: die Produktform, die Herstellungsmethode, der Grad der Inspektion nach der Herstellung und das Qualitätsniveau.

Ein Einfluss des Werkstoffs auf die Ermüdungsfestigkeit von Aluminium-Schweißkonstruktionen wird hingegen nicht berücksichtigt. Bei der Festlegung der Ermüdungsfestigkeit bestimmter Konstruktionsdetails wird davon ausgegangen, dass bei $5 \cdot 10^6$ Zyklen eine Dauerfestigkeit auftritt. Die $\Delta\sigma$ -N-Beziehung wird durch eine zweiziffrige Bezeichnung des Kerbfalls $\Delta\sigma_{c-m_1}$ mit $\Delta\sigma_c$ als Referenzwert der Ermüdungsfestigkeit bei $2 \cdot 10^6$ Zyklen (als Ganzzahl in N/mm^2) und m_1 als Neigung der $\Delta\sigma$ -N-Kurve im Zeitfestigkeitsbereich definiert. Nicht klassifizierte Kerbfälle, d.h. Konstruktionsdetails, welche durch die eingeschränkte Anzahl an geometrischen Details ungenügend abgedeckt werden, sollten durch Verweis auf veröffentlichte Daten, wenn vorhanden, berechnet werden. Alternativ sieht das Regelwerk vor, dass zur Überprüfung Ermüdungsversuche durchgeführt werden dürfen.

Der Eurocode 9 beinhaltet diejenigen Qualitätsanforderungen bei der Herstellung, welche die Einhaltung der Berechnungsannahmen in der Praxis sichern und kann sowohl für die in dieser Untersuchung ausgewählten Halbzeuge Walzprofile und Strangpressprofile sowie die verwendeten Werkstoffe EN AW-5083 und EN AW-6082 als auch für die gewählte Verbindungsmethode (MIG-Schweißen) ohne Einschränkung angewendet werden.

4.6 FKM-Richtlinie

Das neueste und nach HÄNEL (2002) mittlerweile bei Firmen, Hochschulen und anderen Anwendern weit verbreitete Regelwerk zur Bemessung sowohl statisch als auch zyklisch belasteter Aluminium-Schweißkonstruktionen entstand im Arbeitskreis „Betriebsfestigkeit“ mit der Förderung durch das FORSCHUNGSKURATORIUM MASCHINENBAU (FKM) und die Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen „OTTO VON GUERICKE“ (AiF). Die sogenannte FKM-Richtlinie [FKM 2002] ist im Maschinenbau und in verwandten Bereichen der Industrie für stabförmige, flächenförmige und volumenförmige Bauteile (mit oder ohne spanabhebende Bearbeitung oder auch durch Schweißen hergestellt) aus Stahl, Eisenguss- oder Aluminiumwerkstoffen anwendbar und beschreibt den statischen und den Ermüdungsfestigkeitsnachweis (je nach Beanspruchungscharakteristik als Dauer- oder als Betriebsfestigkeitsnachweis) unter Beachtung aller relevanten Einflüsse. Bewertet werden können sowohl Nennspannungen als auch örtliche, elastisch bestimmte Spannungen, die entweder mittels elastizitätstheoretischer Lösungen, Finite-Elemente-Methode (FEM) bzw. Boundary-Elemente-Methode (BEM) oder aus Messungen erhalten werden. Im Allgemeinen sind ein statischer und ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis erforderlich; derjenige mit der höheren „Auslastung“ ist maßgeblich. Bei reiner Wechselbeanspruchung mit hoher Zyklenzahl ist nach HÄNEL (2002) jedoch immer der Dauerfestigkeitsnachweis maßgeblich, bei Kollektivbeanspruchung mit geringer Zyklenzahl und geringer Völligkeit ist in der Regel der statische Festigkeitsnachweis maßgeblich. Unabhängig von dem gewählten Nachweis erfolgt die Berechnung sehr systematisch in Form von Bausteinen nach einem Einflussfaktorenverfahren (**Bild 4.4**).

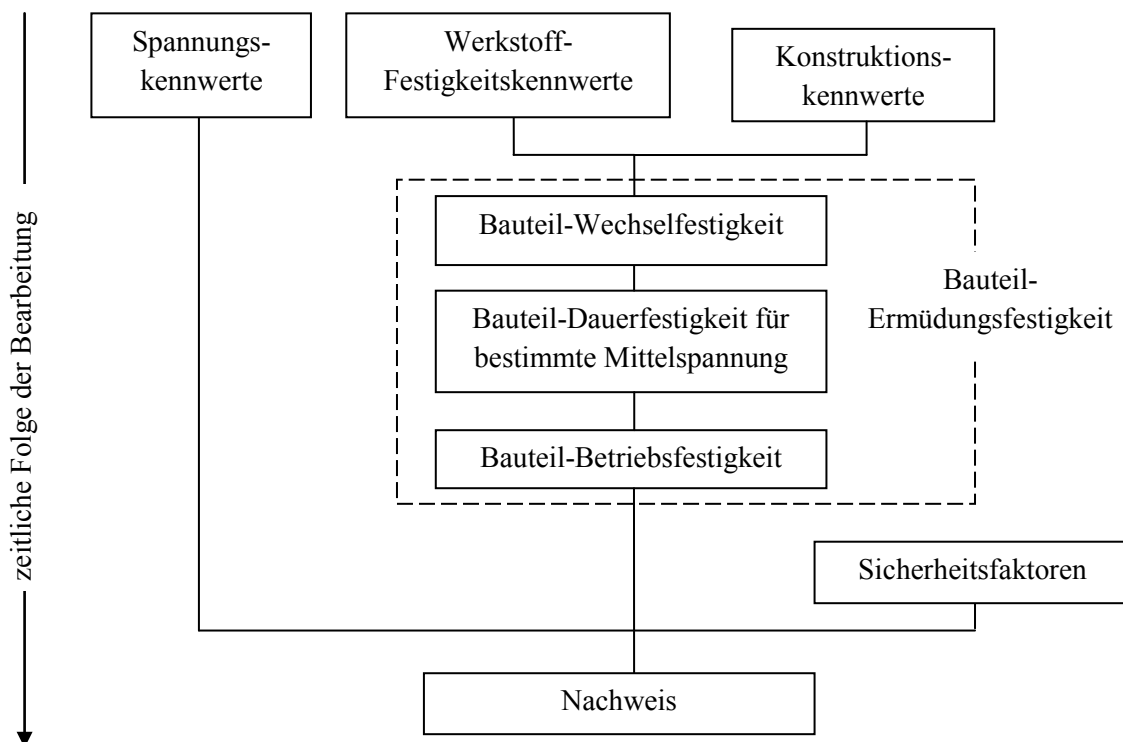


Bild 4.4: Bausteine und Ablauf des Ermüdungsfestigkeitsnachweises (nach [Hänel 2002])

Obwohl für die Untersuchung lediglich die Ermüdungsfestigkeitsnachweise der Schweißkonstruktionen von Interesse sind, werden aus Gründen der Übersichtlichkeit und Vollständigkeit an dieser Stelle alle vier in der FKM-Richtlinie verankerten Festigkeitsnachweise (Nennspannungen und örtliche Spannungen, jeweils statisch und dynamisch) grob erläutert.

Die Nachweise auf der Grundlage von Nennspannungen lassen sich in einen statischen Festigkeitsnachweis und in einen Ermüdungsfestigkeitsnachweis untergliedern. Beim statischen Festigkeitsnachweis (vgl. auch Bild 9.8 im Anhang) werden die Spannungskennwerte aus den extremen Maximalspannungen und Minimalspannungen der einzelnen Spannungsarten bzw. -komponenten gebildet. Die zugrunde liegenden Werkstoff-Festigkeitskennwerte sind die Zugfestigkeit und die Fließgrenze (je nach Werkstoffart als Streckgrenze oder als 0,2%-Dehngrenze) des Werkstoffs unter Beachtung des technologischen Größeneinflusses sowie hieraus abgeleitete Werte für die Schubspannung. Der Einfluss der Temperatur auf die Festigkeitswerte kann über Temperaturfaktoren berücksichtigt werden. Als Konstruktionskennwerte werden plastische Stützzahlen herangezogen, mit denen eine erfahrungsgemäß zulässige Teilplastifizierung des Bauteils je nach Fließgrenze, Belastung, Querschnitt und Formzahl berücksichtigt wird. Aus der Zugfestigkeit und dem Konstruktionsfaktor wird die ertragbare statische Bauteilfestigkeit berechnet, die wiederum durch Berücksichtigung eines Sicherheitsfaktors (der praxisübliche Wert für den Sicherheitsfaktor beträgt 2,0 gegenüber der Zugfestigkeit oder 1,5 gegenüber der Fließgrenze bei Werkstoffen mit einem Verhältnis von Fließgrenze zu Zugfestigkeit kleiner als 0,75) in eine zulässige statische Bauteilfestigkeit umgerechnet wird. Im Nachweis wird aus dem vorliegenden Nennspannungskennwert und dem zulässigen Nennwert der statischen Bauteilfestigkeit der Auslastungsgrad berechnet, der maximal den Wert 1 annehmen darf.

Im Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf der Grundlage von Nennspannungen werden die die Belastung charakterisierenden Spannungskennwerte aus den größten Amplituden und zugehörigen Mittelwerten der einzelnen Spannungsarten bzw. -komponenten in Verbindung mit ihren jeweiligen Spannungskollektiven gebildet. Die Werkstoff-Festigkeitskennwerte (Zugdruckwechselfestigkeit und die Schubwechselfestigkeit unter Beachtung des technologischen Größeneinflusses sowie unter Berücksichtigung höherer Temperaturen) werden für den Schweißnahtquerschnitt und für den Schweißnahtübergangsquerschnitt fachgerecht geschweißter Bauteile aus Aluminiumwerkstoff für Zug/Druck und für Schub analog mit den schweißnahtspezifischen Wechselfestigkeitskennwerten $\sigma_{w,zd} = 33 \text{ MPa}$ und $\tau_{w,s} = 13 \text{ MPa}$ angenommen. Dadurch wird auch in dieser Richtlinie ungeachtet der unterschiedlichen statischen Kennwerte oder unterschiedlicher dynamischer Kennwerte im nicht verschweißten Zustand der Werkstoffeinfluss auf das Ermüdungsverhalten von Aluminium-Schweißkonstruktionen als nicht einflussreich bewertet. Die festgelegten Werte entsprechen einem mittleren Verhältnis der FAT-Klassen für Aluminiumlegierungen sowie für Baustahl von 0,36 und „gelten als vorläufig und sind mit Vorsicht anzuwenden“ [FKM 2002]. Im Ermüdungsfestigkeitsnachweis wird der Konstruktionskennwert aus den Kerbwirkungszahlen, mit denen die Gestalt (Form und Größe) des Bauteils, und aus den Rauheits- und den Randschichtfaktoren, mit denen Oberflächenrauheit und Randschichtverfestigung berücksichtigt werden, berechnet. Die Bauteil-Wechselfestigkeit ergibt sich aus den Werkstoff-Festigkeitswerten dividiert durch den jeweiligen Konstruktionsfaktor. Hieraus folgen je

nach den Mittelwerten die ertragbaren Nennwerte der Amplitude der Bauteil-Dauerfestigkeit und je nach den Kollektivparametern Umfang und Form die ertragbaren Nennwerte der Amplitude der Bauteil-Betriebsfestigkeit. Der Sicherheitsfaktor wird konstant auf 1,5 festgelegt. Es wird nachgewiesen, dass der aus Nennspannungsamplitude dividiert durch zulässigen Nennwert der Amplitude der Bauteil-Dauerfestigkeit bzw. -Betriebsfestigkeit (ertragbarer Nennwert dividiert durch den Sicherheitsfaktor) berechnete Auslastungsgrad maximal den Wert 1 beträgt. Bei mehreren vorliegenden Spannungskomponenten sind die einzelnen Auslastungsgrade zu einem Gesamtauslastungsgrad zusammzusetzen, wobei die hierfür anzuwendende Interaktionsgleichung die Duktilität des Werkstoffs berücksichtigt. Die Auswirkung der beim Schweißen verursachten Eigenspannungen kann mit einem Eigenspannungsfaktor berücksichtigt werden.

Der Nachweis auf der Basis von Nennspannungen ist für einfache stabförmige und für flächenförmige Bauteile zu bevorzugen, wohingegen für volumenförmige Bauteile generell ein Nachweis auf der Basis örtlicher Spannungen geführt werden sollte. Falls die Spannungsbestimmung mittels FEM oder BEM durchgeführt wird, keine definierten Querschnitte oder keine einfachen Querschnittsformen vorliegen und/oder keine Formzahlen oder Kerbwirkungszahlen bekannt sind, sollte ebenfalls der örtliche Spannungsnachweis durchgeführt werden, der wie der Nennspannungsnachweis für statische und dynamische Belastungen getrennt betrachtet wird. Beim statischen Festigkeitsnachweis werden die Spannungskennwerte aus den extremen Maximal- und Minimalspannungen der einzelnen Spannungsarten bestimmt. Die Werkstoff-Festigkeitskennwerte sind die gleichen wie beim statischen Nennspannungsnachweis. Als Konstruktionskennwerte werden die plastischen Stützzahlen herangezogen, mit denen eine erfahrungsgemäß zulässige Teilplastifizierung des Bauteils je nach Fließgrenze, Belastung und Bauteilform berücksichtigt wird. Diese Stützzahlen sind auf der Grundlage der NEUBER-Formel zu berechnen und nach oben begrenzt durch die vollplastische Traglast (plastische Formzahl). Aus den plastischen Stützzahlen und aus weiteren Größen ist ein zusammenfassender Konstruktionsfaktor zu berechnen, der mit der Zugfestigkeit die örtlich ertragbaren Werte der statischen Bauteilfestigkeit ergibt. Die Sicherheitsfaktoren und der Auslastungsgrad werden analog zum statischen Nennspannungsnachweis mit den Werten der örtlichen Spannung durchgeführt. Für geschweißte Bauteile ist der statische Festigkeitsnachweis mit Strukturspannungen (nicht mit Kerbspannungen) durchzuführen, für den Schweißnahtübergang wie für nichtgeschweißte Bauteile, für die Schweißnahtwurzel mit einer Vergleichsstrukturspannung, die aus den in der Schweißnaht wirkenden Strukturspannungskomponenten zu bilden ist.

Der Ermüdungsfestigkeitsnachweis auf der Basis der örtlichen Spannung betrachtet als maßgebliche Spannungskennwerte die größten Amplituden und zugehörigen Mittelwerte der einzelnen Spannungskomponenten in Verbindung mit ihren jeweiligen Spannungskollektiven. Die Werkstoff-Festigkeitskennwerte entsprechen den Ermüdungsfestigkeitswerten des Nennspannungsnachweises. Die Stützzahlen und der Rauheits- und Randschichtfaktor werden zu einem Konstruktionsfaktor zusammengefasst. Die örtlich ertragbare Bauteil-Wechselfestigkeit sowie die Sicherheitsfaktoren sind wie für den Nachweis auf Basis der Nennspannungen zu bestimmen. Der Nachweis in Form des Auslastungsgrads wird wie für Nennspannung-

gen durchgeführt, jedoch mit den jeweiligen örtlichen Werten der Spannungsamplitude und der Bauteil-Dauerfestigkeit bzw. der Bauteil-Betriebsfestigkeit. Für den Ermüdungsfestigkeitsnachweis geschweißter Bauteile mit Strukturspannungen oder Kerbspannungen gelten dieselben schweißnahtspezifischen Wechselfestigkeitskennwerte wie für Nennspannungen. Die Auswirkung der Eigenspannungen in geschweißten Bauteilen wird wie für Nennspannungen mit einem Eigenspannungsfaktor berücksichtigt.

Wenn dagegen durch langjährige Erfahrungen und für spezielle Fälle sichere Daten vorliegen, sind nach HÄNEL (2002) damit wahrscheinlich bessere Ergebnisse zu erreichen. Auch sollten seiner Ansicht nach mit aufwendigerer Berechnung oder mit teureren Versuchen durchaus bessere Resultate erreicht werden dürfen.

Wichtig ist jedoch, dass die Ergebnisse der Richtlinie konservativ sind und auf der sicheren Seite liegen.

HÄNEL (2002) bewertet die Richtlinie als „nützliches Werkzeug“, auch wenn zu einigen Punkten wie Werkstoffdauerfestigkeit, Mittelspannungsempfindlichkeit, Festigkeitshypothese, FE-Anbindung, Bezug zum Örtlichen Konzept und zur Bruchmechanik, besonders aber zur WÖHLERlinie schon öfters Kritik geübt wurde, die er aber nicht ablehnend, sondern als Aufforderung zu Verbesserung auffasst. Gründliche Recherchen und hieraus abgeleitete Schlussfolgerungen sind aus seiner Sicht deshalb weiterhin notwendig. Insbesondere bestehen für geschweißte Bauteile noch viele offene Fragen vor allem hinsichtlich der Struktur- und Kerbspannungsberechnung und -bewertung sowie der Problematik der Übertragbarkeit der an Kleinproben und konstruktiven Details ermittelten Ermüdungsfestigkeitswerte.

4.7 IIW-Empfehlungen

Die vom International Institute of Welding (IIW) zur Berechnung der Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile aus Metallen entwickelten IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006] stellen ein umfassendes Regelwerk dar, welches alle gegenwärtigen Bewertungsmethoden wie den Bauteilversuch, die Nenn-, Struktur- und Kerbspannungsmethode sowie den bruchmechanischen Nachweis beinhaltet. Allen Methoden obliegt die Bestimmung und die Darstellung einer Schwingbeanspruchung, die in Abhängigkeit des verwendeten Konzepts als

- Kräfte am Bauteil,
- Nennspannung im Querschnitt,
- Strukturspannung am Hot-Spot,
- Kerbspannung an der effektiven Kerbe oder
- Spannungsintensität an der Rissspitze

vorliegt und als eine Messwertregistrierung, eine Wertedatei der Spannungsspitzen, eine Übergangsmatrix oder ein Beanspruchungskollektiv gegeben sein kann. Die genaue Kenntnis der Beanspruchungen ist nach HOBACHER (2002) eines der größten Probleme und Quelle vieler Unsicherheiten. Für eine Vielzahl von Anwendungen können deswegen nur Abschätzungen des erwarteten Beanspruchungsverlaufs gegeben werden. In vielen verschiedenen Anwendungsbereichen sind aus diesem Grund festgelegte Lastannahmen vorgegeben und zu berücksichtigen. Im vorliegenden Anwendungsbeispiel aus dem Nutzfahrzeugbau sind

dies die in Abschnitt 3.3.4 bereits erläuterten Lastannahmen, welche der Einbauanleitung des Achsherstellers [BPW 2008] entnommen werden können.

Eine weitere Methode der Beanspruchungsermittlung stellt der Bauteilversuch dar. Hierbei muss sichergestellt sein, dass die Bauteilbeanspruchung im Versuch dem künftigen Beanspruchungsverlauf im Betrieb entspricht. Diese teuerste Methode zur Bewertung der Schwingfestigkeit wird für das vorliegende Anwendungsbeispiel in Abschnitt 6.4 an einem Ersatzmodell durchgeführt.

Grundlage für viele Anwendungen der IIW-Empfehlungen ist das Nennspannungsverfahren, bei dem die Nennspannung als Durchschnittsspannung in der Schweißverbindung, welche mit einer vereinbarten einfachen Formel gerechnet wurde, mit der Schwingfestigkeit eines konstruktiven Details verglichen wird, die aus Versuchen bestimmt wurde (vgl. Abschnitt 4.3). Für diese Vorgehensweise werden Schwingfestigkeitsdaten eines jeden einzelnen konstruktiven Details benötigt, wodurch der derzeit 81 konstruktive Details umfassende Katalog (vgl. Bilder 9.9-9.12 im Anhang) mit jeder neu entwickelten Schweißstoßgeometrie erweitert werden müsste, um eine ausreichende Genauigkeit der Berechnung gewährleisten zu können. Ein anderes Problem ist die bereits erwähnte wahrscheinliche Variation der Spannung im Querschnitt eines Bauteils durch makro- und mikrogeometrische Kerbwirkungen im Bereich der Schweißverbindungen.

Weil die für die Schadensakkumulation standardmäßig angewendete Hypothese nach PALMGREN und MINER im Bereich der Dauerschwingfestigkeit versagt [Hobbacher 2002], werden in dieser neuentwickelten IIW-Richtlinie verschiedene Modifikationen vorgenommen. So wird die WÖHLERlinie beispielsweise nach HAIBACH nach dem Abknickpunkt mit einer flacheren Steigung weiter verlängert.

Weiterhin wird gegenüber dem Eurocode (hier $D = 1,0$) eine Modifikation der tolerierbaren Schadenssumme vorgenommen. Die Auswertung einer großen Zahl von Mehrstufenversuchen, worunter auch Großbauteile aus dem Offshore-Bereich eingeflossen sind, ergibt eine weite Streuung der Schadenssummen von $0,2 \leq D \leq 1,0$. Der Mittelwert und auch der Median liegen bei einer Schadenssumme $D = 0,5$, die daraufhin sowohl für die IIW-Empfehlungen als auch für die FKM-Richtlinie als Grenzwert festgelegt wird.

Die in den Abschnitten 2.3.3.1 und 2.3.3.2 geübte Kritik am Nennspannungskonzept hat auch bei der Überarbeitung der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006] zur Aufnahme eines Konzepts geführt, welches das makrostrukturelle Verhalten der Schweißnaht in die Berechnung integriert. Unter Berücksichtigung der Strukturspannung ist ein Kerbfallkatalog (vgl. Bild 9.13 im Anhang) entstanden, mit dessen Hilfe in Kombination mit den bereits vorgestellten Wöhlerlinien (Abschnitt 4.3) die Beanspruchbarkeit der Schweißverbindung bestimmt werden kann. Abweichend vom Nennspannungskonzept wird die Beanspruchungsberechnung in Verbindung mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) gebracht. Die Vorgehensweise für das konkrete Anwendungsbeispiel dieser Untersuchung wird im Abschnitt 5 „Numerische Berechnung“ ausführlich erläutert.

Die Unregelmäßigkeit der Kerben am Nahtübergang und an der Wurzel verhindert die übliche Bestimmung der Kerbe. Es wurde bereits gezeigt, dass die unregelmäßige Kerbe der Schweißnaht durch eine effektive Kerbe mit einem fiktiven Ersatzradius $r_f = 1 \text{ mm}$ ersetzt werden kann [Morgenstern 2006]. Die effektive Kerbspannung kann mit FEM oder BEM bestimmt und mit einer universalen WÖHLERlinie bewertet werden. In der IIW-Empfehlung [Hobbacher 2006] wurde das Verfahren erstmalig in ein Regelwerk aufgenommen und hat sich hier insbesondere beim Vergleich verschiedener konstruktiver Details sowie beim Erfassen der Effekte unterschiedlicher dimensionaler Parameter innerhalb eines Details bewährt.

Für den Ermüdungswiderstand gegen diese Kerbspannung existieren bereits einige Vorschläge, die nach HOBACHER (2002) jedoch nach Legierungsgruppen jeweils stark unterschiedlich ausfallen. Diese Unterschiede nach Legierungsgruppen werden in den bestehenden Regelwerken nicht vorgenommen. Für das in dieser Untersuchung durchgeführte Kerbspannungskonzept (vgl. Abschnitt 5.1.5) wird deswegen auf die Empfehlungen von MORGENSTERN (2006) zurückgegriffen (vgl. Abschnitt 2.3.3.5).

5 Numerische Berechnung

5.1 Vorgehensweise der numerischen Berechnung

5.1.1 FEM-Anwendung zur Bauteilauslegung

Komplexere Schweißkonstruktionen lassen sich nach dem im vorangegangenen Abschnitt vorgestellten Nennspannungskonzept in der Regel nicht bewerten, weil aufgrund der Geometrie sowie der unregelmäßigen Spannungsverteilung keine Nennspannungen abgeleitet werden können und dadurch die Zuordnung einer Kerbfällklasse der Regelwerke mit Schwierigkeiten verbunden ist. Ebenso ist die Definition von Kerbformzahlen K_t oder Kerbwirkungszahlen K_f nicht möglich. Alternativ zum Nennspannungskonzept werden in Verbindung mit der Finite-Elemente-Methode (FEM) die bereits erwähnten Struktur- oder Kerbspannungskonzepte angewendet. In dem heute angestrebten ganzheitlichen, rechnerunterstützten Konstruktionsprozess stellt damit die FEM in Verbindung mit Computer Aided Design (CAD) ein wichtiges Basisverfahren dar, welches im Zuge der virtuellen Produktentwicklung heute bereits als fixer Bestandteil gilt. Weil sich in der Praxis komplizierte Geometrien, überlagerte Lastfälle, verschiedene Einspannbedingungen und Werkstoffnichtlinearitäten abbilden und berechnen lassen, ermöglicht die Simulation von Bauteilen bereits in der ersten Phase der Entwicklung, die geometrischen Möglichkeiten des Bauteils auszureizen. Dabei ist jedoch zu berücksichtigen, dass FE-Ergebnisse stets Näherungslösungen darstellen, welche unterschiedlich gut mit der Realität übereinstimmen. Durch die Wahl entsprechender Elemente und eines ausreichenden Diskretisierungsgrads kann die Genauigkeit beeinflusst werden [Horst und Saupe 1994] [Zimmermann 2002]. Je feiner ein Netz gewählt wird, umso genauer kann ein Bauteil beschrieben werden und umso genauer werden demzufolge auch die Ergebnisse sein. Mit höherem Polynomgrad (z.B. quadratisch statt linear) nimmt die Genauigkeit eines Elements ebenfalls zu, weil sich dieser durch die exaktere Randkurvenanpassung in einer größeren geometrischen Genauigkeit beim Modellieren und einer höheren Informationsdichte durch mehr Knotenfreiheitsgrade niederschlägt. Weil jedoch mit steigender Elementzahl sowie höherem Polynomgrad sowohl die erforderliche Rechenleistung und -dauer als auch die erforderlichen Speicherkapazitäten des Rechners steigen, werden in einer intelligenten Vernetzung nur die bei der Auswertung interessanten Bereiche - typischerweise hochbeanspruchte Bereiche wie beispielsweise Kerbstellen - eng und der große Rest der Struktur vergleichsweise gröber vernetzt.

Die für das Ermüdungsverhalten der gesamten Schweißkonstruktion erfahrungsgemäß kritischen Stellen an Schweißnahtwurzeln oder Schweißnahtausläufen entlang einzelner Nähte lassen sich in der Regel bei aufwendigen Strukturen nicht im Vorhinein lokalisieren, um bereits bei der Modellbildung diese Positionen hinsichtlich Diskretisierung und Spannungsbewertung entsprechend zu berücksichtigen. Für die Bewertung von geschweißten Bauteilen ist deshalb ein mehrstufiges Vorgehen zur Festigkeitsbewertung, insbesondere bei zyklischen Beanspruchungen, empfehlenswert. Mit dem Strukturspannungskonzept erfolgt üblicherweise für die gesamte Struktur zunächst eine schnelle und globale Bewertung der Schweißkonstruktion zur Identifikation hoch beanspruchter Bereiche, woran sich eine Analyse der kritischen Stellen beispielsweise nach dem Kerbspannungskonzept anschließt. Dieses hierarchische und redundante mehrgleisige Nachweis-

konzept bietet damit auch den Vorteil einer Bewertungsalternative für die sicherheitstechnische Beurteilung und Nachweisführung.

Um den vorliegenden mehrachsigen Spannungszustand auf einen fiktiven einachsigen Spannungszustand umzurechnen, muss eine geeignete Festigkeitshypothese ausgewählt werden. Abweichend von der Normalspannungshypothese, nach welcher die dem Betrag nach größte Normalspannung für die Zerstörung des Werkstoffs verantwortlich ist, und der Schubspannungshypothese, nach welcher der Werkstoff versagt, wenn die maximale Schubspannung einen werkstoffabhängigen kritischen Wert erreicht, wird bei Aluminium-Schweißkonstruktionen die Gestaltänderungshypothese nach VON MISES angewendet, welche vor allem für zähe Werkstoffe bei statischer und bei dynamischer Beanspruchung mit Versagen durch Dauerbruch empfohlen wird [Rauch et al. 2007]. Das Bauteil versagt demzufolge, wenn die gespeicherte Gestaltänderungsenergie einen werkstoffabhängigen Grenzwert erreicht. Weil Normalspannungen lediglich Volumenänderungen bewirken, erfolgt die Gestaltänderung als Folge von Schubspannungen. Die Hypothese vergleicht die bis zum Fließen aufgenommenen Gestaltänderungsarbeiten beim einachsigen mit dem mehrachsigen Spannungszustand. Die Versagensursache ist das Auftreten plastischer Verformungen. Für den ebenen Spannungszustand ergibt sich für die zu verwendende Vergleichsspannung σ_v

$$\sigma_v = \sqrt{(\sigma_{\perp,z} + \sigma_{\perp,b})^2 + 3\tau_{\parallel}^2}. \quad (\text{Gleichung 5.1})$$

5.1.2 Modellerstellung und -berechnung

Die hauptsächliche ingenieurmäßige Aufgabenstellung besteht in der Überführung des realen Bauteils in ein finites Analogon [Klein 2007]. Obwohl die meisten Vorgänge in der Technik ohne die Proportionalität von Ursache und Wirkung nichtlinear ablaufen, was sich in einer geometrisch-strukturellen Nichtlinearität oder in einem nichtlinearen Werkstoffverhalten äußert, ist in dieser Untersuchung ebenso wie in vielen anderen Fällen aber die sehr viel einfachere lineare Berechnung als Annäherung ausreichend genau für die gewünschten Ergebnisse und Aussagen.

In dieser Untersuchung erfolgt die Geometrieerzeugung direkt im FEM-Programm ABAQUS/CAE. Der Vorteil hierbei ist, dass sich ein zusätzliches, meist problematisches und eventuell fehlerbehaftetes Einfügen der Modelle aus einem anderen Programm erübrigt. Bei der Festlegung der Materialeigenschaften wird linear-elastisches Materialverhalten vorausgesetzt, d.h. zum einen sind die FE-Rechnungen mit diesem Materialmodell linear – wenn beispielsweise auf das FE-Modell eine zehnfache Last aufgebracht wird, dann sind auch alle berechneten Ergebnisse (Spannungen, Verformungen, Reaktionskräfte) zehnmal so groß –, zum anderen verhält sich der Werkstoff elastisch, d.h. es bleiben bei anschließender Entlastung des Bauteils keine bleibenden Verformungen zurück. Diese Vorgehensweise entspricht der in der Praxis anerkannten Auslegung gegen die Streckgrenze, unterhalb derer sich ein realer Werkstoff in den meisten Fällen linear-elastisch verhält. Ein Fließen des Werkstoffs, das in der Realität durch plastische Verformung zu ei-

nem Abbau der Spannungspitzen führen kann, kann mit dieser Methode allerdings nicht berücksichtigt werden, wodurch die ermittelten maximalen Werte der Spannung lediglich qualitativ zu bewerten sind.

Zur Berücksichtigung des Fertigungseinflusses in Form der durch das Schweißen hervorgerufenen Werkstoffkerbe werden zwei Bereiche unterschieden, der Bereich des unbeeinflussten Grundwerkstoffs und der Bereich der Schweißnähte, dessen niedrigerer E-Modul anhand von Steifigkeitsabgleichen in Vorversuchen ermittelt wird (vgl. Abschnitt 5.1.2). Aussagen über die Breite der WEZ können nicht gemacht werden, sodass dem diskutierten Werkstoffeinfluss bei dieser Vorgehensweise nicht entsprochen werden kann. Weil die Berechnung mit einem E-Modul hinreichend genau ist, wird außerdem nicht zwischen den einzelnen Aluminiumlegierungen unterschieden. Die den Untersuchungen zugrunde liegenden Materialparameter sind in **Tabelle 5.1** zusammengefasst.

Tabelle 5.1: Materialparameter der Untersuchungen

	E-Modul in N/mm ²	Querkontraktionszahl ν
Grundwerkstoff Aluminium	70.000	0,29
Schweißnaht Aluminium	52.000	0,29

Die Festlegung der Elementeigenschaften erfolgt in Abhängigkeit des zugrunde liegenden Konzepts. Bei der Verwendung von Schalenelementen, deren Wandstärke nicht in der Modellgeometrie berücksichtigt, sondern dem FEM-Programm als Zahlenwert übergeben wird, können die einzelnen Bauteile sehr viel effektiver abgebildet werden als mit Volumenelementen (**Bild 5.1**). Gleichzeitig ist die Zahl der Elemente erheblich kleiner, was den Vernetzungsaufwand bei gleicher Ergebnisqualität vermindert. Dass beim Strukturspannungskonzept in der Regel bevorzugt Schalenelemente verwendet werden, resultiert nach FRÖHLICH (2005) außerdem aus der Tatsache, dass beim Schalenmodell – im Gegensatz zum Volumenmodell – die Struktur- und Kerbspannungen eindeutig unterschieden werden können, und dass bei der vorliegenden linearen Spannungsverteilung die Strukturspannung direkt am Hot-Spot ausgewertet werden kann.

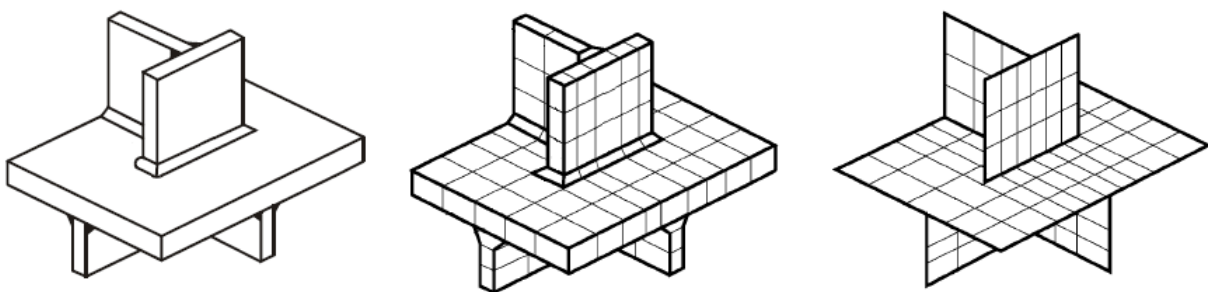


Bild 5.1: Volumenmodell einer Schweißverbindung (links), überführt in ein vernetztes Volumenmodell mit Nahtnachbildung (Mitte) und ein vernetztes Schalenmodell ohne Nahtnachbildung (rechts) nach den IIW-Richtlinien [Hobbacher 2006]

Die Anwendung von Volumenelementen erfolgt bei allen dickwandigen oder massiven Bauteilen. Meist wachsen bei einer dreidimensionalen Bauteilanalyse die Anzahl der Elemente und die Anzahl der Knotenpunkte gegenüber einer ebenen Betrachtungsweise stark an. Hierdurch entstehen große Gesamtmatrizen mit größeren Bandbreiten, wodurch wiederum mehr Rechenleistung und erhöhter Speicherplatzbedarf erforderlich wird. Eine generelle Zielsetzung bei der Anwendung von Volumenelementen muss es sein, möglichst wenige, dafür aber höhergradige Elemente zu verwenden.

Bei der Vernetzung der Geometrie ermittelt das Programm die Netzdichte anhand der vorgegebenen Knotenanzahl auf den Linien und erarbeitet dann, anhand bestimmter Algorithmen, ein möglichst gleichmäßiges Netz. Das gleichmäßige Netz und eine harmonische Elementverteilung, zusammen mit einer idealen Elementform, sind Grundvoraussetzungen für gute Ergebnisse [Fröhlich 2005].

5.1.3 Ergebnisauswertung

Die berechneten Ergebnisse werden in dieser Untersuchung jeweils als VON-MISES-Vergleichsspannungen in Form von Falschfarbenbildern visualisiert, wodurch neben den Spannungsverläufen und den kritischen Stellen auch die zu erwartenden Verformungen besonders anschaulich dargestellt werden können. Wie bereits erwähnt, sind die berechneten Spannungswerte jedoch abhängig von der gewählten Elementgröße und dem Diskretisierungsgrad, sodass diese Werte lediglich für qualitative und vergleichende Bewertungen herangezogen werden. Bei Berechnungen mit der Finite-Elemente-Methode muss außerdem die Richtigkeit der Ergebnisse fortlaufend überprüft werden, da das „FE-Programm alles rechnet, was formal richtig erscheint“ [Klein 2007]. Ein häufiger Fehler besteht beispielsweise in der physikalisch unkorrekten Annahme der Randbedingungen, was zu falschen Auflagerreaktionen und damit zu einer falschen Spannungsverteilung führt. Ein weiterer Fehler ist, dass die ausgewählten Elemente die Reaktionen des Bauteils nur unzureichend wiedergeben, wodurch die tatsächliche Spannungsverteilung nicht erfasst wird. Des Weiteren kann sein, dass zu stark vereinfachte Körpergeometrieverläufe zu nicht vorhandenen Spannungsspitzen führen oder das Netz zu grob gewählt wurde, um verlässliche Aussagen machen zu können.

5.1.4 Vorgehensweise nach dem Strukturspannungskonzept

Das Strukturspannungskonzept ermöglicht eine detailgenaue Festigkeitsanalyse, mit der eine wirtschaftliche und zugleich sichere Bemessung von geschweißten, schwingbelasteten Bauteilen durchgeführt werden kann. Zusätzlich zur Nennspannung σ_{nenn} berücksichtigt die Strukturspannung σ_{struk} spannungsüberhöhende Effekte aus dem Schweißstoß, welche aus der jeweiligen Gestalt bei Lastübertragung und Verformung entstehen. Dabei wird eine ortsbezogene Einschätzung der Beanspruchbarkeit von Schweißverbindungen erreicht. Nicht berücksichtigt werden allerdings die hohen Spannungsgradienten aus der Schweißnaht selbst, die durch lokale Einflüsse wie Kerben und Nahtüberhöhungen hervorgerufen werden, und damit die Kerbspannungen σ_{kerb} (Bild 2.17) [Morgenstern 2006].

Für die im Nutzfahrzeugbau überwiegenden Grobblechanwendungen empfehlen die IIW-Richtlinien [Hobacher 2006] die auf HAIBACH (1968) zurückgehende lineare oder quadratische Extrapolation von Mess-

werten über zwei bzw. drei Punkte zum Nahtübergang an der Oberfläche (vgl. 2.3.3.3). Der in dieser Untersuchung angewendete FEM-Ansatz des Strukturspannungskonzepts beruht auf der Bildung eines Schalenmodells mit 8-Knoten-Elementen, das in den Mittenflächen der Bleche erstellt und bei dem die Schweißnaht als „ideal ausgerichtet“ [Hobbacher 1997] angenommen wird. Die Anschlussbleche werden entweder bis zur Mittenfläche verlängert oder mit starren Verbindungen verknüpft. Bei großer Biegung können die Schweißnähte als schräge Elemente oder als starre Verbindungen modelliert werden. Vereinfachend werden die Spannungen mit „perfekten“ FE-Modellen ermittelt, welche keine Vorverformungen enthalten.

Neben den von den IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006] in Abhängigkeit der Netzfeinheit und des Hot-Spot-Typs vorgeschlagenen Elementgrößen sowie Extrapolationspunkten und -gleichungen (Tabelle 9.9 im Anhang) sind noch weitere Randbedingungen zu beachten:

- Die Empfehlungen gelten nur für Blechdicken $t \geq 4$ mm.
- Rissbildungen können hier nur an den Oberflächen untersucht werden.
- Allgemein muss zwischen voll lasttragend sowie nicht lasttragend unterschieden werden. Es dürfen keine Unstetigkeiten in der näheren Umgebung vorhanden sein.
- Darüber hinaus darf der Spannungsgradient am Hot Spot nicht zu groß sein.

Sämtliche konstruktive Details des Untersuchungsobjekts zählen zum „Hot-Spot Typ a“ (**Bild 5.2 links**), sodass für eine gewählte feine Vernetzung die Strukturspannung $\sigma_{\text{struk, Hot-Spot}}$ nach Gleichung 5.2 ermittelt wird.

$$\sigma_{\text{struk, Hot-Spot}} = \frac{5}{3} \cdot \sigma_{0,4 \cdot t} - \frac{2}{3} \cdot \sigma_{1,0 \cdot t} \quad (\text{Gleichung 5.2})$$

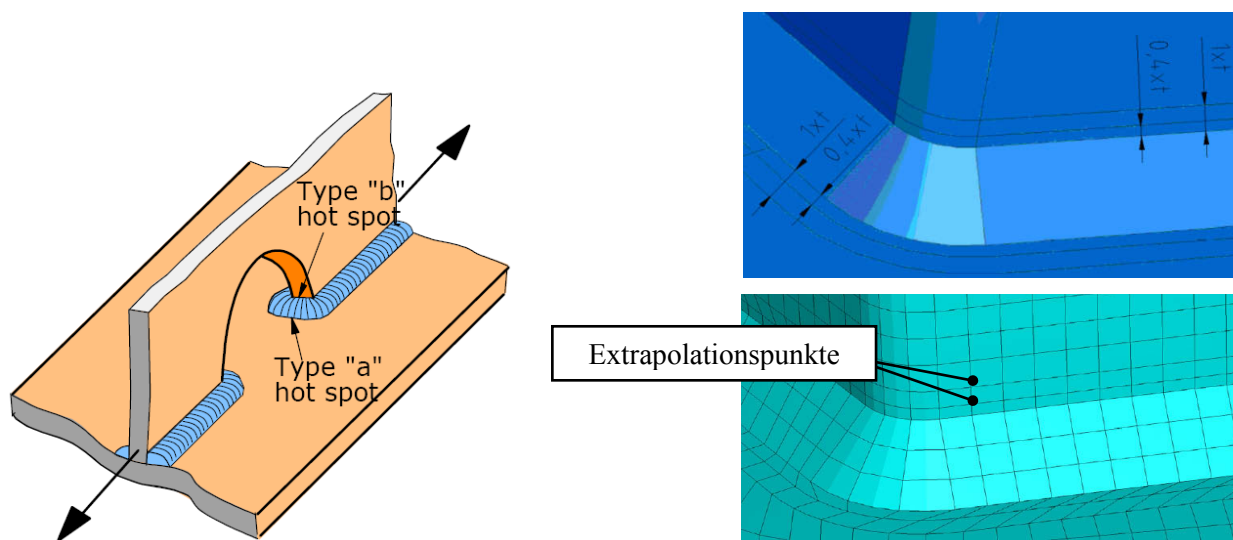


Bild 5.2: Beispiele für die Hot-Spot-Typen „a“ (Schweißnaht auf der Oberfläche) und „b“ (Schweißnaht auf der Blechkante) nach den IIW-Richtlinien [Hobbacher 2006] sowie nach NIEMI (2003) (links), empfohlene Partition (rechts oben) und Vernetzung (rechts unten) einer Kehlnaht

Die gewählte feine Vernetzung des Bauteils mit dem Hot-Spot-Typ „a“ richtet sich dabei nach der Blechdicke t und sieht eine Elementgröße von $\leq 0,4 \cdot t \times t$ vor. Da die Größe der Elemente ausschließlich von der Blechdicke abhängig ist, werden die dünneren Bleche feiner vernetzt als die dickeren. Die Modellierung erfordert eine geeignete Partitionierung des Modells, sodass die Spannungen $\sigma_{0,4t}$ und $\sigma_{1,0t}$ an den Extrapolationspunkten $0,4 \cdot t$ und $1,0 \cdot t$ direkt abgelesen und auf die an den Knoten am Hot-Spot auftretende Strukturspannung linear extrapoliert werden können (Bild 5.2 rechts).

Bei der Modellierung ist weiterhin darauf zu achten, dass die Verbindungspunkte der Schalenelemente (Schalenverknüpfungen) und die Basispunkte der Schweißnaht wie in **Bild 5.3** übereinander liegen, um einen Vergleich zwischen messtechnisch ermittelten Werten und Simulationsergebnissen zuzulassen. Hierzu werden die Basispunkte senkrecht auf die Mittenebenen der Bauteile projiziert (rote Pfeile in Bild 5.3 links). Die Lage der Schale, welche die Schweißnaht abbildet, wird also allein durch die reelle Geometrie in Abhängigkeit der Kehlnahtdicke ($a = 8 \text{ mm}$) bestimmt (Bild 5.3 rechts). Die der Schale zugeordnete Blechdicke entspricht der idealen realen Kehlnahtdicke.

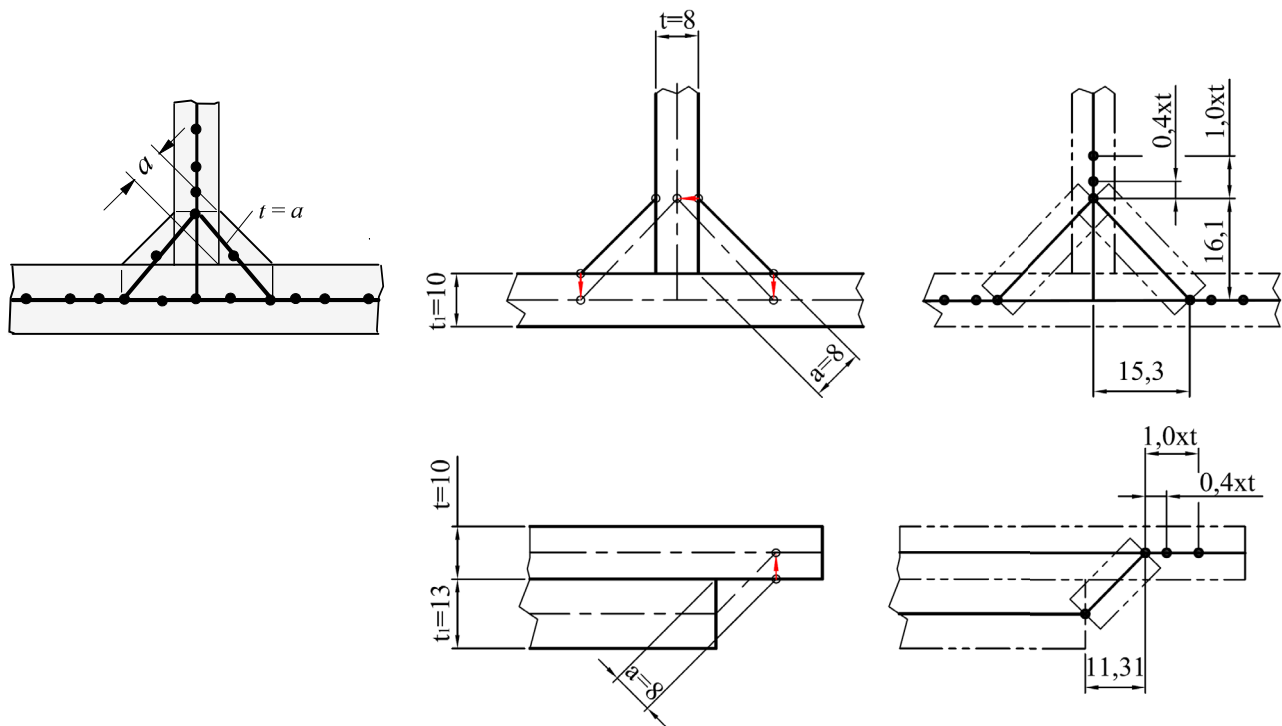


Bild 5.3: Schalengeometrie nach Empfehlungen des IIW [Hobbacher 2006] und nach [Niemi 2003] (links), Schweißnahtgeometrie (schematische Darstellung, Mitte) und Schalengeometrie (rechts) eines T- Stoßes (oben) und eines Überlappstoßes (unten)

Die in der schematischen Darstellung der Schalengeometrie (Bild 5.3) eingetragenen Maße sind aus der zuvor beschriebenen Projektion entstanden, die fetten Linien stellen die Schalengeometrie des Modells dar und die Phantomlinien verdeutlichen das aus der Schalengeometrie und der zugewiesenen Dicke abgeleitete Volumen. Besonders im Bereich der Schalenverknüpfung stimmt das durch das Modell abgebildete Volumen nicht mehr mit der tatsächlichen Geometrie überein, hier kommt es zu einer modellbedingten Mate-

rialüberschneidung. Des Weiteren kann der Winkel der Schweißnahtschale abhängig von der Differenz der jeweiligen Blechdicken von dem idealen Nahtanstiegswinkel von 45° abweichen. Diese Abweichung ist umso größer, je größer der Dickenunterschied der verschweißten Bauteile ist. Weil der Nahtanstiegswinkel jedoch Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit nimmt (vgl. Abschnitt 5.4), müssen an dieser Stelle Abweichungen in Kauf genommen werden. Um eine realitätsnahe Steifigkeit des Nahtbereichs zu erhalten und um die zuvor beschriebenen Abweichungen zwischen Modell und realem Bauteil weitestgehend zu kompensieren, wird für einen mit einem querkräftbehafteten Biegemoment belasteten T-Stoß und für einen auf Schub beanspruchten Überlappstoß, welche als konstruktive Details in der untersuchten Konstruktion vorhanden sind, ein Abgleich der Steifigkeiten eines wie zuvor beschrieben konstruierten Schalenmodells und eines Volumenmodells, welches der idealen Schweißnahtgeometrie entspricht, durchgeführt. Die Randbedingungen werden für beide Proben gleich gewählt. Über ein Verschiebungskriterium an einem Punkt außerhalb der Schweißnaht wird die Steifigkeit beider Proben durch systematische Variation des E-Moduls angepasst. **Bild 5.4** zeigt jeweils beide Modelle nach erfolgter Anpassung des Schalenmodells. Die Farbgebung kennzeichnet jeweils die absolute Verschiebung, die Werte der Verschiebung sind in diesem Fall nicht von Bedeutung. Der ermittelte E-Modul wird als Materialeigenschaft der Schweißnähte in die Modelle übernommen (Tabelle 5.1).

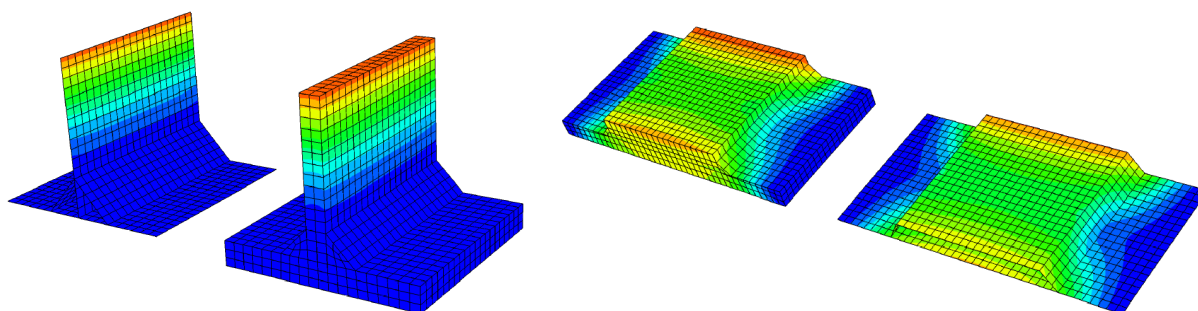


Bild 5.4: Vergleich der absoluten Verschiebung von Schalenmodell und Volumenmodell für den T-Stoß (links) und für den Überlappstoß (rechts) zur Anpassung der Steifigkeiten

Zur Bestimmung der Lebensdauer werden die ermittelten Spannungen $\sigma_{0,4+t}$ und $\sigma_{1,0+t}$ anschließend mit Hilfe der Gleichung 5.2 auf einen fiktiven Wert im Schweißnahtübergang, die vorliegende Strukturspannung, linear extrapoliert. Für den Vergleich mit der Beanspruchbarkeit muss die Schweißverbindung einer der Form und der Art der Beanspruchung entsprechenden FAT-Klasse beispielsweise nach der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006] zugeordnet werden. **Bild 5.5** zeigt beispielhaft einige Stoßarten und Belastungsfälle sowie die zugehörigen FAT-Klassen. Mit der bestimmten FAT-Klasse als zulässige Beanspruchung und der ermittelten Strukturspannung als vorliegende Beanspruchung erfolgt mit Hilfe der zugehörigen WÖHLERlinie die Lebensdauerabschätzung (**Bild 5.6**).

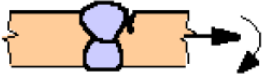
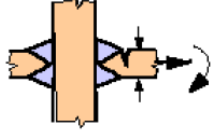
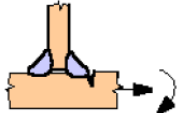
No.	Structural detail	Description	Requirements	FAT Steel	FAT Alu.
1		Butt joint	As welded, NDT	100	40
2		Cruciform or T-joint with full penetration K-butt welds	K-butt welds, no lamellar tearing	100	40
3		Non load-carrying fillet welds	Transverse non-load carrying attachment, not thicker than main plate, as welded	100	40

Bild 5.5: Auszug der FAT-Klassen der IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006]

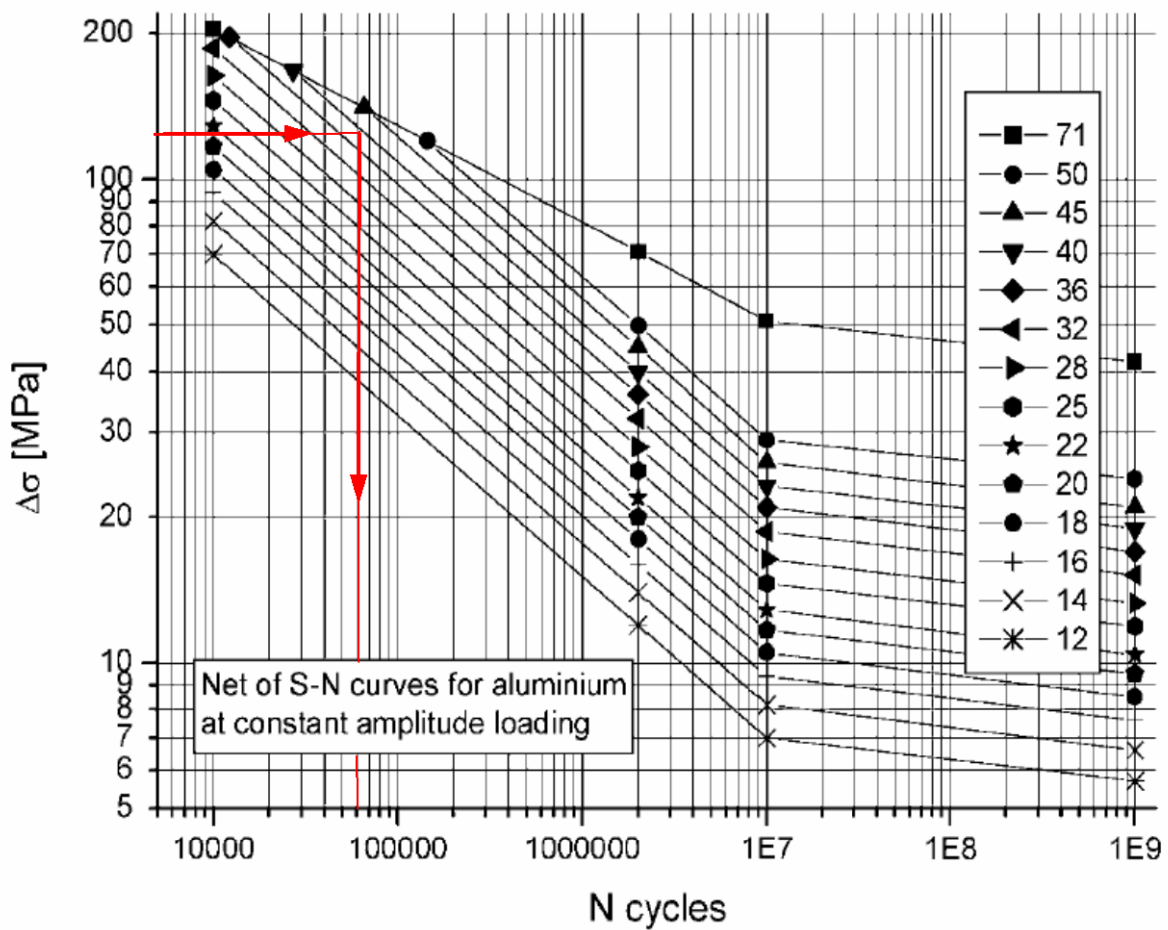


Bild 5.6: Strukturspannungs-WÖHLERlinien für verschiedene FAT-Klassen nach den IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006] mit Vorgehensweise der Lebensdauerermittlung (rote Pfeillinien)

5.1.5 Vorgehensweise nach dem Kerbspannungskonzept

Um neben den Strukturspannungen auch Einflüsse der lokalen Nahtgeometrie bewerten zu können, wird in dieser Untersuchung die von MORGENSTERN (2006) bzw. MORGENSTERN und HANSELKA (2006) nachgewiesene allgemeingültige Anwendbarkeit des örtlichen Kerbspannungskonzepts mit einem fiktiven Radius von $r_f = 1 \text{ mm}$ (vgl. Abschnitt 2.3.3.5) auf die praktische Anwendbarkeit für Aluminium-Schweißverbindungen im Nutzfahrzeugbau untersucht.

Ausgehend vom realen Bauteil wird beim Kerbspannungskonzept mit einem möglichst realen Volumenmodell gearbeitet, bei welchem die Schweißnaht unter der Annahme einer idealen Fertigung ebenfalls modelliert wird. Die im Nahtübergangsbereich entstandene Kerbe wird zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung durch den fiktiven Radius $r_f = 1 \text{ mm}$ abgerundet. Poren, Heißrisse und sonstige Schweißunregelmäßigkeiten sind weder reproduzierbar noch hinsichtlich Größe und Anzahl einheitlich und werden im Modell vernachlässigt. Der Fertigungseinfluss muss demzufolge bei der Ermittlung der Beanspruchbarkeit Berücksichtigung finden.

Unter der erfahrungsgemäßen Annahme, dass die größten Belastungen und damit der Anriss von den Schweißnahtübergängen sowie den Anfangs- und Endkratern aus erfolgen, müssen die entsprechenden Modellbereiche, insbesondere die Kerbradien, feiner vernetzt und dafür in kleinere Volumina unterteilt werden. Um für den Vergleich mit der Beanspruchbarkeit die von MORGENSTERN (2006) vorgeschlagene MASTER-Wöhlerlinie (Bild 2.19) anwenden zu können, erfolgt die Vernetzung der hoch beanspruchten Bereiche der Untersuchung von MORGENSTERN (2006) entsprechend mit Elementen der Kantenlänge $r_f/20$. Für die Vernetzung des restlichen Bauteils wird eine Konvergenzanalyse durchgeführt um eine zufriedenstellende Diskretisierung zu erzielen.

5.2 Modellierung der Achsanbindung

5.2.1 Globale Spannungsermittlung am Fahrgestell

5.2.1.1 Vorgehensweise

Zur überschlägigen Ermittlung der beanspruchungskritischen Stellen des Fahrgestells wird mit Hilfe des FEM-Programms ABAQUS/CAE ein Schalenmodell (**Bild 5.7**) erstellt und hinsichtlich der relevanten Fahrbetriebszustände „Geradeausfahrt“, „Bremsen“, „Kurvenfahrt“ und „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ untersucht. Die zugrunde liegenden Modelle sind bereits aus Abschnitt 3.3.4 bekannt und können den Tabellen 9.5-9.8 im Anhang dieser Arbeit entnommen werden. Obwohl sowohl hinsichtlich der Geometrie und der Materialeigenschaften als auch hinsichtlich der Einspannungsbedingungen jeweils eine vollkommene Symmetrie bezüglich der Längsachse vorliegt, kann die Symmetrie in dieser Modellierung zur Einsparung von Zeit und Aufwand nicht ausgenutzt werden, weil die Belastung und damit auch die Ergebnisse (Spannungen, Verformungen und Dehnungen) nicht in allen untersuchten Lastfällen symmetrisch ist.

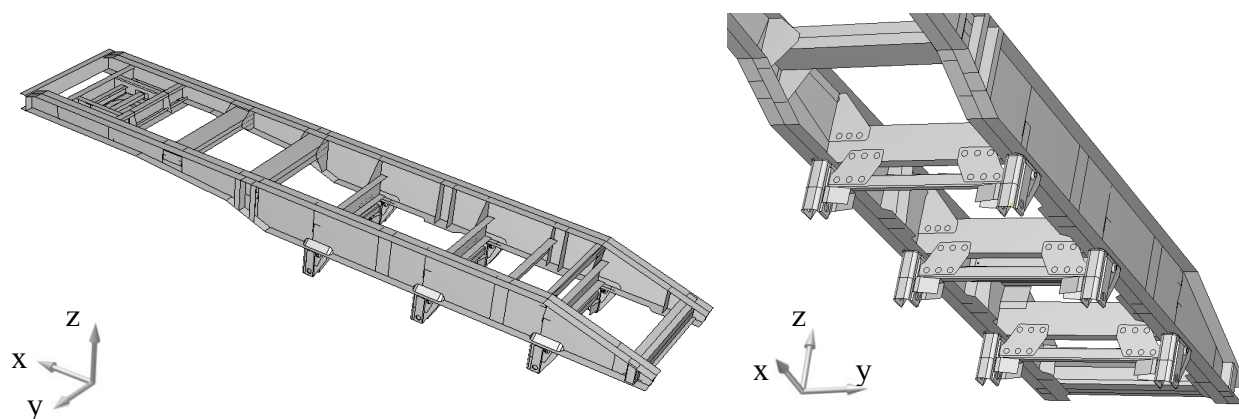


Bild 5.7: Schalenmodell des Fahrgestellrahmens mit Achsanbindung

Weil elasto-statische Vorgänge grundsätzlich nur ausgelöst werden können, wenn Einspannungen vorliegen und ein Bauteil mindestens statisch bestimmt gelagert ist, müssen für die Fahrbetriebszustände geeignete Randbedingungen abgeleitet werden. Zur Simulation der aufliegenden Mulde werden sowohl die Oberkante des Fahrgestellrahmens als auch die Sattelplatte fest eingespannt. Die Belastungen, welche die Luftfederung über den Luftfederbalg in den Fahrgestellrahmen überträgt, werden bei dieser Modellierung ebenso vernachlässigt wie die durch den Stoßdämpfer übertragenen Belastungen in die Luftfederstütze (vgl. Abschnitt 3.3.1).

Die der BPW-Einbauanleitung [BPW 2008] entnommenen Kräfte werden als konzentrierte Punktlasten jeweils in der Mitte der Luftfederstütze eingeleitet. Eine ausführliche Beschreibung der Krafteinleitungsstelle erfolgt bei der genaueren Analyse der Achsanbindung (Abschnitt 5.2.2) und der Luftfederstütze (Abschnitt 5.3).

Die Modellierung erfolgt mit Viereck-Schalenelementen mit quadratischem Ansatz auf den Mittenflächen der Körper, welchen die jeweilige Blechdicke zugeordnet wird. Als Material wird einheitlich der Grundwerkstoff Aluminium mit den in Tabelle 5.1 aufgeführten Parametern eingesetzt. Um die Lastfälle überhaupt vergleichen zu können, ist es unbedingt erforderlich, die Vernetzung einheitlich zu gestalten. Die ermittelten Werte der Spannungen dienen lediglich qualitativ dem Vergleich der Lastfälle und der Ermittlung der kritischen Stellen. Quantitativ können diese eher als überschlägig zu bewertenden Werte nicht verwendet werden, weswegen in einem nächsten Schritt bestimmte Strukturen des Fahrgestells näher untersucht werden müssen. In diesem ersten Schritt der Untersuchung des Fahrgestells erfolgt die Modellierung der Schweißnähte lediglich überschlägig für die angenommenen kritischen Stellen. Bei der anschließenden genaueren Analyse der kritischen Stellen wird die Modellierung der Schweißnähte dann ausführlich betrieben.

5.2.1.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Im Lastfall „Geradeausfahrt“ erfolgt die Einleitung der Kräfte zur Simulation vornehmlich der Ladung als konzentrierte Punktlast in negativer (vertikaler) z-Richtung in allen sechs Achseinbindungsstellen und da-

mit symmetrisch zur Längsachse des Fahrgestells, sodass die ermittelten Spannungen und Verformungen ebenfalls eine vollkommene Achsensymmetrie aufweisen. Die Darstellung der in diesem Fahrbetriebszustand auftretenden Verformung in **Bild 5.8** kann lediglich mit einem ausreichend hohen Faktor (10^9) erreicht werden. Die erwarteten Verformungen in diesem Lastfall sind aufgrund einer ausreichend steif gestalteten Konstruktion demzufolge zu vernachlässigen.

Die genauere Darstellung der Ergebnisse zeigt, dass die Kräfte vorwiegend vom Langträger aufgenommen und die Querträger somit kaum belastet werden. Die kritische Stelle stellt in diesem Betriebszustand die Verbindung des Achsbocks mit dem Langträger dar. Sie kann jedoch aufgrund der niedrigen Spannungen vernachlässigt werden.

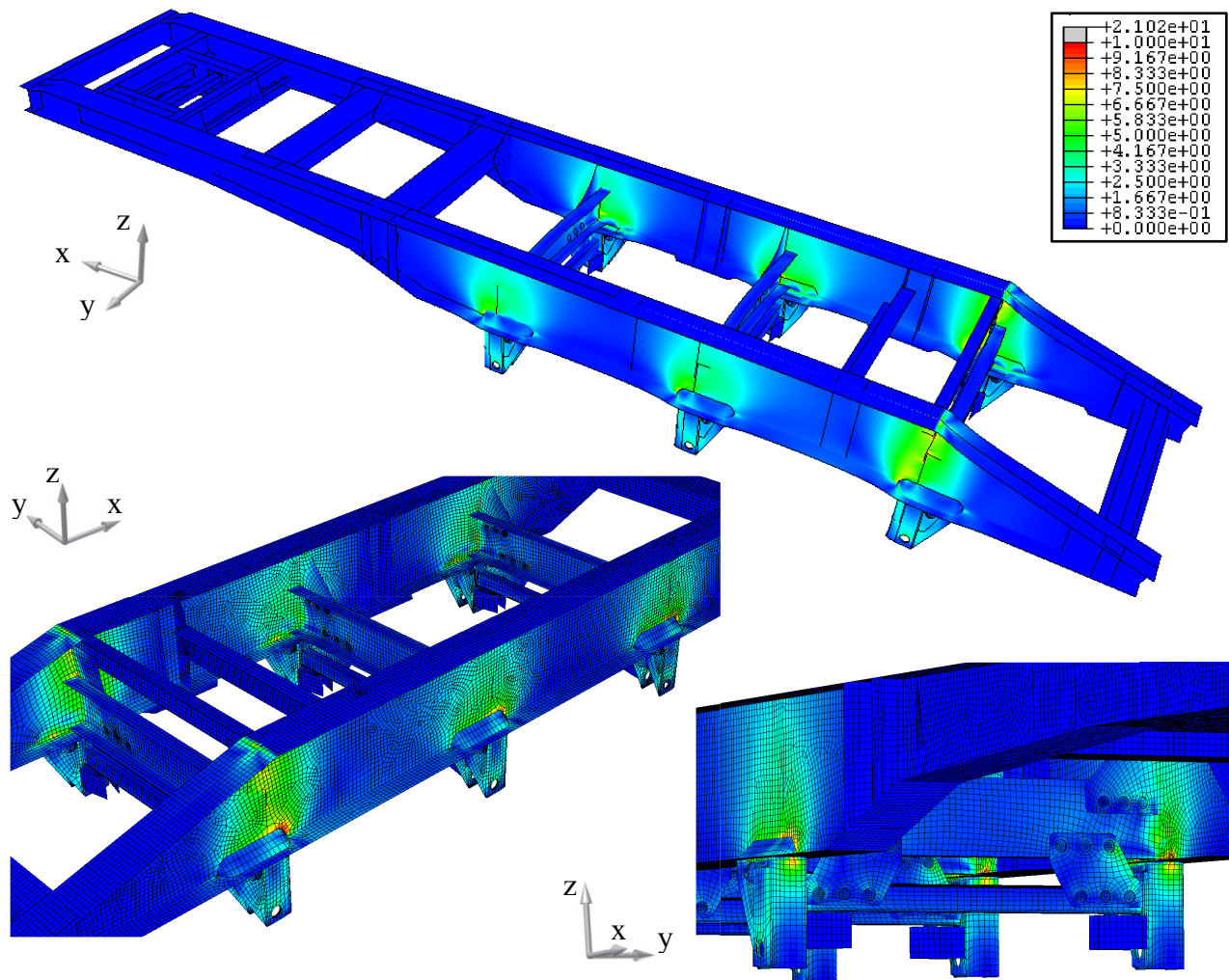


Bild 5.8: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung im Fahrgestell beim Lastfall „Geradeausfahrt“, mit Verformung (10^9 -fache Vergrößerung, oben) und ohne Verformung (unten)

Weil auch die Lasteinleitung im Lastfall „Bremsen“ durch das Einwirken von Längs- und Vertikalkräften in x- und z-Richtung, aber ohne das Einwirken von Querkräften achsensymmetrisch ist, weist die Spannungsverteilung auch in diesem Lastfall eine vollkommene Symmetrie bezüglich der Längsachse des Fahrgestells auf (**Bild 5.9**). Die genauere Darstellung der Ergebnisse zeigt, dass die Anbindung der Achsböcke

an den Langträger wiederum die kritische Stelle darstellt. Die Darstellung der in diesem Fahrbetriebszustand auftretenden Verformung lässt sich auch hier nur mit einem ausreichend hohen Faktor (10^8) erreichen, sodass die Konstruktion bezüglich dieses Lastfalls ebenfalls als ausreichend steif bewertet werden kann.

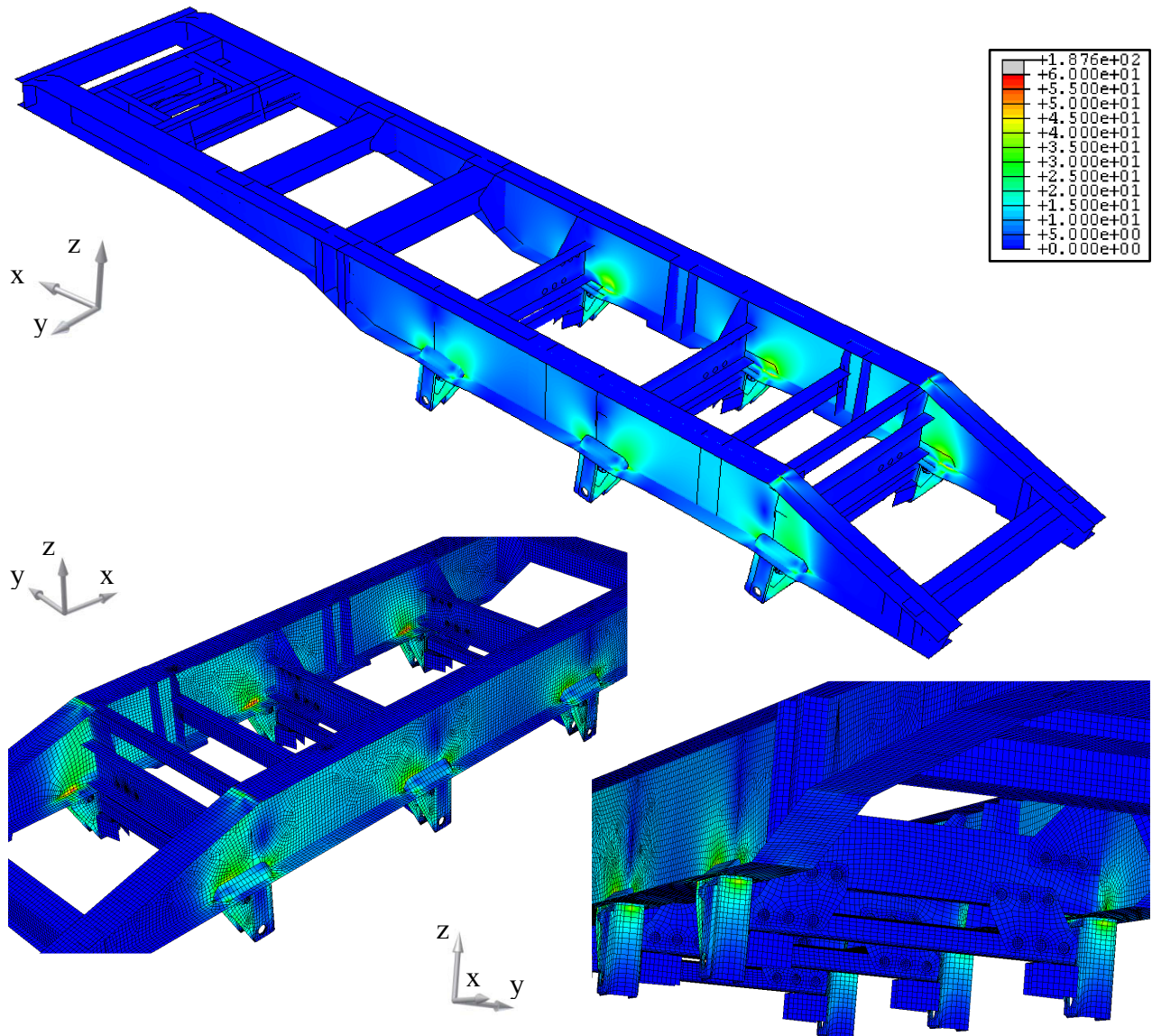


Bild 5.9: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung im Fahrgestell beim Lastfall „Bremsen“, mit Verformung (10^8 fache Vergrößerung, oben) und ohne Verformung (unten)

Erst durch die Einbringung von Querkräften wie im Lastfall „Kurvenfahrt“ in alle sechs Achseinbindungsstellen werden die Spannungsverteilung und die zugrunde liegende Verformung asymmetrisch zur Längsachse des Fahrgestells (**Bild 5.10**) (vgl. „Leiterrahmeneffekt“ in Abschnitt 3.3.4). Durch die $5 \cdot 10^7$ fache Vergrößerung der Verformung lässt sich jedoch feststellen, dass auch in diesem Fall keine merklichen Verformungen zu erwarten sind. Die genauere Darstellung der Spannungsverläufe lässt eindeutig erkennen, dass der Achsanbindung, insbesondere der Anbindung der Querträger, besondere Beachtung geschenkt werden muss.

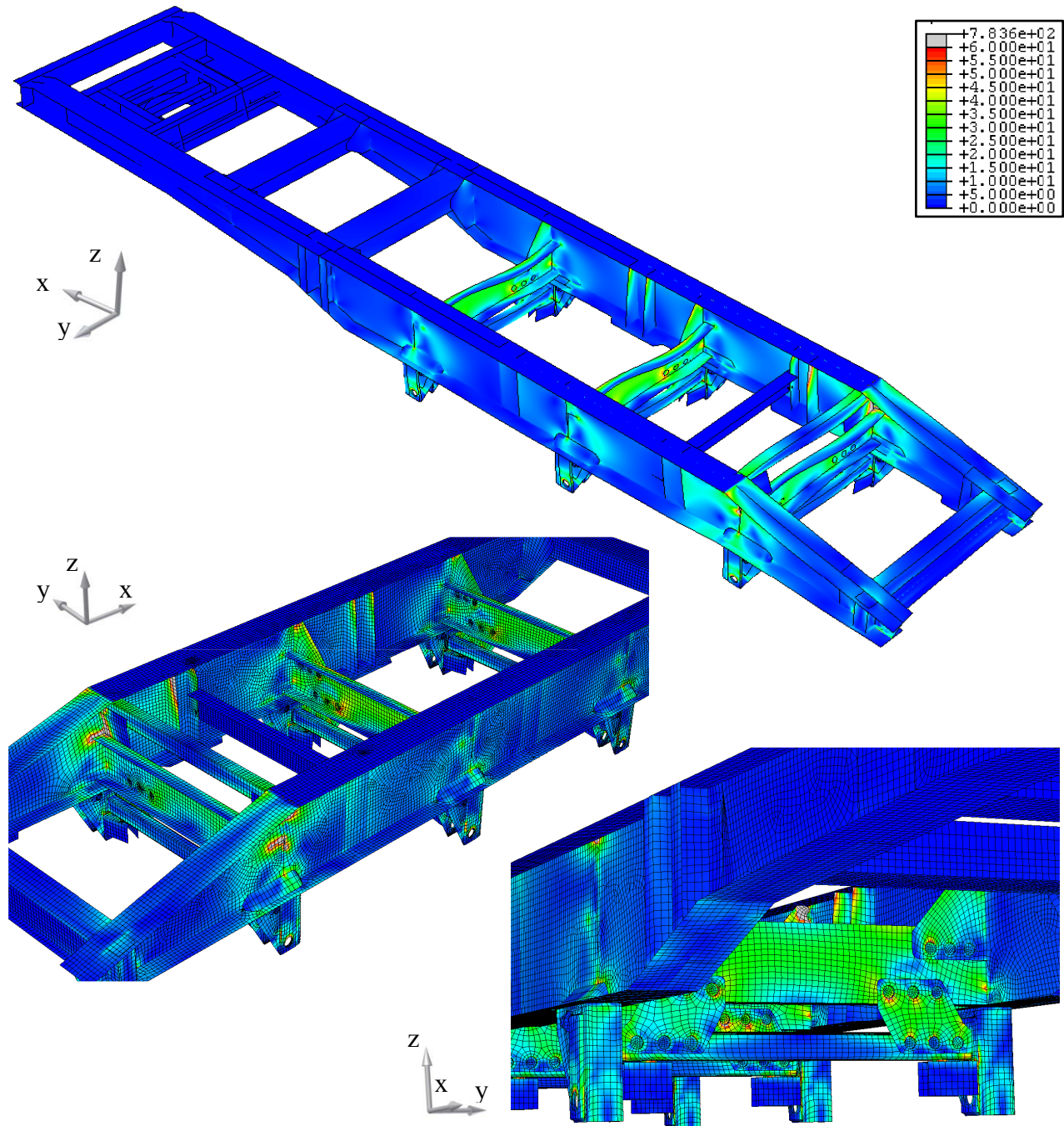


Bild 5.10: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung im Fahrgestell beim Lastfall „Kurvenfahrt“, mit Verformung ($5 \cdot 10^7$ fache Vergrößerung, oben) und ohne Verformung (Mitte und unten)

Noch deutlicher wird die aufgezeigte Problematik beim Lastfall „Wenden im Stand“. Unter der Annahme, dass sich das Fahrgestell um die mittlere Achse kräftefrei dreht [BPW 2008], erfolgt die Lasteinleitung in diesem Lastfall durch Quer- und Längskräfte an den Achsböcken der ersten und der dritten Achse. Durch die Einbringung von Querkräften werden die Spannungsverteilung und die zugrunde liegende Verformung asymmetrisch zur Längsachse des Fahrgestells (**Bild 5.11**). Durch die elastische berechnete Verformung des Leiterrahmens wird die Belastung der Achsanbindung wie aufgrund des diskutierten Leiterrahmen-effekts (vgl. Abschnitt 3.3.4) erwartet zusätzlich erhöht.

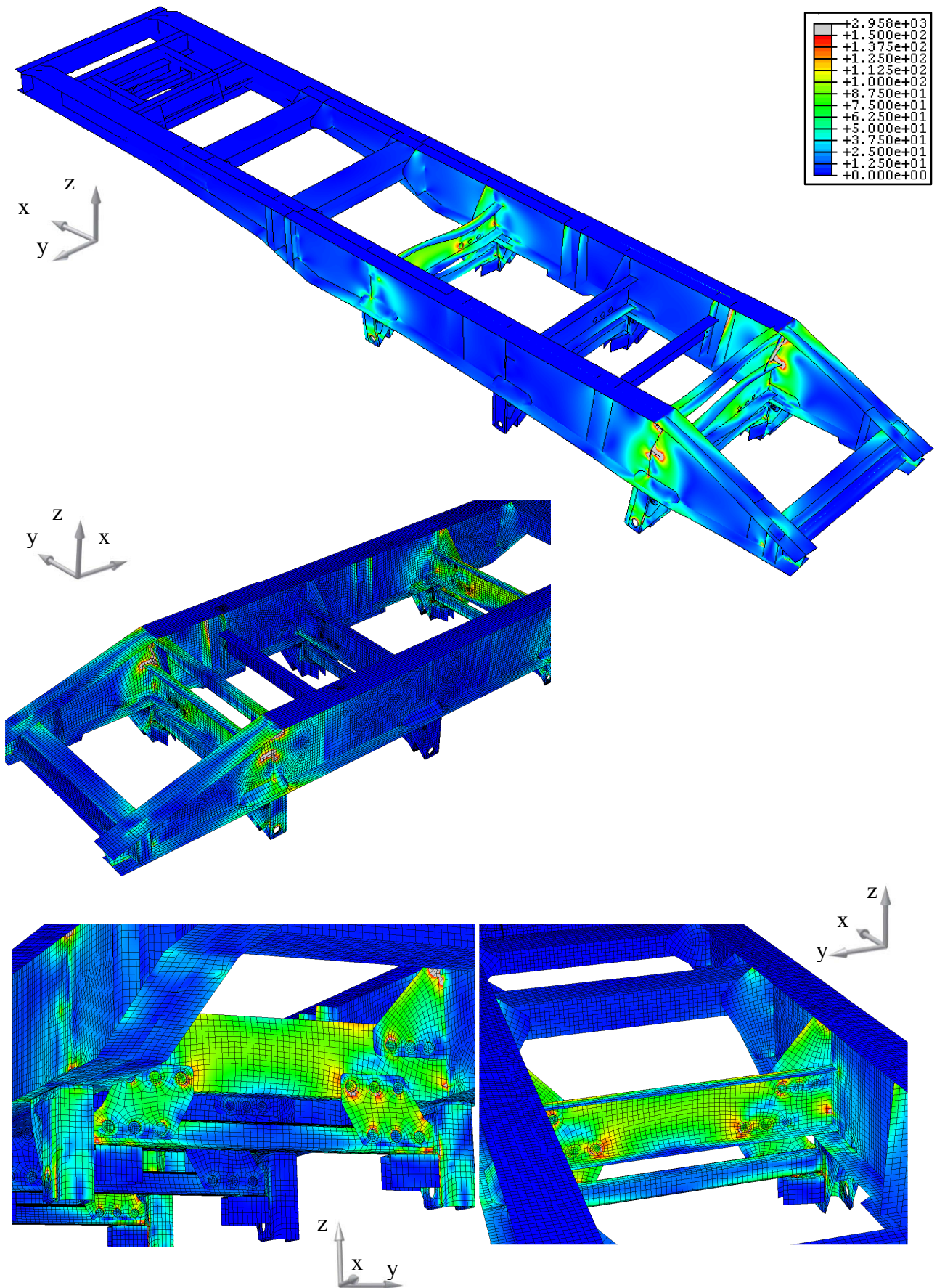


Bild 5.11: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung im Fahrgestell beim Lastfall „Wenden im Stand“, mit Verformung ($2 \cdot 10^7$ fache Vergrößerung, oben) und ohne Verformung (Mitte und unten)

Weil die Simulationen extrem unterschiedliche Spannungswerte ergeben, ist die Skalierung der Spannungen nicht einheitlich, sondern von Lastfall zu Lastfall so ausgewählt, dass trotz einiger sehr hoher Spannungsspitzen die Spannungsverläufe deutlich zu erkennen sind. Obwohl durch die Vernachlässigung der plastischen Verformungseffekte (vgl. Abschnitt 5.1.2) die realen Spannungsspitzen nicht genau bestimmt werden können, zeigen die maximal erreichten Spannungen jedoch eindeutig, dass die in der Praxis besonders häufig auftretenden Lastfälle „Geradeausfahrt“ ($\sigma_{\max} = 21,0 \text{ N/mm}^2$), „Bremsen“ ($\sigma_{\max} = 187,6 \text{ N/mm}^2$) und „Kurvenfahrt“ ($\sigma_{\max} = 783,6 \text{ N/mm}^2$) erheblich weniger kritisch zu bewerten sind als der Sonderlastfall „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ ($\sigma_{\max} = 2958 \text{ N/mm}^2$). Praktische Erfahrungen haben dies zwar schon vermuten lassen, aber die rechnerische Bestätigung bedeutet eine zusätzliche Absicherung. Um also jederzeit den „Worst-Case“ abzusichern, werden in den folgenden Untersuchungen die Eingangsgrößen für den Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“ als maßgebliche Größe für die Bewertung der vorliegenden Beanspruchungen herangezogen.

Die simulierten Spannungsverläufe stimmen ebenfalls mit den Erfahrungen der Praxis überein, welche die kritische Stelle an der Achsanbindung im Bereich der Knotenblechanbindung detektieren. Die folgenden Untersuchungen beziehen sich deswegen ausschließlich auf die Achsanbindung (Abschnitt 5.2.2) und die dort eingesetzten sicherheitsrelevanten Bauteile (Abschnitt 5.3). Auffällig ist weiterhin, dass besonders im Bereich der Schweißnähte erhöhte Spannungen und demzufolge vermehrt schädigungsrelevante Risse auftreten, sodass in Abschnitt 5.4.2 eine Überprüfung unterschiedlicher Schweißnahtausführungen angestellt wird.

5.2.2 „Semiglobale“ Spannungsermittlung an der ersten Achse

5.2.2.1 Ziel und Vorgehensweise

Weil die Querkräfte im kritischen Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“ durch die beiden äußeren Achsen übertragen werden und sich die mittlere Achse um sich selbst dreht und somit frei von kritischen Querkräften ist [BPW 2008], wird an dieser Stelle lediglich die erste Achse im starren Dreiachsaggregat betrachtet. Wie **Bild 5.12** zeigt, hat sich die mit Liniennähten ausgeführte alte Anbindung der Knotenbleche in der Praxis als besonders schädigungsrelevant herausgestellt. Risse entstehen bevorzugt im Übergang sowie im Ein- und Auslauf der Schweißnähte und wachsen durch die angrenzenden Bauteile, bis diese vollständig brechen. Der Querträger der Achsanbindung war von dieser Schädigung besonders betroffen.

Für die angestrebte Optimierung der Achsanbindung muss zunächst in diesem Teil der Untersuchung die derzeitige Konstruktion der Anbindung auf der Grundlage des Strukturspannungskonzepts zunächst hinsichtlich der im Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ auftretenden Beanspruchungen genauer untersucht werden. Ein Ziel dieses Abschnitts stellt damit die Empfehlung für die zukünftige, sowohl hinsichtlich Spannungsverteilung als auch hinsichtlich Leichtbau optimierte Gestaltung der Achsanbindung dar.

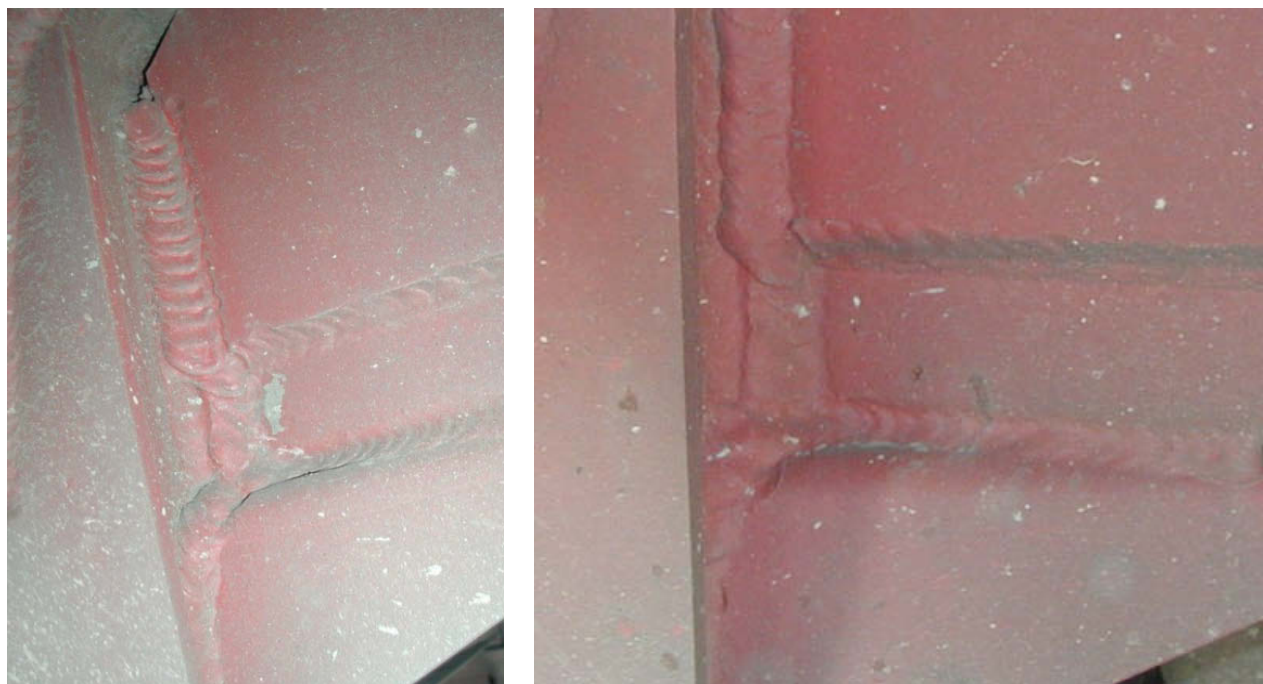


Bild 5.12: Risse im Auslauf der Schweißnähte der alten Ausführung der Achsanbindung

5.2.2.2 Untersuchung der derzeitigen Konstruktionsvariante

Zunächst wird die derzeitige Ausführung der Anbindung der Knotenbleche strukturmechanisch untersucht. Hierzu wird ein Schalenmodell erstellt, das im Gegensatz zu dem Modell der gesamten Konstruktion im vorangegangenen Untersuchungsabschnitt zusätzlich die Schweißnähte der T-Stöße und der Überlappstöße als Schalenelemente abbildet (**Bild 5.13**). Um die schadigungsrelevanten Besonderheiten aufzudecken wird darüber hinaus die Achsanbindung in einer alten in der Praxis ausreichend bewährten Ausführung untersucht. Die frühere Anbindung erfolgte über linienförmige Kehlnähte, welche die hinsichtlich Leichtbau optimierten Knotenbleche an Querrohr und Querträger anbinden. Weil jedoch nach zwei- bis dreijährigem, vorwiegend rauem Einsatz und nach Missbrauch im schweren Gelände immer wieder Risse an den Schweißnahtenden der Liniennähte auftraten, soll die neue aktuelle Variante durch die Verwendung endloser Lochschweißungen die Problematik der Endkrater, die sich durch eine Überlagerung von Strukturkerbe, Werkstoffkerbe und lokaler Kerbe aufgrund von Imperfektionen charakterisieren lässt, zumindest im Hinblick auf die Strukturkerbe und die endkraterbedingten Imperfektionen vermeiden. Für die weitere Optimierung der Anbindung ist es deswegen sinnvoll, die frühere Variante ebenfalls strukturmechanisch zu untersuchen.

Zur Modellierung mit dem FEM-Programm ABAQUS/CAE werden jeweils Schalenelemente mit quadratischem Ansatz auf den Mittenflächen der Körper gebildet. Alle Schweißnähte der T-Stöße und Überlappstöße werden als schräge Elemente mit zugeordneter Dicke und entsprechenden Materialeigenschaften (vgl. Tabelle 5.1) modelliert. Die Simulation der angrenzenden Bauteile erfolgt durch die zweckmäßige Wahl geeigneter Einspannbedingungen, mit denen die Ergebnisse der Untersuchung am gesamten Fahrzeuggestell qualitativ und quantitativ möglichst genau wiedergegeben werden.

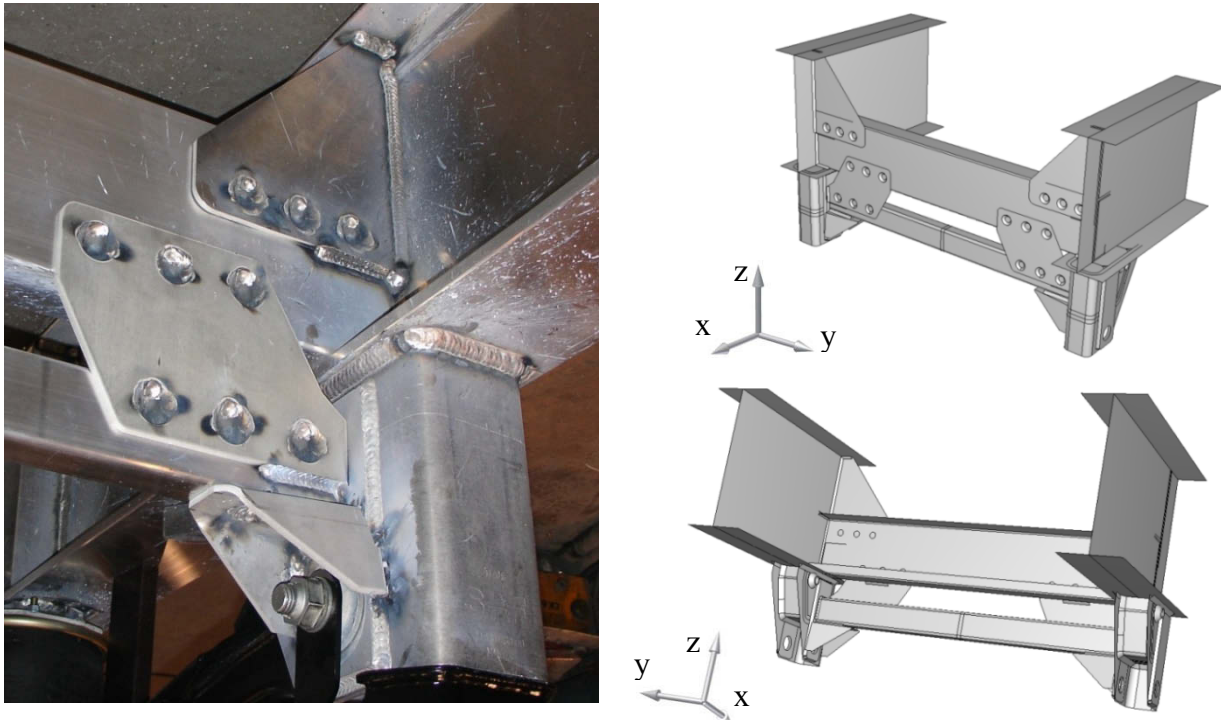


Bild 5.13: Derzeitige Ausführung der Achsanbindung in der Fertigung (links) sowie als Schalenmodell in den Ansichten von vorne (rechts oben) und von hinten (rechts unten)

Die höchsten Spannungen treten bei der alten Ausführung der Achsanbindung im untersuchten Lastfall „Wenden im Stand“ übereinstimmend mit den praktischen Erfahrungen an den Enden der Schweißnaht auf. Weil die Schweißnahtenden neben dieser spannungskritischen Gefährdung zum einen auch eine werkstofftechnische Kerbe bedeuten – hier treffen die unterschiedlichen Materialien des Profils bzw. des Blechs und des Schweißzusatzwerkstoffs aufeinander –, zum anderen stets von Schweißimperfektionen wie Einschlüssen, Bindefehlern, Poren und (Mikro-)Rissen begleitet werden, treten an diesen Stellen bevorzugt Risse auf, die sich in Richtung des Spannungsgefälles auf angrenzende Bereiche und/oder Bauteile ausweiten. Der in **Bild 5.14** rechts dargestellte Spannungsverlauf entspricht dem aus der Praxis bekannten Rissverlauf durch den Querträger. Die numerischen Berechnungen mit dem Modell der derzeitigen Ausführung der Achsanbindung ergeben Höchstspannungen an den äußeren Lochschweißungen, wobei die von hinten gesehene linke Lochnaht stets höher beansprucht wird als die rechte (**Bild 5.14** links). Auffällig ist weiterhin, dass die Spannungen auf der Rückseite höher sind als auf der Vorderseite, was darauf schließen lässt, dass nicht das Knotenblech, sondern der wesentlich steifere Querträger das kritische Bauteil darstellt.

Weil der mit Hilfe linear-elastischer Simulation ermittelte Spannungsverlauf insbesondere von der Geometrie abhängig ist, lassen sich die alte und die derzeitige Ausführung der Achsbockanbindung, die sich ja vornehmlich in der Geometrie und der Anbindung der Knotenbleche unterscheiden, bezüglich der Spannungshöchstwerte nicht direkt vergleichen. Um die Verläufe der Spannungen besser darstellen zu können, wird deswegen auch keine einheitliche Skalierung gewählt. Auffällig ist jedoch bei beiden Achsanbindungen die lokale Begrenzung der Spannungshöchstwerte auf den Bereich der Schweißnähte, welche damit die kritischen Stellen der gesamten Achsanbindung darstellen.

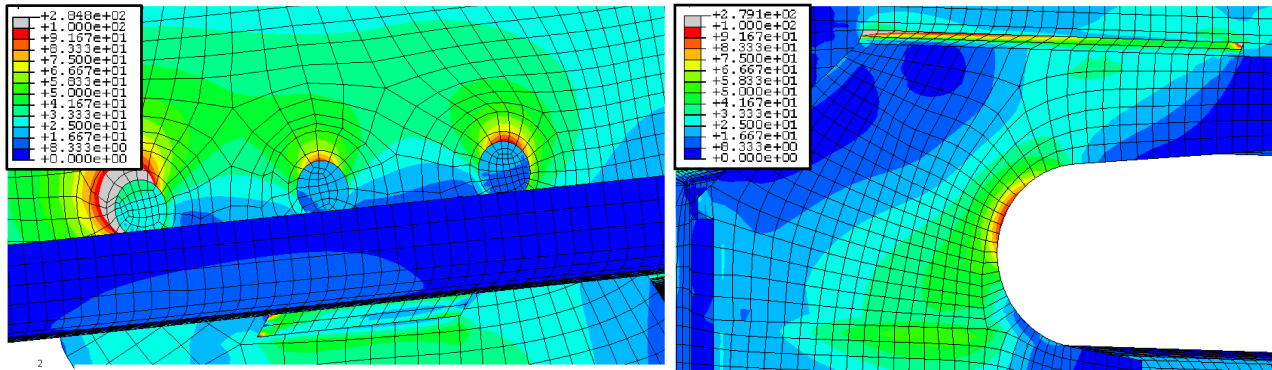


Bild 5.14: VON-MISES-Vergleichspannungsverteilung beim Lastfall „Wenden im Stand“ der derzeitigen Ausführung (links) und der alten Ausführung (rechts) der Achsanbindung

Außer der konstruktiven Gestaltung sollte auch der Fertigung Beachtung geschenkt werden. Die alte Achsanbindung sieht zur Anbindung der Knotenbleche Liniennähte mit ausreichender Nahtdicke vor. Liniennähte werden jedoch in den Schweißnahtenden stets von Schweißimperfektionen begleitet, was sich – verstärkt durch den überlagerten spannungstechnischen Einfluss – in Rissbildung und -ausbreitung auswirkt. Die Ringnähte der derzeitigen Achsanbindung bieten in dieser Hinsicht den Vorteil, durch eine Überschweißung des Nahtanfangs die Probleme der Anfangs- und Endkrater zu minimieren, um so ein möglichst gutes Schweißergebnis zu erzielen. Aufgrund der lokalen hoch konzentrierten Wärmeeinbringung ist jedoch hinsichtlich der nicht zu vermeidenden Eigenspannungen auf eine besondere Schweißnahtfolge zu achten. Weil die Spannungshöchstwerte in den beiden äußeren Lochschweißungen jeweils außen auftreten, empfiehlt es sich beispielsweise, die Schweißnaht innen, d.h. auf der der mittleren Naht zugewandten Seite, beginnen und auch dort auslaufen zu lassen, um eine Überlagerung der fertigungstechnischen und der spannungsmechanischen Kerbe zu vermeiden.

5.2.2.3 Optimierung der Achsanbindung

Durch eine geometrische Optimierung des Modells sollen ausgehend von den in Abschnitt 5.2.2.2 gewonnenen Ergebnissen sowohl die Geometrie als auch die Anbindung der Knotenbleche der Achsanbindung optimiert werden. Ziel ist es, den Spannungsverlauf zu harmonisieren und die Spannungsspitzen insbesondere an den schadigungsrelevanten Schweißnahtübergängen und -ausläufen abzubauen. Bei der Optimierung wird nach den in der Konstruktionslehre bekannten Methoden (z.B. nach [Schumacher 2004]) vorgegangen. Nachdem das Ziel einschließlich der Randbedingungen bereits definiert werden konnte, werden die Entwurfsvariablen festgelegt. Die im Analysemodell der Bauteilstruktur veränderlichen Größen sind die geometrische Struktur und die fertigungstechnische Anbindung der Knotenbleche. Die Ergebnisse der vorangegangenen numerischen Berechnung der aktuellen und der alten Ausführung zeigen, dass von der Geometrie und der Anbindung der Knotenbleche an die Lang- und Querträger des Leiterraums entscheidende Einflüsse auf das Bauteilverhalten erwartet werden können. Der Kern der Optimierungsprozedur ist die Kopplung des Analysemodells mit einem Optimierungsalgorithmus, welcher die Entwurfsvariablen so ver-

ändert, dass die Bauteilstruktur verbessert wird. Die in **Bild 5.15** skizzierte Schleife wird anschließend so lange durchlaufen, bis das als Ziel festgelegte Optimum erreicht ist.

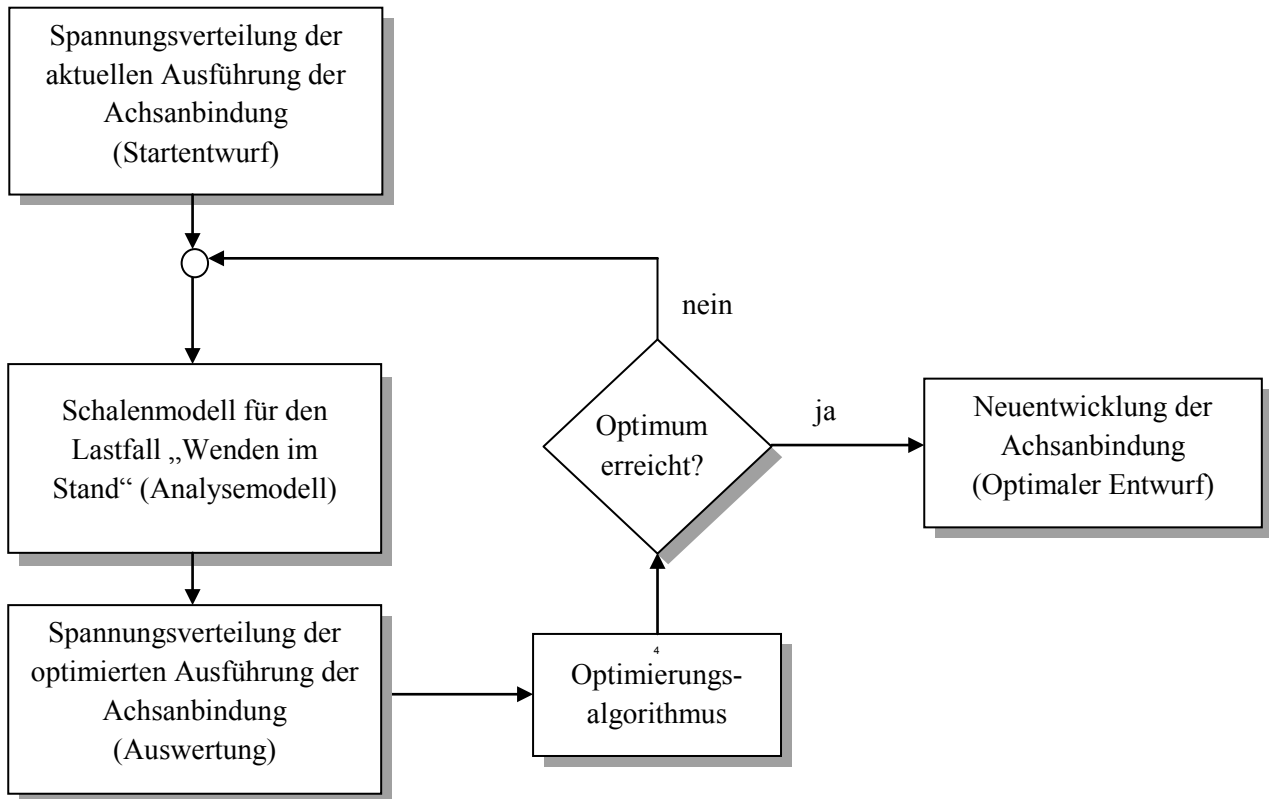


Bild 5.15: Prozedur der Optimierung der Achsanbindung (modifiziert nach [Schumacher 2004])

Für die angestrebte Strukturoptimierung, die nach SCHUMACHER (2004) als Entwicklungswerkzeug überall dort eingesetzt wird, wo Verbesserungspotential besteht, wird eine Strukturberechnung herangezogen, deren zentraler Bestandteil das Schalenmodell der Achsanbindung für den Lastfall „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ darstellt. Das Analysemodell konnte bereits in Abschnitt 5.2.2.2 erfolgreich verifiziert werden, sodass eine entscheidende Grundvoraussetzung der Optimierungsrechnung gegeben ist.

Ausgehend von der Spannungsverteilung der aktuellen Ausführung der Achsanbindung (**Bild 5.16**) erfolgen in mehreren Optimierungsschleifen Variationen sowohl der Schweißnahtverläufe als auch der Geometrie der Knotenbleche. Die jeweiligen Veränderungen sowie die erzielten Ergebnisse werden in **Tabelle 5.2** zusammengefasst.

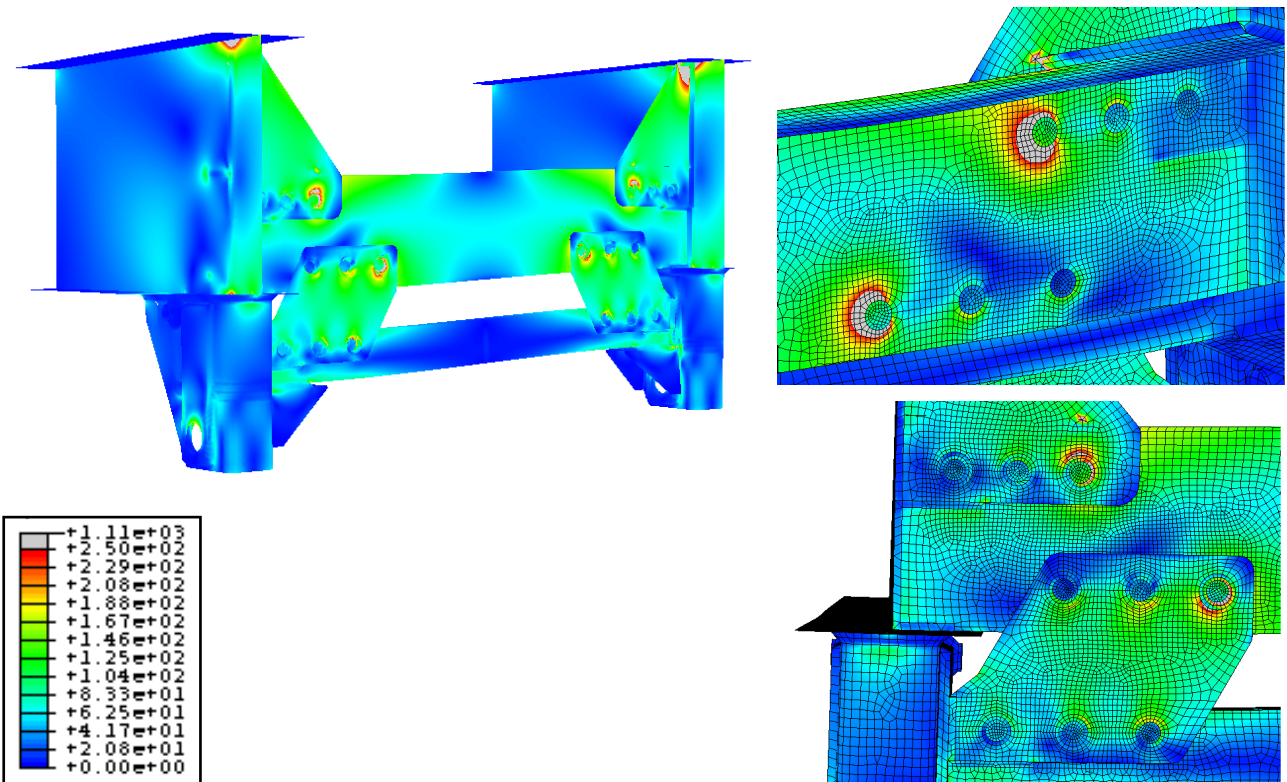
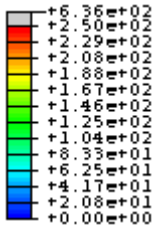
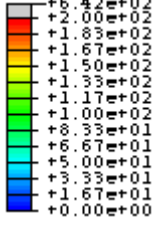
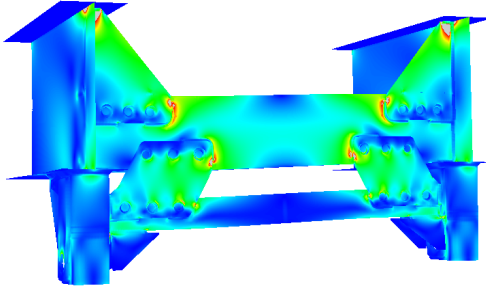
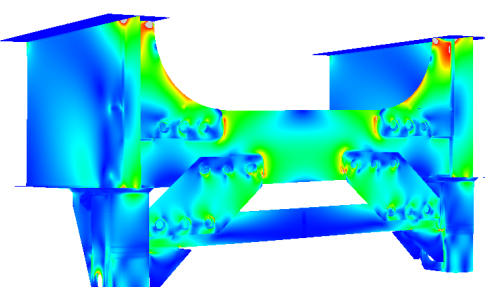
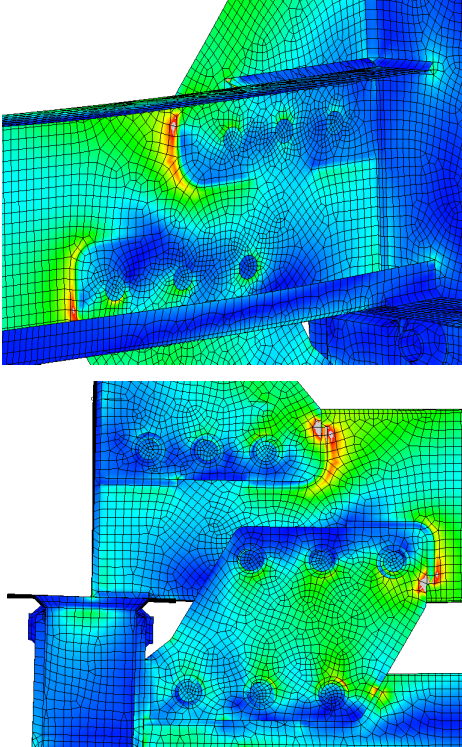
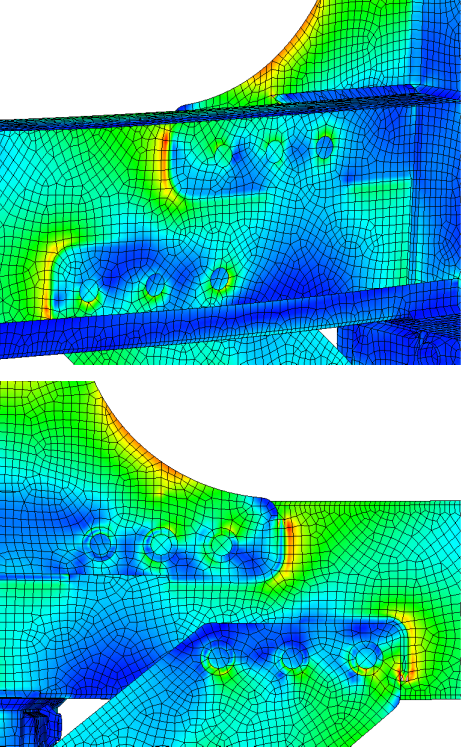


Bild 5.16: Spannungsverteilung im Startentwurf

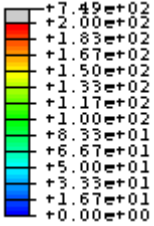
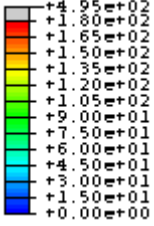
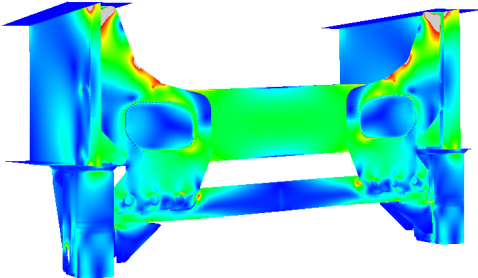
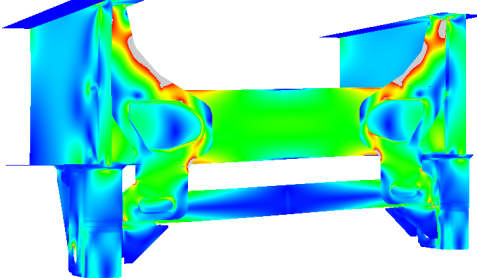
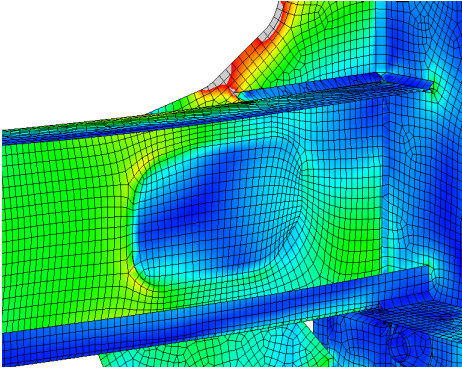
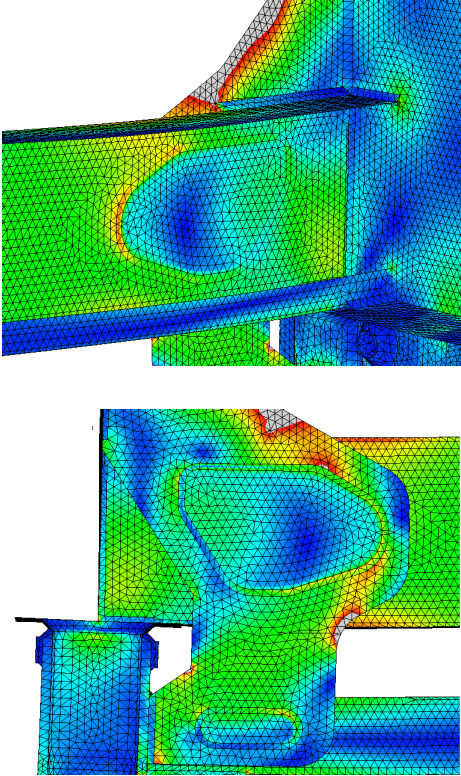
Die Ergebnisse der VON-MISES-Vergleichsspannungen zeigen, dass eine signifikante Verringerung der Spannungsspitzen bereits in der ersten Optimierungsschleife durch die Einbringung zusätzlicher Liniennähte an den Ecken der Knotenbleche erreicht werden kann. Eine Vereinheitlichung des Spannungsverlaufs kann hingegen nicht erzielt werden. Darüber hinaus tritt erneut die bereits erörterte und als versagenskritisch erwiesene Problematik der Endkrater auf. Ein Zwischenschritt durch eine zusätzliche Lochnaht anstelle der Liniennaht (Zwischenschleife ohne Darstellung) brachte zwar einen gleichmäßigeren Spannungsverlauf, aber gleichzeitig eine deutliche Erhöhung der Spannungsspitzen in den äußeren Lochschweißnähten mit sich, sodass diese Variante wieder verworfen wurde. Die reine Geometrievariation der Knotenbleche (Optimierungsschleife 2) bringt weder eine Verringerung der Spannungsspitzen noch eine Vereinheitlichung des Spannungsverlaufs mit sich. Die wirtschaftlich begründete Überlegung der Einsparung der inneren Lochnähte (Zwischenschleife ohne Darstellung) führte darüber hinaus zu einer weiteren Erhöhung der Spannungsspitzen, sodass auch diese Variante nicht weiter berücksichtigt wurde. Die auf der Grundlage der bis dahin ermittelten Ergebnisse basierende Überlegung, beide Knotenbleche zu einem Knotenblech zusammenzufassen (Optimierungsschleife 3), führt zunächst zwar zu einem leichten Anstieg der Spannungsspitzen, bringt jedoch die angestrebte Vereinheitlichung des Spannungsverlaufs mit sich. Darüber hinaus können die endkraterbehafteten Liniennähte an den Ecken der Knotenbleche eingespart werden. Durch die weitere Variation sowohl der Ringnähte als auch der Knotenblechkontur (Optimierungsschleifen 4-6) können insbesondere im Bereich der Ringnähte deutliche Verringerungen der Spannungsspitzen erreicht werden.

Tabelle 5.2: Veränderungen und Ergebnisse der Optimierungsschleifen

Nr. der Optimierungsschleife	1	2
Variation gegenüber dem Startentwurf bzw. der vorhergehenden Optimierungsschleife	zusätzliche Liniennähte an den Ecken der Knotenbleche	Verlängerung der Knotenbleche in die Mitte der Achsanbindung, weichere Ausführung des oberen Knotenblechs durch eingebrachten Radius
Legende der VON-MISES-Vergleichsspannungen	 <p> +6.36e+02 +2.50e+02 +2.29e+02 +2.08e+02 +1.88e+02 +1.67e+02 +1.46e+02 +1.25e+02 +1.04e+02 +8.33e+01 +6.25e+01 +4.17e+01 +2.08e+01 +0.00e+00 </p>	 <p> +6.42e+02 +2.00e+02 +1.83e+02 +1.67e+02 +1.50e+02 +1.33e+02 +1.17e+02 +1.00e+02 +8.33e+01 +6.67e+01 +5.00e+01 +3.33e+01 +1.67e+01 +0.00e+00 </p>
Spannungsverlauf im Gesamtmodell		
Spannungsspitzen auf der Vorder- und Rückseite		

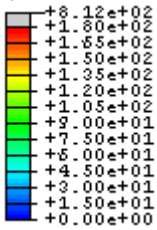
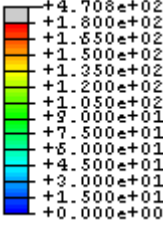
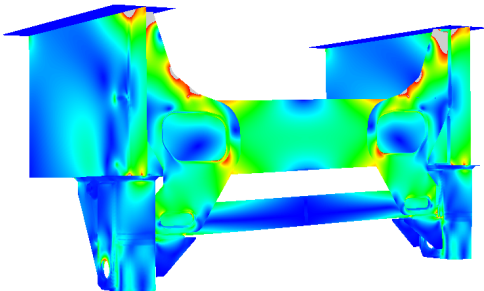
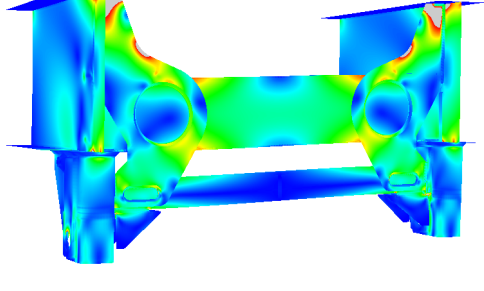
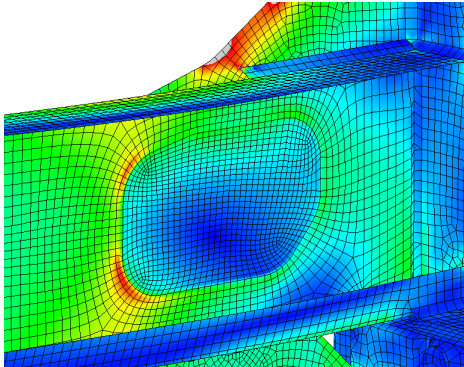
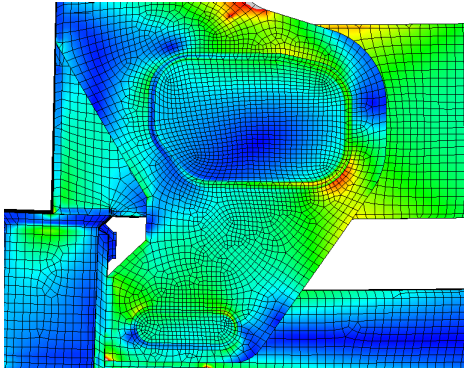
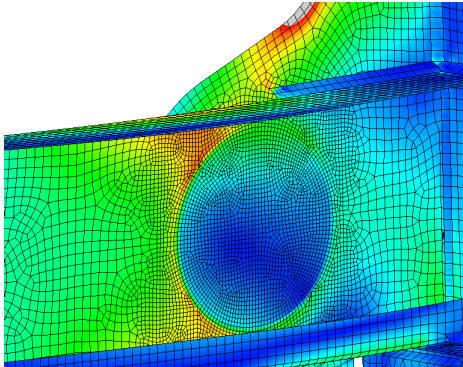
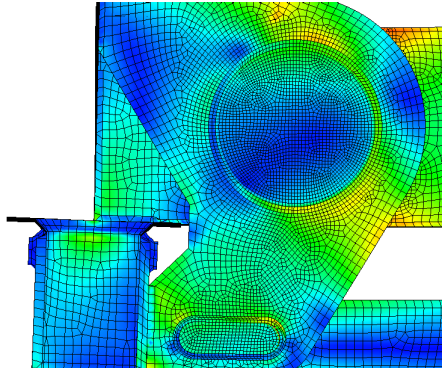
(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

Tabelle 5.2: Veränderungen und Ergebnisse der Optimierungsschleifen (Fortsetzung)

Nr. der Optimierungsschleife	3	4
Variation gegenüber dem Startentwurf bzw. der vorhergehenden Optimierungsschleife	Wegfall der Liniennähte an den Ecken der Knotenbleche, Zusammenfassen der beiden Knotenbleche zu einem Knotenblech	Variation der Geometrie der Ringschweißungen
Legende der VON-MISES-Vergleichsspannungen	 <p> +7.49e+02 +2.00e+02 +1.83e+02 +1.67e+02 +1.50e+02 +1.33e+02 +1.17e+02 +1.00e+02 +8.33e+01 +6.67e+01 +5.00e+01 +3.33e+01 +1.67e+01 +0.00e+00 </p>	 <p> +4.95e+02 +1.80e+02 +1.65e+02 +1.50e+02 +1.35e+02 +1.20e+02 +1.05e+02 +9.00e+01 +7.50e+01 +6.00e+01 +4.50e+01 +3.00e+01 +1.50e+01 +0.00e+00 </p>
Spannungsverlauf im Gesamtmodell		
Spannungsspitzen auf der Vorder- und Rückseite		

(Fortsetzung auf der nächsten Seite)

Tabelle 5.2: Veränderungen und Ergebnisse der Optimierungsschleifen (Fortsetzung)

Nr. der Optimierungsschleife	5	6
Variation gegenüber dem Startentwurf bzw. der vorhergehenden Optimierungsschleife	Variation der Geometrie der Ringschweißungen	Variation der Geometrie der Ringschweißungen
Legende der VON-MISES-Vergleichsspannungen	 <p> $+8.12e+02$ $+1.80e+02$ $+1.65e+02$ $+1.50e+02$ $+1.35e+02$ $+1.20e+02$ $+1.05e+02$ $+9.00e+01$ $+7.50e+01$ $+6.00e+01$ $+4.50e+01$ $+3.00e+01$ $+1.50e+01$ $+0.00e+00$ </p>	 <p> $+4.708e+02$ $+1.800e+02$ $+1.650e+02$ $+1.500e+02$ $+1.350e+02$ $+1.200e+02$ $+1.050e+02$ $+9.000e+01$ $+7.500e+01$ $+6.000e+01$ $+4.500e+01$ $+3.000e+01$ $+1.500e+01$ $+0.000e+00$ </p>
Spannungsverlauf im Gesamtmodell		
Spannungsspitzen auf der Vorder- und Rückseite	 	 

Mit der Optimierungsschleife 6 wird schließlich ein Spannungsverlauf erzielt, der gegenüber dem Startentwurf eine über 50%ige Verringerung der höchsten Beanspruchung sowie eine zufriedenstellende Harmonisierung aufweist. Über die strukturmechanischen Vorteile hinaus können durch die Dezentralisierung der Schweißwärmeeinbringung auch fertigungstechnische Vorteile gegenüber den bisherigen Lochschweißungen erwartet werden. Als Ergebnis der Optimierung kann somit die in **Bild 5.17** dargestellte Geometrie der Achsanbindung festgehalten werden.

Durch die Ausweitung der Systemgrenzen auf die an das Knotenblech angrenzenden Bauteile wäre unter Berücksichtigung aluminiumspezifischer Gestaltungsmöglichkeiten (z.B. nach [Horst und Zimmermann 1998a], [Horst und Zimmermann 1998b], [Fahrenwaldt 2006], [Rieberer 1989], [Scheermann 1997] und [Neumann und Neuhoff 2002]) auch die Entwicklung einer komplett neuen Anbindung, eventuell ohne die zu verschweißenden Knotenbleche vorstellbar. Dabei sollten die Ergebnisse des folgenden Abschnitts 5.4 integriert werden, die Aufschluss darüber geben, welche Stoßart im jeweiligen Anwendungsfall bevorzugt einzusetzen ist.

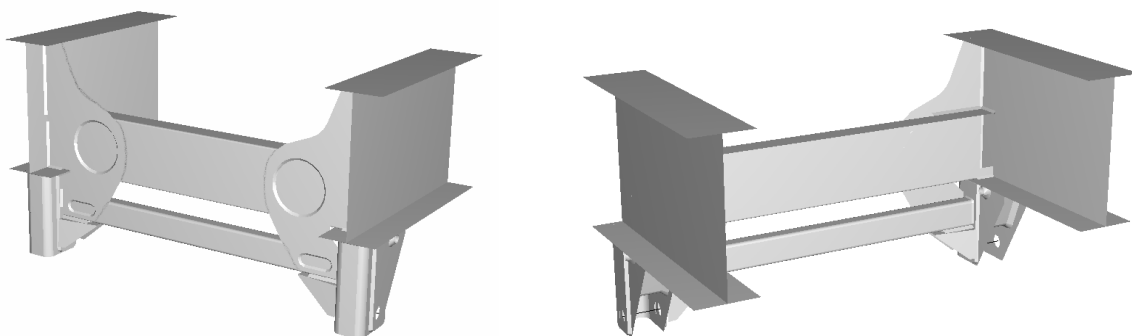


Bild 5.17: Optimaler Entwurf der Achsanbindung als Schalenmodell (Optimierungsschleife 6)

5.3 Modellierung der Luftfederstütze

5.3.1 Ziel der Untersuchung

An einem sicherheitsrelevanten Bauteil der kritischen Baugruppe Achsanbindung des Muldenkippers sollen das Strukturspannungskonzept und das örtliche Konzept miteinander verglichen werden, um eine Empfehlung bezüglich der Anwendbarkeit dieser Konzepte zur betriebsfesten Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen im Nutzfahrzeugbau geben zu können. Die Untersuchung bezieht sich auf den Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“, welcher in Abschnitt 5.2.1 als kritischer Lastfall ermittelt werden konnte. Die in diesem Teil der numerischen Berechnung ermittelten Ergebnisse werden im experimentellen Teil der Arbeit durch einen Prüfstandsversuch mit einem Ersatzmodell (Abschnitt 6.4) verifiziert und im Rahmen der Gesamtbewertung (Abschnitt 7) ausführlich diskutiert.

5.3.2 Vorgehensweise bei der Anwendung des Strukturspannungskonzepts

Zur Strukturspannungsanalyse der Luftfederstütze, die maßgeblich aus verschweißten Blechen mit Dicken von 8 mm, 10 mm sowie 13 mm und einem Rohr mit einer Wandstärke von 8 mm besteht (vgl. 3.3.2.3),

wird die Geometrie mit gekrümmten Schalenelementen modelliert, welche auf den Mittenflächen der Bauteile platziert werden und eine der realen Wandstärke entsprechende Dicke zugewiesen bekommen. Weil die Schweißnähte die zentrale Rolle beim Festigkeitsnachweis mit Hilfe des Strukturspannungskonzepts spielen, kommt ihrer Modellierung eine besondere Bedeutung zu. **Bild 5.18** zeigt die reale Luftfederstütze und das virtuelle Schalenmodell im FEM-Programm ABAQUS/CAE.

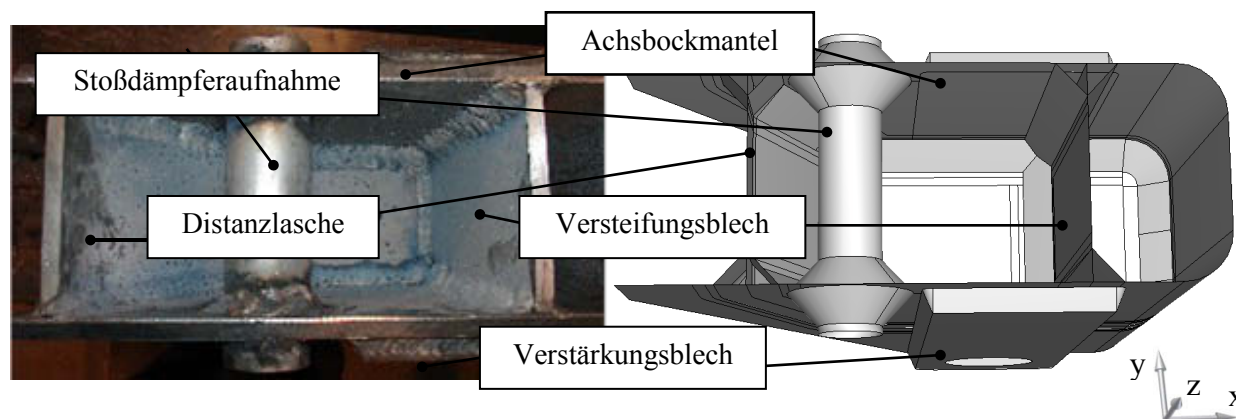


Bild 5.18: Luftfederstütze als geschweißtes Bauteil (links) sowie als Schalenmodell (rechts)

Um eine sinnvolle Vernetzung durchführen zu können, ist es unerlässlich, das Bauteil in geeignete Partitionen zu zerlegen, welche dann einzeln vernetzt werden können. Im Bereich der Schweißnaht wird die Partitionierung so vorgenommen, dass die Spannungen an den für das Strukturspannungskonzept wichtigen Extrapolationspunkten, welche in ihrer Lage nach HOBACHER (2006) festgelegt werden, direkt abgelesen werden können (vgl. auch Abschnitt 5.1.4). Bei der Vernetzung ist darauf zu achten, dass die verwendeten quadratischen Viereckselemente keine großen Verzerrungen aufweisen, da dies durch Rechenfehler zu am realen Bauteil nicht vorhandenen Spannungsspitzen führt. Die Verformung wird mit quadratischen Ansatzfunktionen berechnet, was im Gegensatz zu linearen Berechnungsmethoden, insbesondere bei auf Biegung beanspruchten Schalenelementen, zu genaueren Ergebnissen führt. Die beträchtlichere Rechenzeit stellt bei Modellen dieser Größenordnung und der heute im Allgemeinen zur Verfügung stehenden Rechnerleistung kein Problem dar. An den Knotenpunkten auf den Partitionierungslinien können mit einem ABAQUS/CAE-Tool die dort auftretenden Spannungen direkt ausgelesen werden.

Da die Luftfederstütze fest mit dem Fahrgestellrahmen verschweißt ist, wird für den oberen Rand eine feste Einspannung gewählt; entlang dieser Linie hat das Modell damit keine Freiheitsgrade mehr. Die der Einbauanleitung [BPW 2008] (vgl. Abschnitt 3.3.4 und Anhang 9.2) entnommenen Kräfte greifen als Punktlasten in der Mittelebene der Luftfederstütze, genau zwischen den zwei Bohrungen der Achseinbindung, an. Hierfür wird von der realen Achseinbindung (**Bild 5.19** links) ein abstrahiertes Modell entwickelt, welches die gleichen Randbedingungen aufweist. Am Krafteinleitungspunkt wird ein separat erzeugter Knoten (Reference Point) platziert und mit den ermittelten Kräften belastet. Weil ein Reference Point zunächst nicht mit dem Modell verknüpft ist, wird er über Zwangsbedingungen (Constraints) mit dem Modell verbunden. Letztere stellen eine starre Verbindung dar und verbinden den Krafteinleitungspunkt mit allen vier Kreislinien der durch alle Bleche durchgehenden Bohrung (siehe Bild 5.19 rechts).

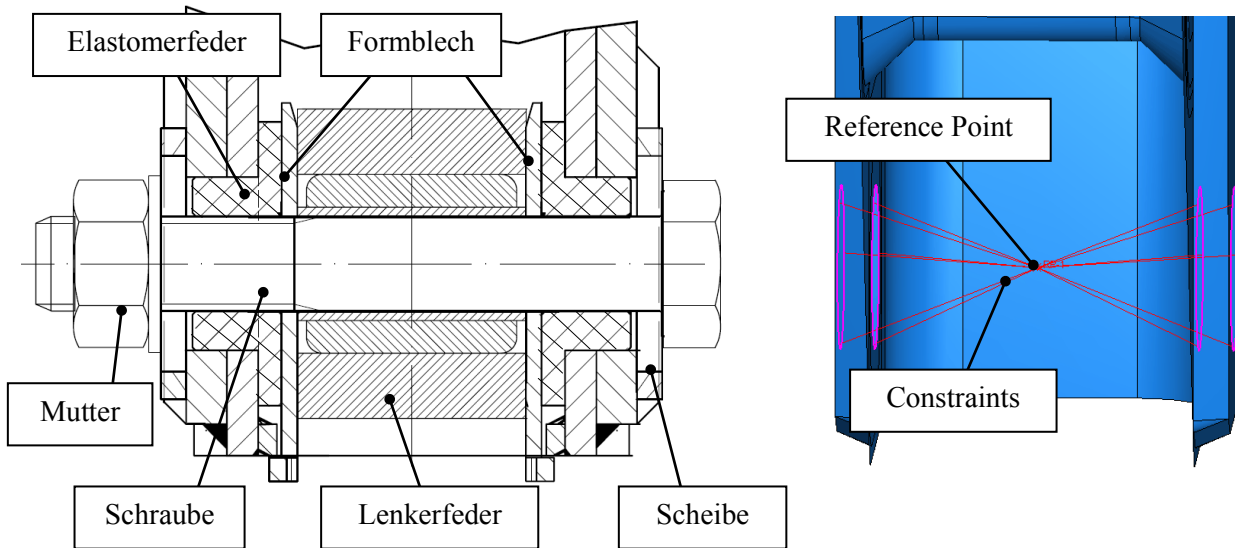


Bild 5.19: Vergleich der Krafteinleitung, real (links, schematische Darstellung nach Fa. MEIERLING GmbH&Co. KG) und im Modell (rechts)

5.3.3 Ergebnisse des Strukturspannungskonzepts

Bild 5.20 zeigt die mit dem Strukturspannungskonzept ermittelten VON-MISES-Vergleichsspannungen an der Luftfederstütze beim Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“. Um die auftretenden Spannungsverläufe in den innen liegenden Versteifungen besser darstellen zu können, ist das Modell partiell im Schnitt dargestellt. Die Farbskala und damit die maximal auftretende Spannung reichen bis zu einem Wert von 324 N/mm^2 . Die Spannungsmaxima liegen im Bereich der Krafteinleitung.

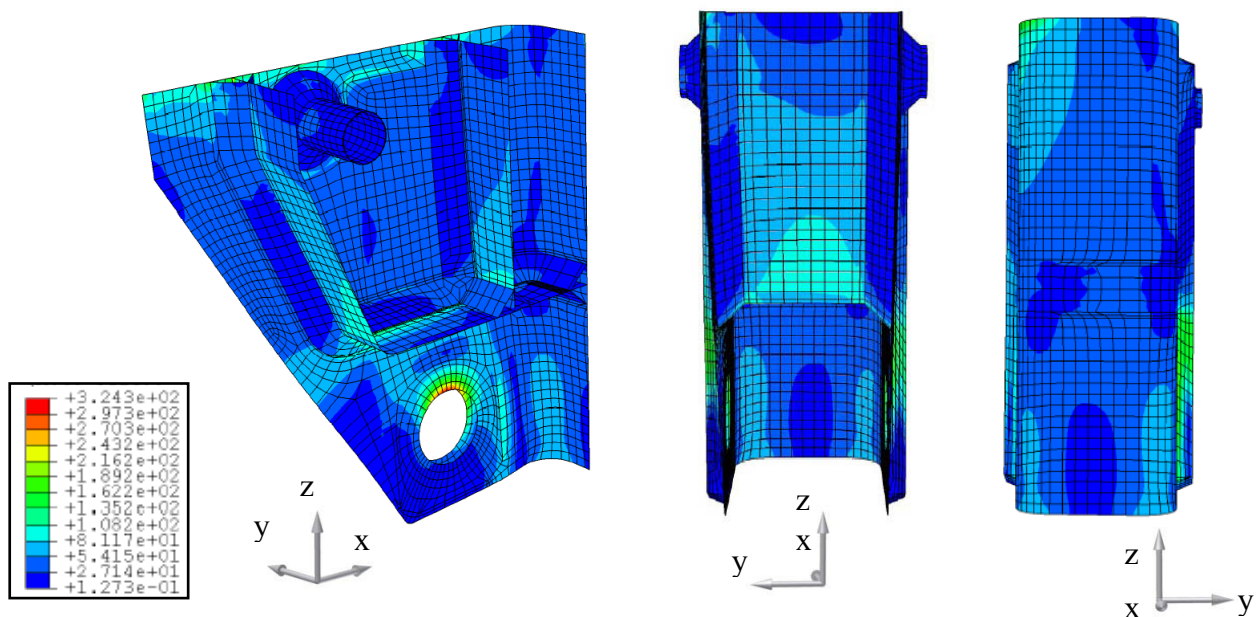


Bild 5.20: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung in der Luftfederstütze beim Lastfall „Wenden im Stand“ nach dem Strukturspannungskonzept, Ansichten im Schnitt (links), von hinten (Mitte) und von vorne (rechts) ohne Verformung

5.3.4 Vorgehensweise bei der Anwendung des Kerbspannungskonzepts

Durch die Anwendung der in Abschnitt 5.1.5 vorgestellten Vorgehensweise des örtlichen Kerbspannungskonzepts mit einem fiktiven Radius [Morgenstern 2006 bzw. Morgenstern und Hanselka 2006] werden in diesem Teil der Untersuchung neben den Strukturspannungen auch Einflüsse der lokalen Nahtgeometrie in die Bewertung einbezogen. Die Materialparameter werden nach Tabelle 5.1 eingesetzt. Ausgehend von der realen Luftfederstütze wird ein möglichst reales, jedoch als ideal gefertigt angenommenes Volumenmodell ohne Verzug und Schweißimperfectionen erstellt, bei welchem die Schweißnähte ebenfalls modelliert werden (**Bild 5.21**). Die im Nahtübergangsbereich entstandenen Kerben werden zur Berücksichtigung der Mikrostützwirkung durch den fiktiven Radius $r_f = 1$ mm abgerundet. Für eine von MORGENSTERN (2006) empfohlene feine Vernetzung des Modells wird dieses zuvor in kleinere Volumina partitioniert.

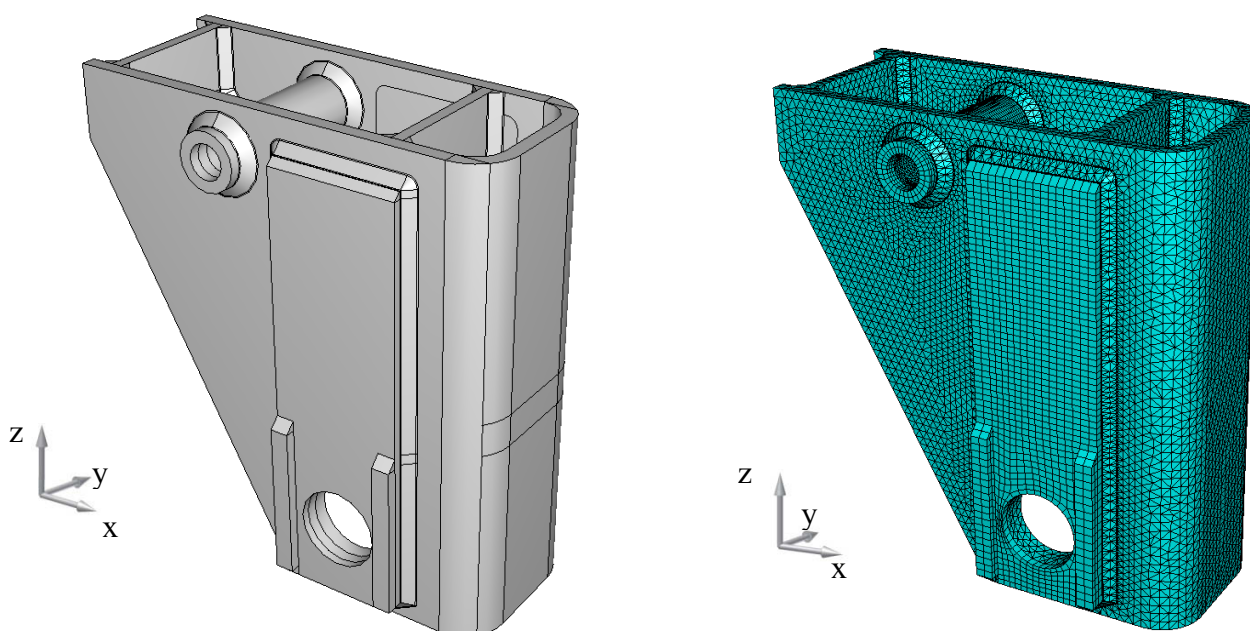


Bild 5.21: Partitioniertes (links) und vernetztes (rechts) Volumenmodell der Luftfederstütze

5.3.5 Ergebnisse des Kerbspannungskonzepts

Bild 5.22 zeigt die mit dem Kerbspannungskonzept ermittelten VON-MISES-Vergleichsspannungen an der Luftfederstütze beim Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“. Um die auftretenden Spannungsverläufe in den innen liegenden Versteifungen besser darstellen zu können, ist das Modell partiell im Schnitt dargestellt. Die Farbskala und damit die maximal auftretende Spannung reichen bis zu einem Wert von 1475 N/mm^2 . Die Spannungsmaxima liegen sowohl im Bereich der Krafteinleitung als auch in den Übergängen der Kehlnähte der Stoßdämpferaufnahme sowie der Verstärkungsbleche.

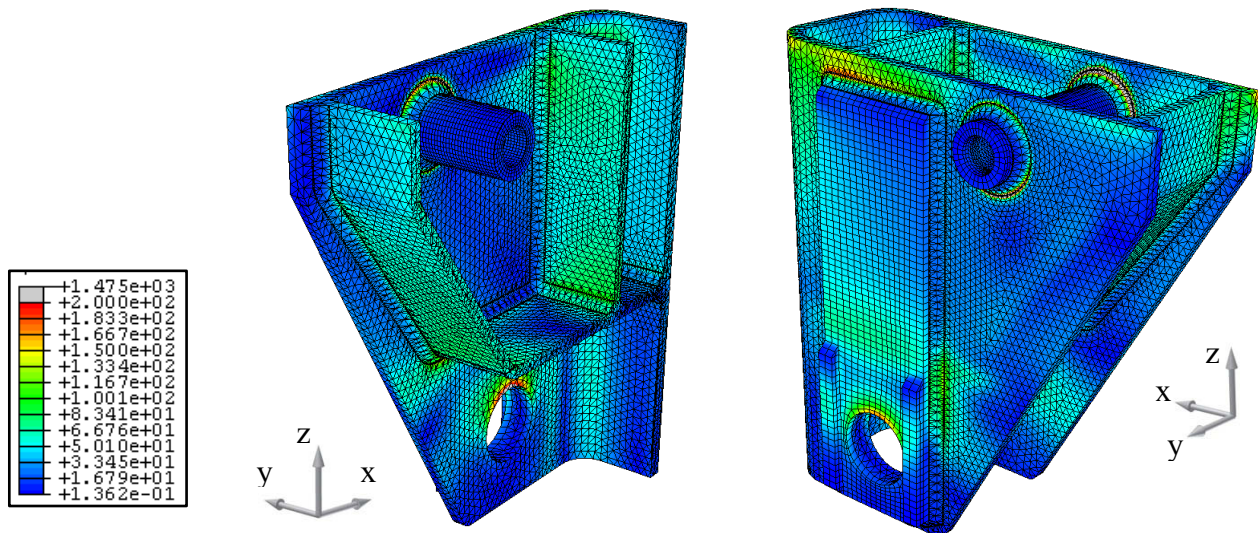


Bild 5.22: VON-MISES-Vergleichsspannungsverteilung in der Luftfederstütze beim Lastfall „Wenden im Stand“ nach dem Kerbspannungskonzept, Ansichten im Schnitt (links) und von der Seite (rechts) ohne Verformung

5.3.6 Diskussion der Ergebnisse

Um die ermittelte Beanspruchungshöhe der Luftfederstütze bewerten zu können, werden die Ergebnisse zunächst insgesamt auf Plausibilität überprüft. Zu den gemachten Vereinfachungen zur Ermittlung der Vergleichsspannungen gehören die von BPW (2008) getroffenen Lastannahmen für den Fahrbetriebszustand „Wenden im Stand“. Durch solche Lastannahmen werden die physikalischen Gegebenheiten und Vorgänge oftmals nur unvollständig wiedergegeben. Weil der untersuchte Fahrbetriebszustand jedoch als der kritischste Zustand ermittelt werden konnte, ist die Vorgehensweise an dieser Stelle vollkommen ausreichend. Eine genaue Lebensdauerabschätzung im Sinne der Betriebsfestigkeit ist mit den im Nutzfahrzeugbau entwickelten vereinfachten Berechnungsmodellen [BPW 2008] nicht möglich, denn nicht nur die Höhe der ermittelten Beanspruchung sollte bewertet werden, sondern vor allem deren Schwingbreite und Häufigkeit. Weiterhin ist zu berücksichtigen, dass aufgrund von fertigungstechnischen Abweichungen infolge des Schweißens Abweichungen zwischen den unter der Annahme ideal ausgerichteter sowie fehlerfreier Schweißnähte berechneten Ergebnissen und den im Betrieb auftretenden Spannungen auftreten, welche unter Umständen bedeutend groß sein können. Bei der in dieser Untersuchung betrachteten Luftfederstütze sind dies vor allem Verzug und Versatz an den Schweißstößen. Die Schweißnähte können aufgrund des groben Fertigungsverfahrens und der komplizierten Schweißpositionen nicht exakt ausgeführt werden. Eine weitere wesentliche Vereinfachung ist die Annahme von BPW (2008), aufgrund derer das Bauteilverhalten der Lenkerfeder nicht berücksichtigt wird. Die in die Luftfederstütze eingeleiteten Kräfte sind die Reaktionskräfte, die durch die am Rad angreifenden Kräfte aus den Lastannahmen resultieren. Hierbei wird jedoch eine Veränderung der Schnittlasten über die Lenkerfeder vernachlässigt. Des Weiteren entsteht aufgrund der im Federauge eingepassten Elastomerfeder (vgl. Bild 5.19) ein Drehmoment, welches sich auch auf die Luftfederstütze auswirkt. Dieses Moment wird im Modell nicht berücksichtigt. Die Gestaltung der

Krafteinleitung wird im Modell gegenüber der realen Ausführung stark vereinfacht. Die Kräfte werden an einem Punkt angesetzt, welcher mit den vier Kreislinien der durch alle Bleche durchgehenden Bohrung ideal starr verbunden ist. In der Realität ist das Gebiet der Krafteinleitung größer, da durch die aus der Flächenpressung resultierende reibschlüssige Verbindung an den Unterlegscheiben ebenfalls Kräfte übertragen werden. Querkräfte können darüber hinaus auch über die Innenflanken der Luftfederstütze übertragen werden.

5.4 Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen K_t

5.4.1 Kerbformzahlen unterschiedlicher Schweißstöße

5.4.1.1 Ziel und Vorgehensweise

Weil sich bei Aluminium laut RIEBERER (1989) die Geometriekerbe stärker auswirkt als die Werkstoffkerbe, verringern insbesondere Störungen im Kraftfluss (Kraftumlenkungen), Oberflächenverunreinigungen, Spannungsanhäufungen und ungünstige Nahtformen die zyklische Festigkeit der Schweißverbindung. Um den Einfluss der lokalen Schweißnahtgeometrie auf das Ermüdungsverhalten der Schweißkonstruktion bewerten zu können, werden in diesem Teil der Untersuchung mit Hilfe der FE-Analyse die Kerbformzahlen K_t unterschiedlicher Schweißstöße (T-Stoß, Stumpfstoß und Überlappstoß) mit jeweils unterschiedlichen lokalen Geometrieparametern sowie unterschiedlicher Beanspruchung ermittelt. Das Ergebnis soll Aufschluss darüber geben, welche Stoßart im jeweiligen Anwendungsfall bevorzugt einzusetzen ist und welche Parameter der lokalen Schweißnahtgeometrie zu berücksichtigen bzw. durch fertigungstechnische Maßnahmen favorisiert zu beeinflussen sind.

Um den Einfluss der Fertigung auf die lokale Schweißnahtgeometrie berücksichtigen zu können, werden in einem ersten Schritt durch Berücksichtigung spezifischer Richtlinien die zu variierenden Parameter der Geometrie bestimmt. Konstruktionsrichtlinien und internationale Normen beinhalten neben allgemeingültigen Richtlinien für das schweißgerechte Konstruieren die aluminiumspezifische, werkstoffgerechte und wirtschaftliche Auslegung der Fügestelle. Die Fugenvorbereitung muss dabei ein gutes Aufschmelzen der Blechkanten, ein gutes Durchschweißen der Wurzel sowie ein vollkommenes Füllen der Querschnitte ermöglichen. Um darüber hinaus eine Wurzelkerbe zu vermeiden, sollte die Fuge auf jeden Fall wurzelseitig angefast werden.

DIN EN ISO 9692-3 (07.2001) (vgl. **Tabelle 5.3**) gibt Empfehlungen für Fugenformen für das MIG- und WIG-Schweißen von Aluminiumlegierungen und enthält Rahmenfestlegungen zur Beschreibung der Nahtvorbereitung sowie eine Sammlung von bewährten Maßen und Formen, die in der Regel den günstigsten Schweißbedingungen entsprechen. Weitere Grenzabmaße werden von der Fertigung bestimmt und hängen beispielsweise vom Schweißprozess, dem Grundwerkstoff, der Schweißposition oder der anzustrebenden Bewertungsgruppe ab. Weil die Beurteilung der Wirtschaftlichkeit häufig vom Anwendungsfall und damit von der zuständigen Schweißaufsicht abhängt, ist zu berücksichtigen, dass die in der Norm empfohlenen Werkstückdicken nur nach technischen, nicht aber nach wirtschaftlichen Überlegungen festgelegt werden.

Tabelle 5.3: Parameter und Randbedingungen zur Ermittlung der Kerbformzahlen unterschiedlicher Schweißstöße mit variierenden lokalen Nahtgeometrien

Nahtart		Stumpfstoß	T-Stoß	Überlappstoß
Fugenform nach DIN EN ISO 9692-3 (07.2001)	Darstellung und Schnitt			keine Angaben
	Werkstückdicken	$3 \text{ mm} \leq t \leq 15 \text{ mm}$	$t_1 \text{ und } t_2 \geq 8 \text{ mm}$	
	Öffnungswinkel	$\alpha \geq 50^\circ$	$\beta \geq 50^\circ$	
	Stegabstand	$b \leq 2 \text{ mm}$	$b \leq 2 \text{ mm}$	
	Steghöhe	$c \leq 2 \text{ mm}$	$c \leq 2 \text{ mm}$	
gewählte Daten		$t = 6 \text{ mm}$ $b = 2 \text{ mm}$ $c = 2 \text{ mm}$ $\alpha = 60^\circ$	$t_1 = t_2 = 6 \text{ mm}$ $b = 1 \text{ mm}$ $c = 2 \text{ mm}$ $\beta = 60^\circ$	$t = 6 \text{ mm}$
Randbedingungen der Modellierung und zu variierende Parameter der lokalen Schweißnahtgeometrie		Lastfall 1: 	Lastfall 1: Lastfall 2: Lastfall 3: 	Lastfall 1: Lastfall 2:
Einspannungen: Punktlast: Linienlast: 				

Unter der Annahme einer vollen Durchschweißung sowie unter Nichtbeachtung eventueller Schweißimperfectionen, erfolgt die Modellierung des Schweißstoßes als Schalenmodell mit einer einheitlichen Elementdicke von 1 mm. Die entsprechenden Parameter der Fugenform, die Randbedingungen und die jeweils zu variierenden Parameter der lokalen Schweißnahtgeometrie für den jeweiligen Schweißstoß sind der Tabelle 5.3 zu entnehmen. Die Materialparameter für den eingesetzten Werkstoff Aluminium werden – ohne den Werkstoffeinfluss in dieser Untersuchung berücksichtigen zu wollen – mit einem E-Modul von 70.000 N/mm² und einer Querkontraktionszahl $\nu = 0,29$ (vgl. Tabelle 5.1) angesetzt.

Um die Kerbformzahl direkt aus den Ergebnissen der VON-MISES-Vergleichsspannung, welche in diesem Fall die Kerbspannung in der lokalen Nahtgeometrie darstellt, ablesen zu können, wird in nahezu allen Lastfällen mit einer Streckenlast von 1 N/mm in ausreichender Entfernung zur Schweißnaht eine Nennspannung von 1 N/mm² aufgebracht. Allein der Lastfall 3 des T-Stoßes (vgl. Tabelle 5.2) wird mit einer Punktlast erzeugt, die eine Biegespannung hervorruft. Der Wert der Punktlast wird solange variiert, bis sich im Nennquerschnitt wiederum eine Nennspannung von etwa 1 N/mm² einstellt. Die Ergebnisse der Untersuchung werden für die drei Schweißstöße getrennt so aufgeführt, dass die Einflussparameter auf das Ermüdungsverhalten direkt erkennbar sind.

5.4.1.2 Kerbformzahlen des Stumpfstoßes

Bei der Untersuchung des Stumpfstoßes werden die Nahtüberhöhung und der Nahtübergangsradius systematisch variiert (vgl. Tabelle 5.3). Um den Einfluss weiterer Imperfectionen aus dieser Untersuchung auszuschließen, werden die Wurzel als voll ausgeführt sowie mechanisch abgearbeitet modelliert und innere Unregelmäßigkeiten wie Poren, Einschlüsse oder Bindefehler vernachlässigt. Die Nahtüberhöhung t_{Naht} variiert zwischen 1 mm und 3 mm und entspricht damit annähernd dem maximal zulässigen Wert nach DIN EN ISO 10042 (02.2006), der sich für die schlechteste Bewertungsgruppe D nach der Gleichung 5.3

$$t_{\text{Naht}} \leq 1,5 \text{ mm} + 0,2b_{\text{Naht}} \quad (\text{Gleichung 5.3})$$

mit einer der verwendeten Fugenform entsprechenden Nahtbreite $b_{\text{Naht}} = 7 \text{ mm}$ zu $t_{\text{Naht}} \leq 2,9 \text{ mm}$ berechnen lässt. Der Nahtübergangsradius R_{Naht} variiert zwischen 0,5 mm und 3 mm in 0,5 mm-Abstufungen, um alle in der Praxis auftretenden Radien erfassen zu können.

Der ermittelte Spannungsverlauf und die zu erwartende Verformung sind in **Bild 5.23** links exemplarisch für einen Stumpfstoß mit einer mittleren Nahtüberhöhung $t_{\text{Naht}} = 2 \text{ mm}$ und einem Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht}} = 1 \text{ mm}$ dargestellt. Während im Großteil des Stumpfstoßes die Nennspannung $\sigma_{\text{nenn}} = 1 \text{ N/mm}^2$ herrscht, liegen am Nahtübergang erheblich höhere Spannungen vor. Die Nahtüberhöhung selbst wird weniger beansprucht, was die eventuelle Anwesenheit von Poren oder Lunkern in diesem Bereich erlaubt. Die erhöhten Spannungen an der Einspannstelle ergeben sich aus den zugrunde gelegten Randbedingungen und sind demzufolge für die Untersuchung zu vernachlässigen.

Die dargestellte Verformung, die sich jedoch nur durch einen ausreichenden Faktor von $5 \cdot 10^3$ darstellen lässt, resultiert aus der Asymmetrie der Schweißnaht, weshalb bevorzugt symmetrische Schweißnähte wie I- oder X-Nähte eingesetzt werden, um zusätzliche Beanspruchungen durch Biegung zu vermeiden. Der Nachteil dabei ist das teilweise sehr kostenintensive und schwierige Herstellen der Fugenform.

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse mit unterschiedlichen Nahtüberhöhungen zeigt keine großen Abweichungen (Bild 5.23 rechts). Lediglich im Bereich kleiner Nahtübergangsradien lassen sich Abweichungen erkennen, die allerdings keine Ableitung von Regeln erlauben.

Der strukturmechanische Einfluss des Nahtübergangsradius auf das Ermüdungsverhalten eines Stumpfstoßes lässt sich mit der Untersuchung hingegen eindeutig nachweisen. Mit kleinen Nahtübergangsradien im Bereich bis 1 mm werden große Kerbformzahlen zwischen 1,6 und 1,9 hervorgerufen. Die Beanspruchungen im kritischen Querschnitt steigen damit um den entsprechenden Faktor gegenüber der Nennbeanspruchung an. Durch Vergrößerung des Nahtübergangsradius fallen die Kerbformzahlen auf einen Wert von 1,3 bei einem Nahtübergangsradius von 3 mm. Fertigungstechnisch ist deswegen ein möglichst großer Nahtübergangsradius und damit ein weicher Übergang anzustreben.

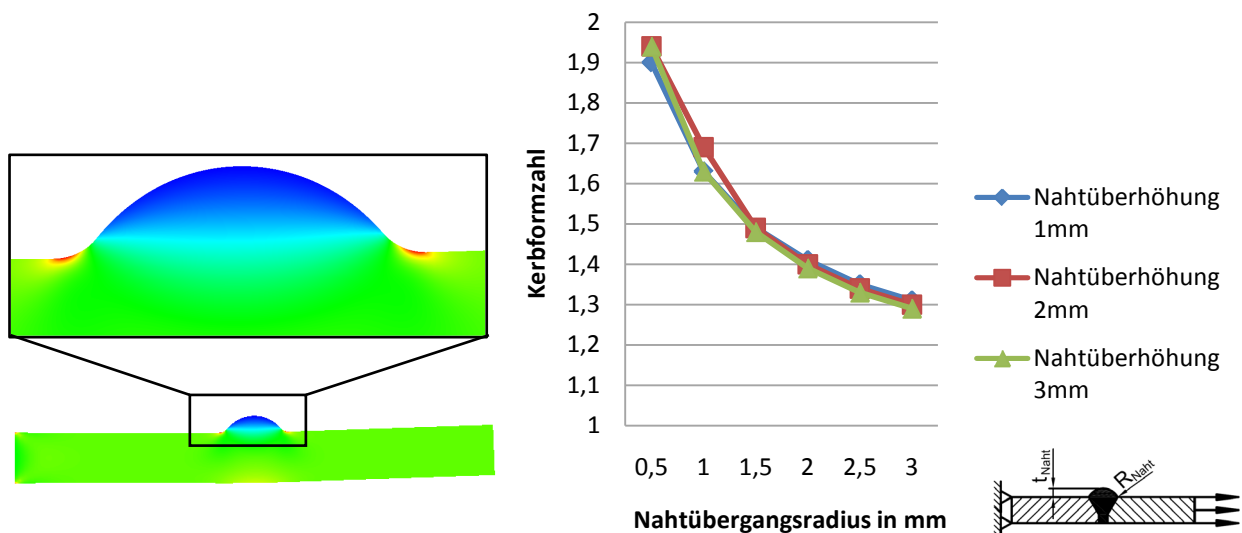


Bild 5.23: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 5000-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius auf die Kerbformzahl mit Vergleich unterschiedlicher Nahtüberhöhungen (rechts) für den auf Zug belasteten Stumpfstoß

5.4.1.3 Kerbformzahlen des T-Stoßes

Am Beispiel des T-Stoßes soll neben dem Einfluss des Nahtübergangsradius auch der Einfluss des Nahtanstiegswinkels auf das Ermüdungsverhalten untersucht werden. Beide Parameter werden systematisch variiert, der Nahtanstiegswinkel δ_{Naht} zwischen 130° und 140° (wobei der Winkel 135° die ideal ausgerichtete Schweißnaht darstellt) und der Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht},1}$ bzw. $R_{\text{Naht},2}$ jeweils zwischen 1 mm und 3 mm. Zu große oder zu kleine Nahtanstiegswinkel führen zu einer übermäßigen Ungleichschenkligkeit bei

Kehlnähten, die es nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) abhängig von der festgelegten Bewertungsgruppe in einem bestimmten Rahmen auszuschließen gilt. Um den Einfluss weiterer Imperfektionen auszuschließen, werden die Naht als voll durchgeschweißt dargestellt und innere Unregelmäßigkeiten wie Poren, Einschlüsse oder Bindefehler vernachlässigt.

Bei der Wahl der Schweißnahtdicke gilt es einen geeigneten Kompromiss zu finden. Laut RIEBERER (1989) müssen Kehlnähte eine gewisse Mindestdicke haben, welche von der Werkstückdicke abhängig ist. Allzu dünne Kehlnähte an großen Querschnitten bilden sehr hohe, örtlich begrenzte Spannungsspitzen und sind deshalb rissanfällig. Die Kehlnähte sollen jedoch nicht größer gewählt werden, als es die erforderliche Festigkeit bedingt. Neben der Erhöhung der Wirtschaftlichkeit führt das zur Vermeidung von Schrumpfungen und Verwerfungen bzw. von Eigenspannungen. Bereits 1969 konnte MALISIUS nachweisen, dass insbesondere die Winkelschrumpfung mit jeder zusätzlich aufgetragenen Raupe wesentlich ansteigt.

Weil die Kerbformzahl auch immer abhängig von der Beanspruchungsart ist, werden drei unterschiedliche Lastfälle untersucht, eine Zugbeanspruchung des gestoßenen Blechs (Lastfall 1) sowie eine Zugbeanspruchung (Lastfall 2) und eine Biegebeanspruchung (Lastfall 3) des stoßenden Blechs. Abhängig von der Beanspruchung unterscheidet sich auch die Lage des untersuchten Nahtübergangs (vgl. „Randbedingungen“ in Tabelle 5.3).

Der ermittelte Spannungsverlauf für den Lastfall 1 ist in **Bild 5.24** exemplarisch für einen T-Stoß mit einer ideal ausgerichteten Naht, d.h. mit einem Nahtanstiegswinkel $\delta_{\text{Naht}} = 135^\circ$, und einem Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht},1} = 1 \text{ mm}$ dargestellt. Auch hier ist eindeutig zu erkennen, dass im Großteil der Probe die Nennspannung 1 N/mm^2 herrscht, während am Nahtübergang erheblich höhere Spannungen wirken. Die erhöhten Spannungen an der Einspannstelle resultieren wiederum aus den zugrunde gelegten Randbedingungen und sind demzufolge für die Untersuchung zu vernachlässigen. Die mit einem Faktor von 5000 dargestellte Verformung resultiert analog zum Stumpfstoß aus der Asymmetrie des Schweißstoßes, weshalb bevorzugt symmetrische Schweißstöße wie Doppel-T-Stöße eingesetzt werden, um zusätzliche Beanspruchungen durch Biegung zu vermeiden.

Die Zugbeanspruchung des gestoßenen Blechs (Lastfall 1) ergibt einen deutlichen Einfluss des Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht},1}$ auf das Ermüdungsverhalten des T-Stoßes (Bild 5.24). Infolge dieses Einflusses variiert die errechnete Kerbformzahl zwischen 1,64 bei einem Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht},1} = 1 \text{ mm}$ und einer Kerbformzahl von 1,3 bei einem Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht},1} = 3 \text{ mm}$, was eine Erhöhung der Beanspruchung um 25% mit sich bringt.

Durch die Kongruenz der Kurven für die unterschiedlichen Nahtanstiegswinkel wird deutlich, dass die gewählten Winkel bei dem betrachteten Lastfall keinen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten der Schweißkonstruktion ausüben.

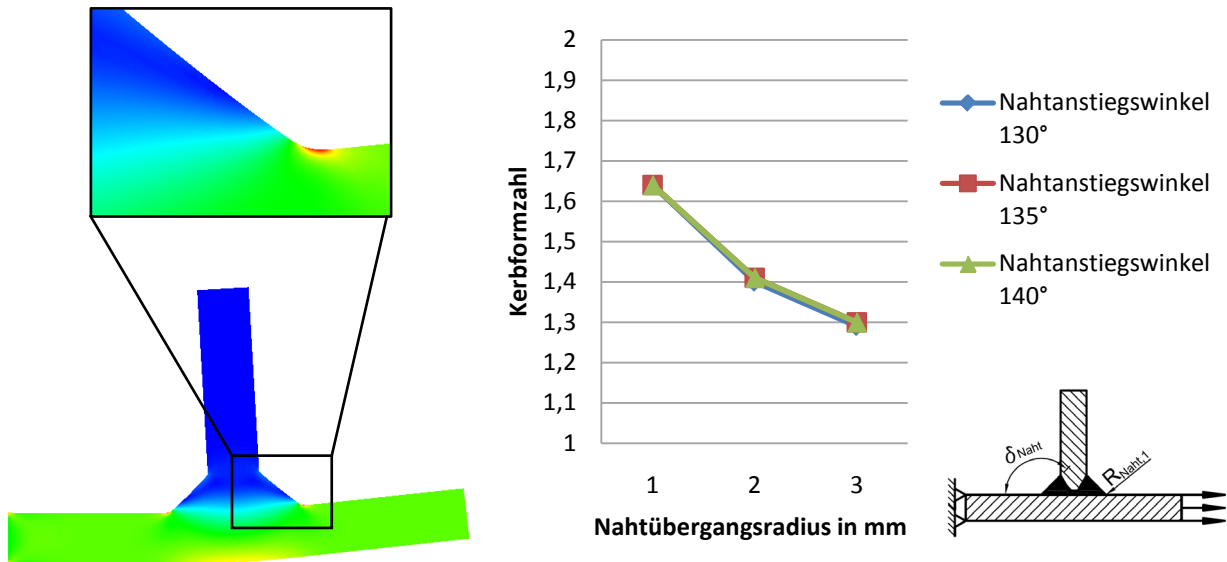


Bild 5.24: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 5000-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius auf die Kerbformzahl mit Vergleich unterschiedlicher Nahtanstiegswinkel (rechts) für den quer belasteten T-Stoß (Lastfall 1)

Die Zugbelastung des stoßenden Blechs (Lastfall 2) zeigt dagegen eindeutig einen Einfluss des Nahtanstiegswinkels (**Bild 5.25**). Mit steigendem Nahtanstiegswinkel verändern sich die Nahtanschlussfläche und damit die Richtungsänderung der eingebrachten Kraft, sodass mit steigendem Winkel auch die ermittelte Kerbformzahl steigt. Dieser Einfluss ist jedoch im Vergleich zum Einfluss des Nahtübergangsradius mit 5%-10% verschwindend gering.

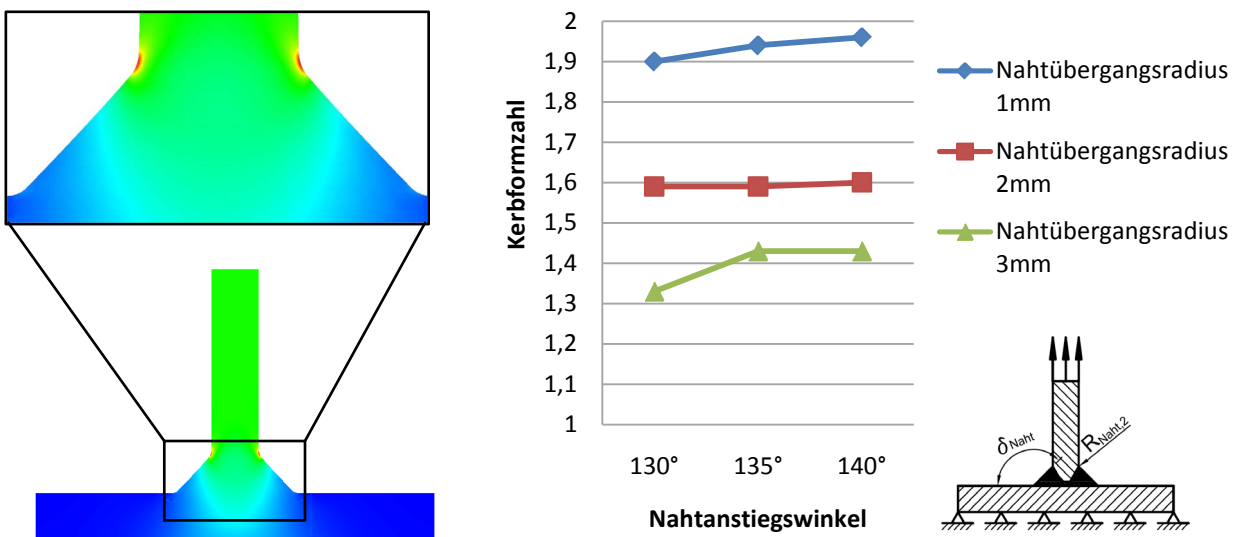


Bild 5.25: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 5000-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtanstiegswinkels auf die Kerbformzahl mit Vergleich unterschiedlicher Nahtübergangsradien (rechts) für den normal belasteten T-Stoß (Lastfall 2)

Bild 5.26 zeigt, dass der Einfluss des Nahtübergangsradius bei dieser Belastung noch deutlicher ist als bei der vorangegangenen Belastung. Dies resultiert in einem nahezu linearen Anstieg der Kerbformzahl mit sinkendem Radius in einem Rahmen von 30%-40%.

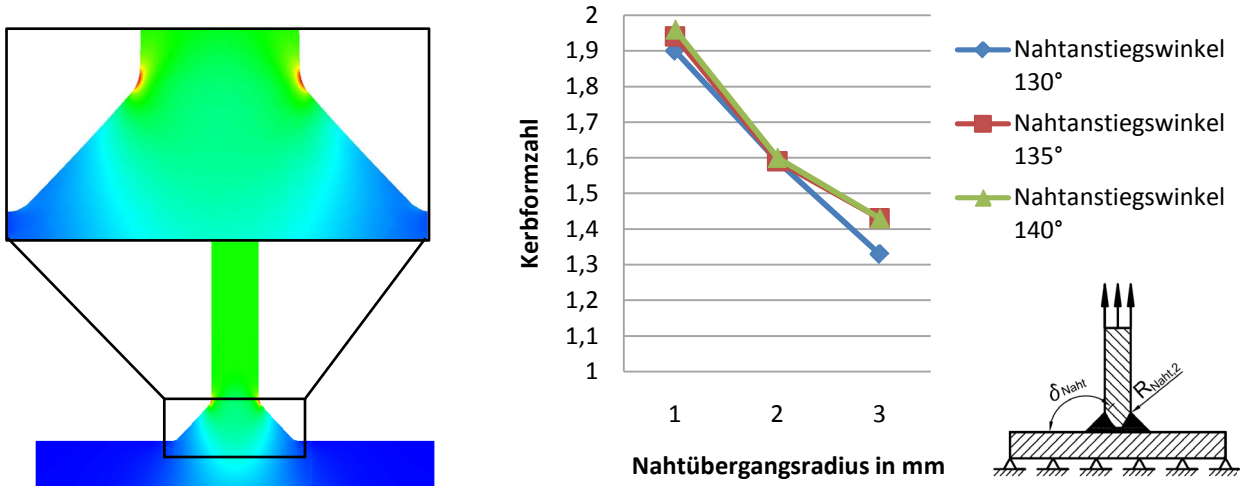


Bild 5.26: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 5000-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius auf die Kerbformzahl mit Vergleich unterschiedlicher Nahtanstiegswinkel (rechts) für den normal belasteten T-Stoß (Lastfall 2)

Ähnlich wie im Lastfall 1 stellen sich die Verhältnisse im Lastfall 3 dar, aufgrund der höheren Beanspruchung jedoch mit deutlich höheren Werten (**Bild 5.27**). Die Biegebeanspruchung ist damit wesentlich kerbempfindlicher als die Zugbeanspruchung. Ein Einfluss des Nahtanstiegswinkels ist auch hier nicht zu erkennen, wohingegen ein sinkender Nahtübergangsradius eine nahezu progressiv steigende Kerbformzahl bewirkt.

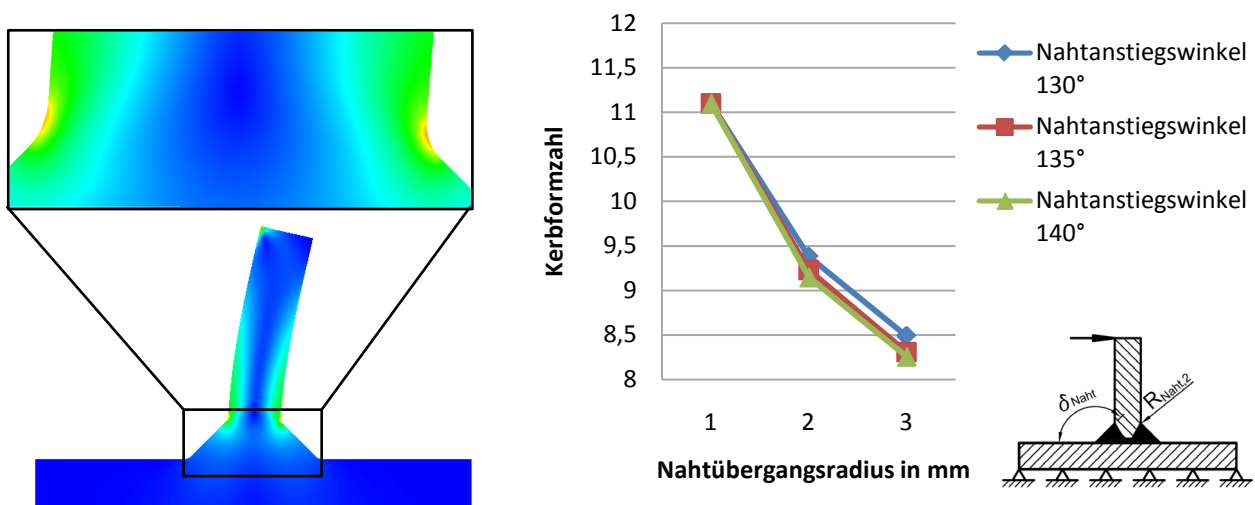


Bild 5.27: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 500-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius auf die Kerbformzahl mit Vergleich unterschiedlicher Nahtanstiegswinkel (rechts) für den biegebelasteten T-Stoß (Lastfall 3)

5.4.1.4 Kerbformzahlen des Überlapstoßes

Neben dem variierenden Nahtübergangsradius ($1 \text{ mm} \leq R_{\text{Naht}} \leq 3 \text{ mm}$) werden bei der Untersuchung des Überlapstoßes auch Variationen des Schweißspalts ($0 \leq t_{\text{Spalt}} \leq 1 \text{ mm}$) und der Breite der Überlappung ($5 \text{ mm} \leq t_{\text{Überlappung}} \leq 15 \text{ mm}$) vorgenommen. Weil der Schweißspalt in Anhängigkeit der Breite eine rissartige Kerbe darstellt, interessiert die Kerbwirkung an dieser Stelle besonders (Stelle I). Eine weitere interessante Stelle befindet sich im Nahtübergangsradius der Kehlnaht (Stelle II).

Weil je nach gewählten Randbedingungen für die numerische Berechnung unterschiedliche Lastpfade vorliegen, müssen die Simulationen mit zwei Lastfällen durchgeführt werden (Lastfall 1 mit Einspannung rechts und Last links, Lastfall 2 mit Einspannung links und Last rechts, vgl. Tabelle 5.3). Aufgrund einer extrem hohen Spannungsspitze im Schweißspalt im Lastfall 2 scheidet dieser Lastfall aus der weiteren Betrachtung aus. Als einzig verwertbares Ergebnis lässt sich festhalten, dass unter solchen Randbedingungen ein Überlapstoß mit einem nicht zu verhindernden Schweißspalt kein geeigneter Schweißstoß und daher zu vermeiden ist. Der Spannungsverlauf im Lastfall 1 (**Bilder 5.28** und **5.29**) zeigt hingegen die zwei kritischen Stellen I und II, einmal in der Nähe des Schweißspalts, einmal im Nahtübergang.

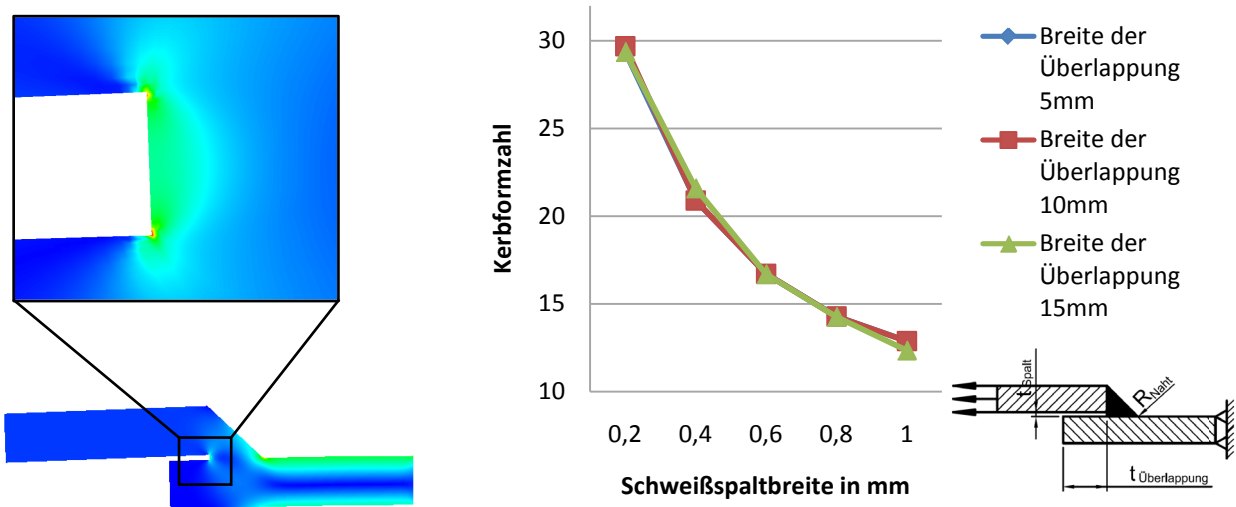


Bild 5.28: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 50-fach vergrößert) und Einfluss der Breite der Überlappung sowie der Schweißspaltbreite auf die Kerbformzahl an der Stelle I (rechts) für den Überlapstoß (Lastfall 1)

Die Diagramme in den Bildern 5.28 und 5.29 stellen den Einfluss des Schweißspalts auf die Kerbformzahl bei einem Überlapstoß mit einem Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht}} = 1 \text{ mm}$ an den beiden untersuchten Stellen I und II dar. Ein Vergleich der Linien der unterschiedlichen Überlappungsbreiten zeigt, dass weder am Schweißspalt (Stelle I) noch am Nahtübergang (Stelle II) ein signifikanter Unterschied und damit ein Einfluss der Überlappungsbreite zu erkennen ist. Viel wesentlicher ist der Einfluss des Schweißspalts, der sich

in der Nähe des Schweißspalts (Stelle I) in einem starken progressiven Anstieg, am Nahtübergang (Stelle II) in einem linearen Abfall der Kerbformzahl mit sinkendem Schweißspalt äußert. Die vergleichende Analyse eines idealen, d.h. theoretisch nicht existenten Schweißspalts mit $t_{\text{Spalt}} = 0$ mm ergibt in der Nähe des Schweißspalts (Stelle I) eine in Abhängigkeit der Überlappungsbreite schwankende Kerbformzahl zwischen 2,0 und 3,3 sowie am Nahtübergang (Stelle II) eine Kerbformzahl zwischen 9,5 und 12,5.

Die Ursache ist darin zu sehen, dass je kleiner der Schweißspalt ist, umso rissartiger die Kerbe und umso größer die Kerbwirkung in der Nähe des Schweißspalts ist. Je größer der Schweißspalt ist, umso kleiner ist die Kerbwirkung in der Nähe des Schweißspalts und umso größer ist die Kerbwirkung am Nahtübergang, weil zum einen ein zusätzlicher Hebelarm vorliegt und weil zum anderen die Spannung anders verteilt wird. Ab einem Schweißspalt $t_{\text{Spalt}} = 0,8$ mm wird in dieser Untersuchung der Nahtübergang zur kritischen Stelle, bei einem kleineren Schweißspalt liegt die kritische Stelle in der Nähe des Schweißspalts.

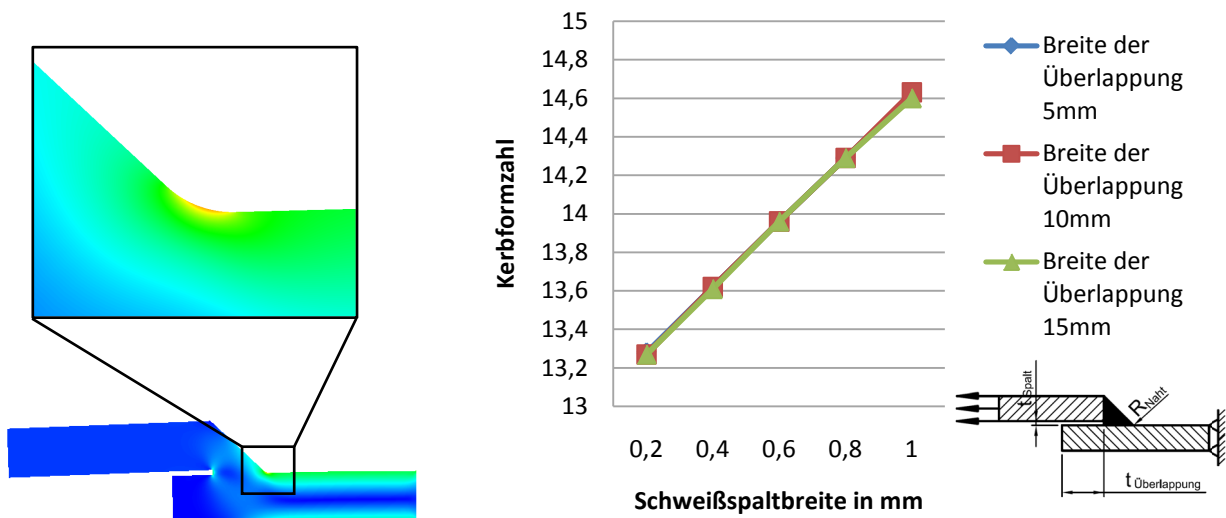


Bild 5.29: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 50-fach vergrößert) und Einfluss der Breite der Überlappung sowie der Schweißspaltbreite auf die Kerbformzahl an der Stelle II (rechts) für den Überlappstoß (Lastfall 1)

Ein Vergleich der Einflussnahme unterschiedlicher Nahtübergangsradien (**Bilder 5.30** und **5.31**) zeigt hingegen, dass am Nahtübergang (Stelle II, Bild 5.31) ein deutlicher Einfluss des Nahtübergangsradius zu erkennen ist, was die vorangegangenen Untersuchungen am Stumpfstoß und am T-Stoß um eine weitere Stoßart ergänzt. In der Nähe des Schweißspalts (Stelle I, Bild 5.30) ist dieser Einfluss jedoch bereits nicht mehr nachzuweisen, ausschlaggebend ist jedoch weiterhin die Breite des Schweißspalts.

Als Fazit gilt es festzuhalten, dass bei einem Schweißspalt $t_{\text{Spalt}} < 0,8$ mm die Breite des Spalts und damit die Rissartigkeit der Kerbe ausschlaggebend für den gesamten Schweißstoß ist, bei einem Schweißspalt $t_{\text{Spalt}} > 0,8$ mm ist der Radius am Nahtübergang ausschlaggebend für die Kerbwirkung des gesamten Schweißstoßes.

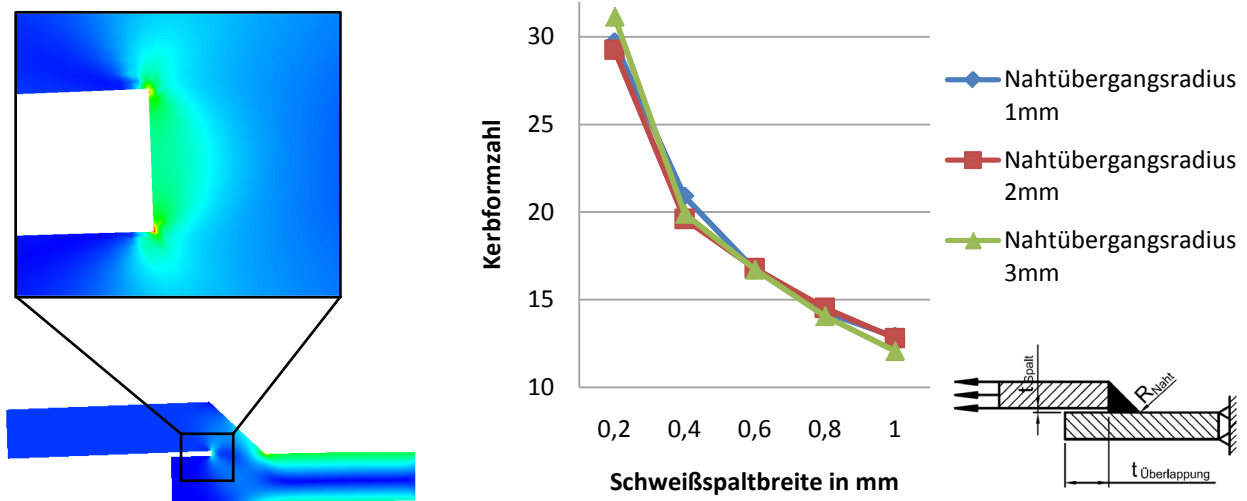


Bild 5.30: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 50-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius sowie der Schweißspaltbreite auf die Kerbformzahl an der Stelle I (rechts) für den Überlappstoß (Lastfall 1)

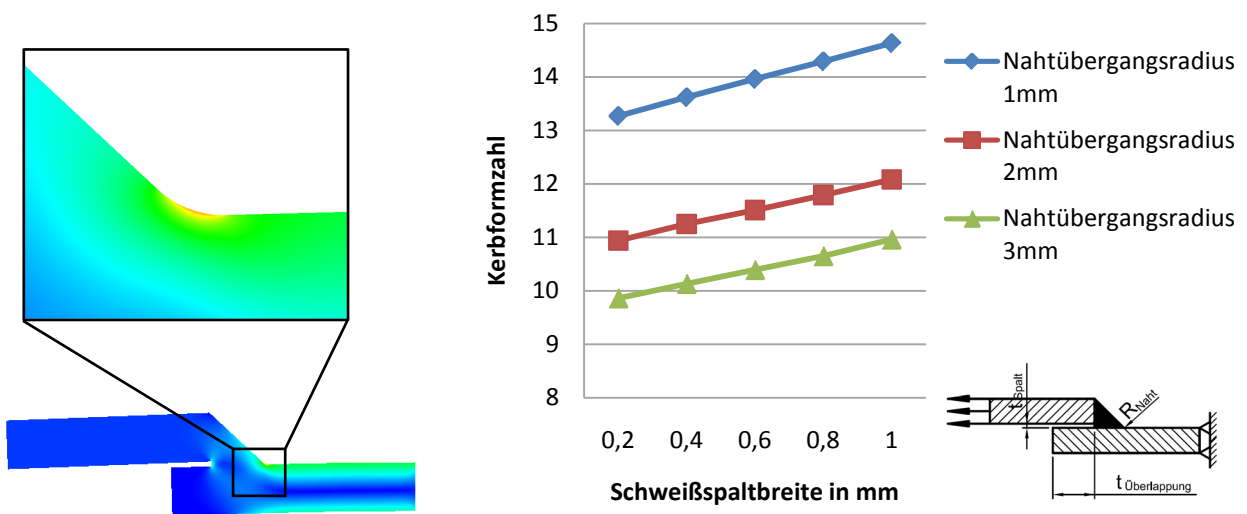


Bild 5.31: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf (links, Verformung 50-fach vergrößert) und Einfluss des Nahtübergangsradius sowie der Schweißspaltbreite auf die Kerbformzahl an der Stelle II (rechts) für den Überlappstoß (Lastfall 1)

5.4.1.5 Fazit der Untersuchung

In diesem Abschnitt werden auf der Grundlage der hinsichtlich des Ermüdungsverhaltens ermittelten Ergebnisse die in der Literatur (z.B. [Fahrenwaldt 2006], [Rieberer 1989], [Scheermann 1997] und [Neumann und Neuhoff 2002]) gegebenen Empfehlungen zur Konstruktion von Aluminium-Schweißverbindungen bewertet. Zunächst fällt auf, dass die numerisch ermittelten Spannungsverläufe eindeutig die u.a. von RIEBERER (1989) gemachte Aussage belegen, dass der Stumpfstoß wegen des günstigen Kraftflusses die funk-

tionsbeste Verbindung für zyklische Beanspruchung ist. Insbesondere bei Aluminium-Schweißkonstruktionen sollten aufgrund der hohen Kerbempfindlichkeit ausschließlich Stumpfstoßverbindungen geschweißt werden [Neumann und Neuhoff 2002]. Für einen möglichst gleichmäßigen Spannungsverlauf ist nach SCHEERMANN (1997) besonders auf die fachgerechte Ausführung der Schweißverbindung, d.h. auf die Vermeidung von Schweißimperfektionen – insbesondere Heißrisse und Bindefehler, die quer zur Beanspruchungsrichtung liegen – sowie auf die eventuelle Nachbearbeitung der Schweißnaht zu achten (**Bild 5.32**). Überlappschweißungen sollten hingegen nach Möglichkeit vermieden werden, weil sie festigkeitsmäßig schlechter und konstruktiv aufwendiger sind. Die numerischen Ergebnisse sowie der in **Bild 5.33** dargestellte Geometrieinfluss auf ertragbare Spannungen bei Schweißverbindungen aus Aluminium [Sonsino et al. 2005] können dies wiederum eindeutig belegen.

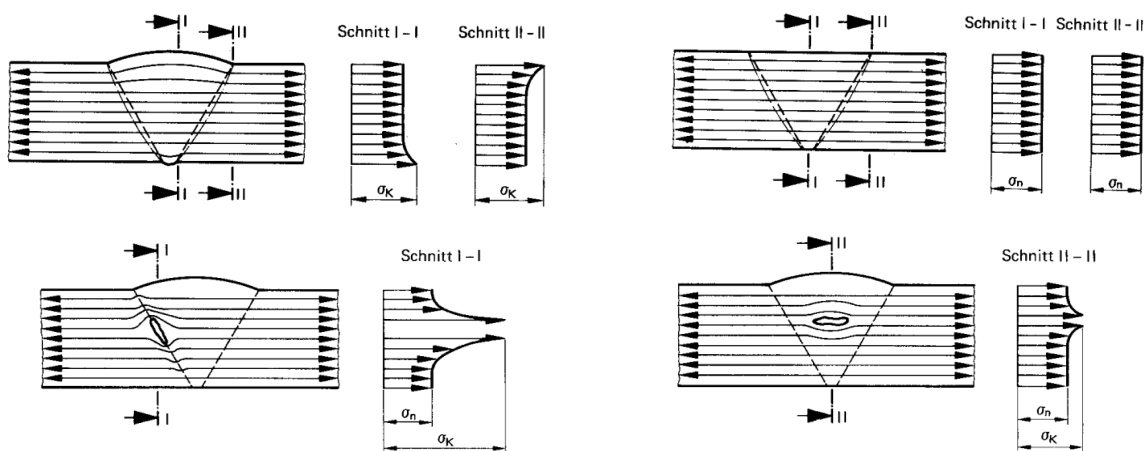


Bild 5.32: Spannungsverteilung in einer fachgerecht geschweißten Stumpfnaht (links oben) sowie in einer blecheben bearbeiteten Stumpfnaht (rechts oben), Stumpfnaht mit einem Bindefehler quer zur Beanspruchungsrichtung (links unten) sowie mit einem Bindefehler in Beanspruchungsrichtung (rechts unten) [Scheermann 1997]

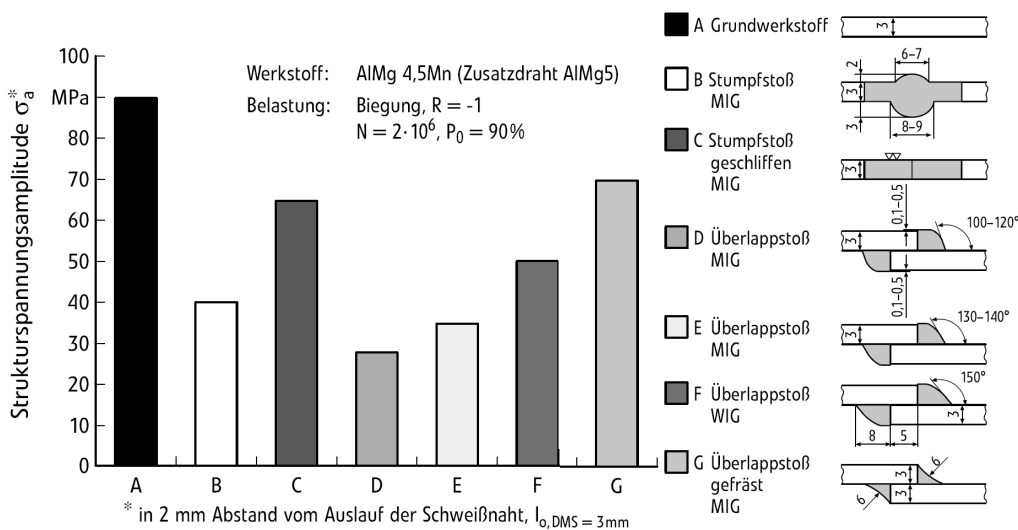


Bild 5.33: Geometrieinfluss auf ertragbare Spannungen bei Schweißverbindungen aus Aluminium (Sonsino et al. 2005)

Der Kraftfluss sollte also unbedingt gleichmäßig sein. Durch eine günstige Gestaltung der Übergänge sind Steifigkeitssprünge zu vermeiden, weil sie erhöhte Bruchgefahr verursachen. Der Änderungsgrad der Steifigkeit ist es, der die Ermüdungsfestigkeit des Werkstoffs zur Ermüdungsfestigkeit des Bauteils abmindert und zur Haupteinflussgröße der Formgebung wird, nicht das schlichte Vorhandensein einer Schweißnaht [Rieberer 1989]. Letztere wirkt in Abhängigkeit ihrer lokalen Geometrie lediglich verschärfend. Das bedeutet, dass Kräfte so direkt wie möglich abgeleitet werden sollen. Sie dürfen beispielsweise nicht senkrecht geneigt in weiche, unversteifte Wände eingeleitet werden. Weil sich insbesondere bei Biegebeanspruchung die Kerbwirkung negativ auswirkt, sollten bei auftretenden Biegemomenten kurze Hebelarme angestrebt werden. Für Biegeträger mit einfach symmetrischen Querschnitten ist nur dann eine Querkraftbiegung zu erwarten, wenn die Querkraft in Richtung dieser Symmetrieachse wirkt. Verläuft die Wirklinie der Kraft senkrecht zur Symmetrieachse durch den Schwerpunkt des Querschnitts tritt eine zusätzliche Torsionsbeanspruchung auf. Die Kraft sollte in diesem Fall in den Schubmittelpunkt eingeleitet werden. Insbesondere bei zyklischer Beanspruchung ist das Bauteil außerdem elastisch zu gestalten.

Nach RIEBERER (1989) gilt weiterhin grundsätzlich: „Die beste Schweißkonstruktion ist die, an der am wenigsten geschweißt wird.“ Nicht nur im Hinblick auf die in den Abschnitten 5.4.1.2-5.4.1.4 ermittelten Kerbformzahlen, sondern auch im Hinblick auf die statistisch belegte Wahrscheinlichkeit von Schweißimperfectionen ist die Anzahl der Nähte und Nahtlängen möglichst klein zu halten. Darüber hinaus sollten die Schweißnahtquerschnitte möglichst gering bemessen sein. Dieser Forderung wird durch die Verwendung von Strangpressprofilen und abgekanteten Blechen bei der hybriden Bauweise bereits weitestgehend entsprochen.

Wegen der Gefahr mehrachsiger Eigenspannungen sind Schweißnahtanhäufungen an einzelnen Stellen zu vermeiden. Durch das Versetzen der Stöße sollten darüber hinaus auch Nahtkreuzungen vermieden werden. Generell gilt, dass Schweißnähte nach Möglichkeit in gering belastete Zonen angeordnet oder in einen zähen Werkstückbereich verlegt werden sollten, wo nur ein- oder zweidimensionale Spannungszustände vorliegen, weil dann aus der nicht belasteten Dimension Werkstoff nachfließen kann [Rieberer 1989].

Zusammenfassend gilt es festzuhalten, dass einer der wichtigsten Einflüsse für die beanspruchungsgerechte Gestaltung nach NEUMANN und NEUHOFF (2002) die Beanspruchungsart ist. Bei statischer Beanspruchung steht die Frage der Wirtschaftlichkeit und der statischen Festigkeit im Vordergrund. Für das Gestalten der einzelnen Konstruktionsdetails und der Schweißnahtformen genügt das Einhalten der allgemeinen Regeln für hochbeanspruchte Schweißverbindungen. Schweißnähte müssen nicht ausgerundet oder noch zusätzlich beschliffen sein. Generell sollte ein ungestörter Kraftfluss angestrebt werden, der Einfluss der noch nicht allzu scharfen Kerben auf die statische Festigkeit ist jedoch nicht sehr groß. Auch die Wahl der Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) steht nicht allein im Vordergrund. Die ermittelten Kerbformzahlen sind damit nicht entscheidend. Ihr Gewicht wird erst bei zyklischer Beanspruchung erkennbar. Nur bei konsequenter Berücksichtigung des Kraftflusses durch die Anordnung von Übergängen und Ausrundungen, also durch die Vermeidung der äußeren und inneren Kerben der lokalen Schweißnahtgeometrie,

kann nach NEUMANN und NEUHOFF (2002) ein betriebssicheres wirtschaftliches Erzeugnis entstehen. Der Einfluss der kleinsten, aber scharfen Kerbe auf das Ermüdungsverhalten ist sehr groß. Insbesondere sollte durch zweckmäßige Schweißfertigung der Nahtübergangsradius berücksichtigt werden. Durch die Einordnung in eine hohe Bewertungsgruppe nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) können bessere Ermüdungsfestigkeiten der Gesamtkonstruktion erreicht und bei der Bemessung wirtschaftliche Vorteile erzielt werden.

5.4.2 Kerbformzahlen geometrisch unterschiedlicher Schweißnahtausläufe

5.4.2.1 Ziel und Vorgehensweise

Die Untersuchung erfolgt am Beispiel eines Überlappstoßes in Form eines Trägerblechs mit aufgeschweißter Lasche und konzentriert sich auf den Einfluss der geometrischen Gestaltung des Schweißnahtauslaufs. Die bereits erläuterten fertigungstechnischen Besonderheiten der Endkraterproblematik können an dieser Stelle nicht berücksichtigt werden. Alle untersuchten Schweißnahtauslaufvarianten werden sowohl mit einem einheitlichen Schweißspalt $t_{\text{Spalt}} = 0,5 \text{ mm}$ als auch mit einem einheitlichen Nahtübergangsradius $R_{\text{Naht}} = 1 \text{ mm}$ modelliert, weil deren Einfluss auf die Kerbwirkung bereits in Abschnitt 5.4.1 ermittelt werden konnte.

Um eine Ausgangslage der Spannungsverläufe in der lokalen Schweißnahtgeometrie bei unterschiedlichen Last- und Einspannungsbedingungen zu ermitteln, wird zunächst ein Volumenmodell mit einer ideal ausgerichteten Schweißnaht der Mindestlänge aus dem Material Aluminium (Materialparameter vgl. Tabelle 5.1) erstellt und mit drei unterschiedlichen Lastfällen beansprucht (Skizzen und Randbedingungen der Lastfälle in Tabelle 9.10 im Anhang):

- Lastfall 1: Zugbeanspruchung durch Flächenlast und feste Einspannung
- Lastfall 2: Zug- und Biegebeanspruchung durch Flächenlast und feste Einspannung in einem statisch bestimmten System
- Lastfall 3: Zug- und Biegebeanspruchung durch Flächenlast und feste Einspannung in einem mehrfach statisch unbestimmten System

Die Wurzel der Liniennaht liegt in der neutralen Faser des Trägers, wodurch die Schweißnaht nicht an den durch Biegung hervorgerufenen Dehnungen des Trägers teilnimmt. Die relativ feine Vernetzung mit quadratischen Tetraeder-Elementen erfolgt für alle in diesem Abschnitt untersuchten Modelle einheitlich, damit der Einfluss der Elementgröße und -anzahl auf die Spannungen vernachlässigt werden kann.

Weiterhin soll untersucht werden, ob und wenn ja unter welchen Voraussetzungen der von RIEBERER (1989) gemachten Empfehlungen einer beidseitigen Schweißung von Überlappnähten entsprochen werden kann. Hierzu wird das Ausgangsmodell durch eine Längsnaht auf der Rückseite ergänzt und mit den drei Lastfällen beansprucht.

Wenn die Spannungsverläufe bekannt sind, können Variationen des Schweißnahtauslaufs systematisch untersucht werden, um in Abhängigkeit der vorliegenden Beanspruchung eine Empfehlung über die Gestaltung des Schweißnahtauslaufs geben zu können. Zu diesem Zweck wird der Auslauf durch eine Verlängerung der Schweißnahtlänge aus den höchstbeanspruchten Bereichen verlegt. Anhand der ermittelten Spannungsgradienten wird auch der Winkel des Schweißnahtauslaufs variiert.

5.4.2.2 Ergebnisse der Untersuchung

Bild 5.34 zeigt die ermittelten Spannungsverläufe des Ausgangsmodells für die drei untersuchten Lastfälle. Unabhängig von den maximalen Spannungen werden die VON-MISES-Vergleichsspannungen einheitlich skaliert, sodass die Lastfälle direkt miteinander verglichen werden können. Die maximalen Spannungen, welche oberhalb von 10 N/mm^2 liegen, werden grau gefärbt.

Die maximalen Spannungen treten unabhängig von der Beanspruchungsart ausnahmslos an den Schweißnahtausläufen auf, sodass der Verlagerung der strukturellen Kerbe durch die Verlängerung der Schweißnaht in beide Richtungen besondere Beachtung geschenkt werden sollte. Mit einer Variation der Verlängerung (10 mm und 20 mm) wird darüber hinaus untersucht, inwieweit sich eine zeit- und kosten-aufwendige Verlängerung auf den spannungsmechanischen Nutzen auswirkt.

Unter Zug- und Biegebeanspruchung der Schweißnaht (Lastfall 2 und Lastfall 3) zeigt sich ein charakteristischer Spannungsverlauf, welcher sich winklig in das Trägerblech ausbreitet. Die Untersuchung einer abgewinkelten Verlängerung der Schweißnaht (20 mm unter einem Winkel von 45°) orientiert sich an den vorliegenden Spannungsgradienten.

Die Modelle mit den variierten Schweißnahtausläufen werden analog zum Ausgangsmodell als Volumenmodell mit einer ideal ausgerichteten Schweißnaht einheitlich aus dem Material Aluminium (Materialparameter vgl. Tabelle 5.1) erstellt und mit den drei unterschiedlichen Lastfällen beansprucht (Skizzen und Randbedingungen der Lastfälle in Tabelle 9.10 im Anhang). Weiterhin wird auch hier der Einfluss der rückseitigen zusätzlichen Schweißnaht untersucht.

Die in der gesamten Verbindung maximal auftretenden Spannungen werden in den **Bildern 5.35** und **5.36** für jedes Modell getrennt sowie in den **Bildern 5.37** und **5.38** im Vergleich untereinander dargestellt. Auffällig ist, dass die höchsten Spannungen – beim Vorliegen der zweiten Naht – auch im Bereich der zweiten Naht aufgetreten sind.

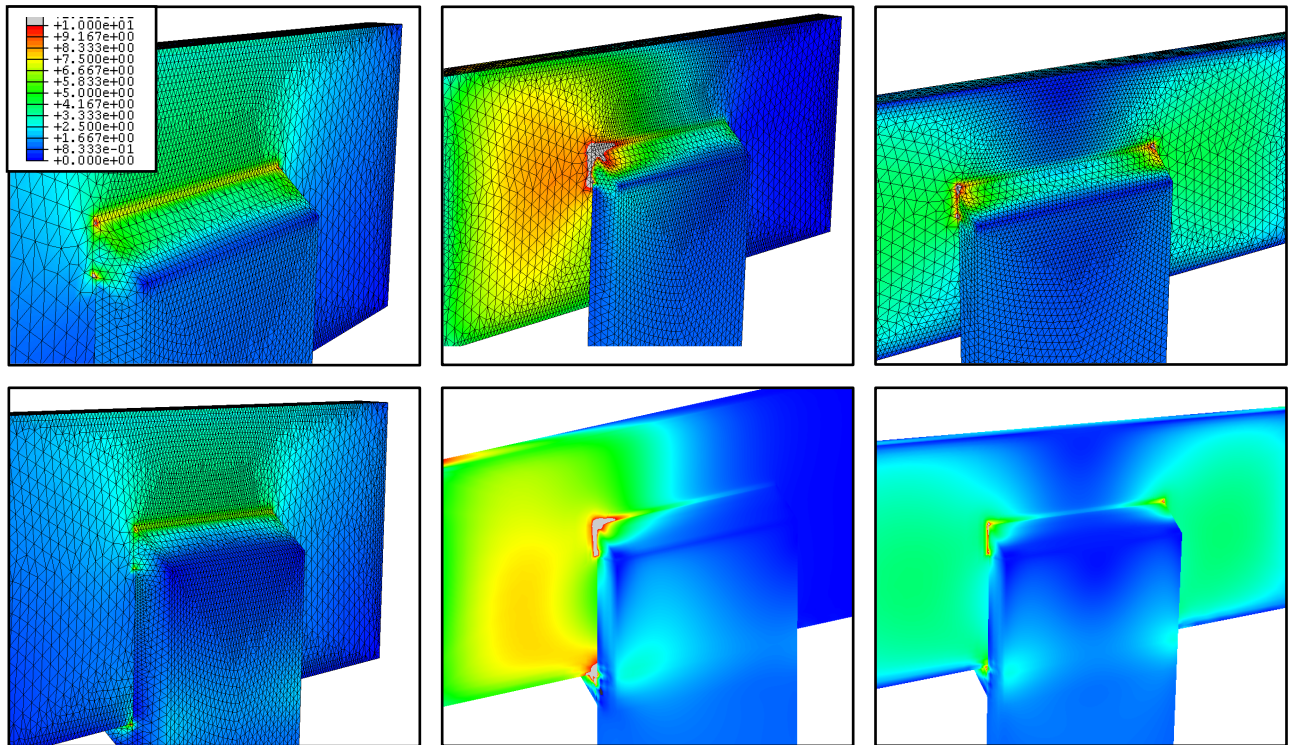


Bild 5.34: VON-MISES-Vergleichsspannungsverlauf im Ausgangsmodell für den Lastfall 1 (links), für den Lastfall 2 (Mitte) und für den Lastfall 3 (rechts), jeweils modelliert mit einseitiger Naht (oben) und mit beidseitiger Naht (unten)

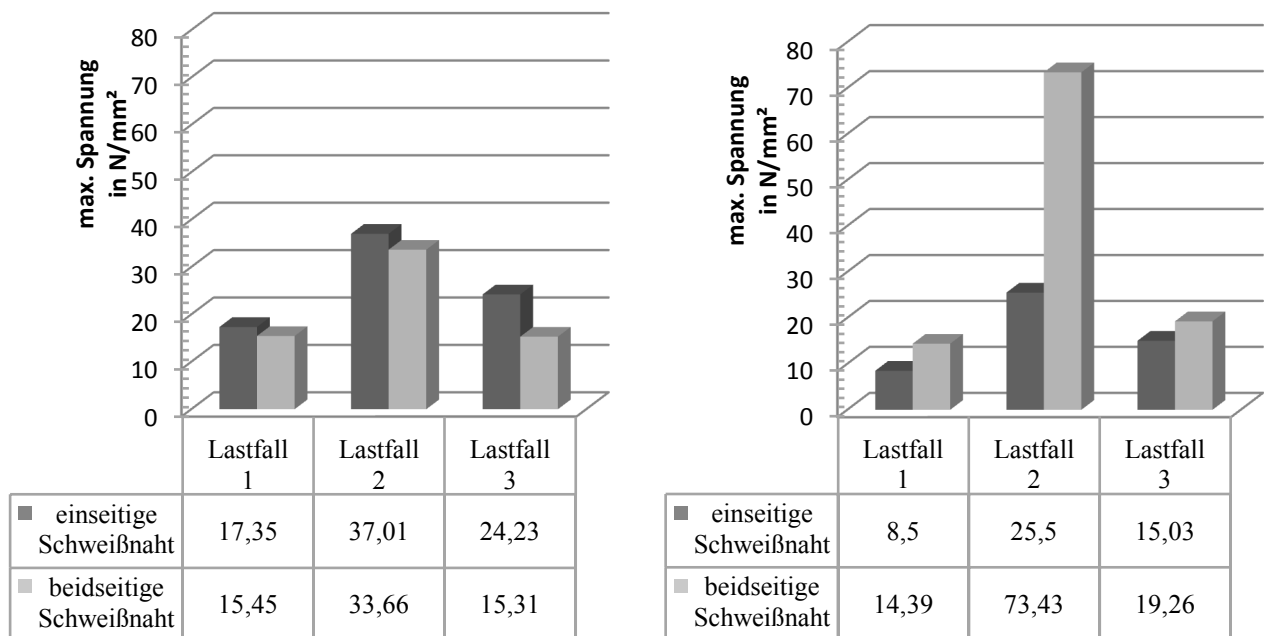


Bild 5.35: Übersicht der maximalen VON-MISES-Vergleichsspannungen im Ausgangsmodell (links) und im Modell mit 10 mm Verlängerung (rechts) für die drei Lastfälle, jeweils mit einseitiger und mit beidseitiger Schweißnaht

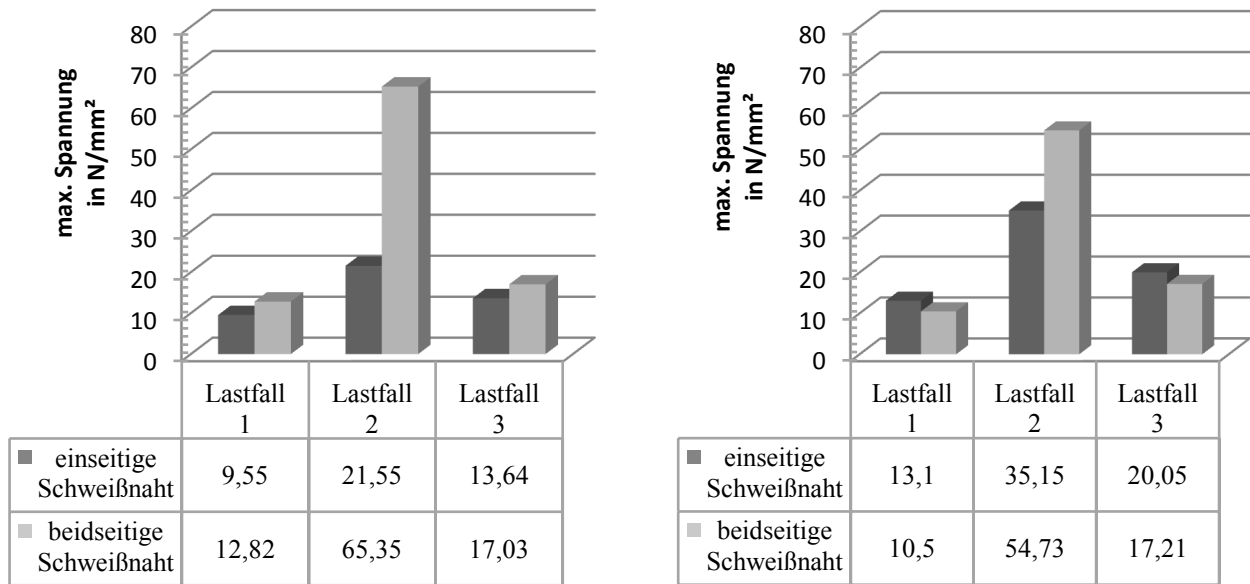


Bild 5.36: Übersicht der maximalen VON-MISES-Vergleichsspannungen im Modell mit 20 mm Verlängerung (links) und im Modell mit 20 mm Verlängerung unter einem Winkel von 45° (rechts) für die drei Lastfälle, jeweils mit einseitiger und mit beidseitiger Schweißnaht

5.4.2.3 Fazit der Untersuchung

Abweichend von dem Spannungsverhalten im Ausgangsmodell, bei dem die rückwärtige zusätzliche Schweißnaht eine Reduzierung der maximalen Spannungen zur Folge hat, ist auffällig, dass unabhängig von der geometrischen Ausführung des Schweißnahtauslaufs die rückseitige zusätzliche Schweißnaht zu einer Erhöhung der maximalen Spannungen führt und deswegen nicht angewendet werden sollte. Insbesondere bei Biegebeanspruchung kann die zweite Schweißnaht zu einer 300%igen Erhöhung der Höchstspannungen führen. Die folgenden Betrachtungen beziehen sich aus diesem Grund stets auf die Ausführung der einseitigen Schweißnaht.

Bild 5.38 zeigt anschaulich, dass die Verlängerung der Schweißnaht stets eine Verringerung der Höchstspannung bewirkt. Eine Abwinklung der Verlängerung in Richtung des Spannungsgefälles hat keine Auswirkungen, sodass unter strukturmechanischen sowie wirtschaftlichen und fertigungstechnischen Gesichtspunkten eine lineare Verlängerung empfohlen wird. Die untersuchte Verlängerung der Schweißnaht um zusätzliche 10 mm hat wiederum kaum merkliche Auswirkungen, sodass der zusätzliche Zeit- und Kostenaufwand nicht vertretbar ist.

Der durch eine Verlängerung der Schweißnaht um 10 mm in beide Richtungen veränderte Spannungsverlauf ist in **Bild 5.39** für die symmetrischen Lastfälle 1 und 3 dargestellt. Neben der bereits diskutierten Verringerung der Höchstspannungen kann auch eine Vereinheitlichung des Spannungsverlaufs erzielt werden.

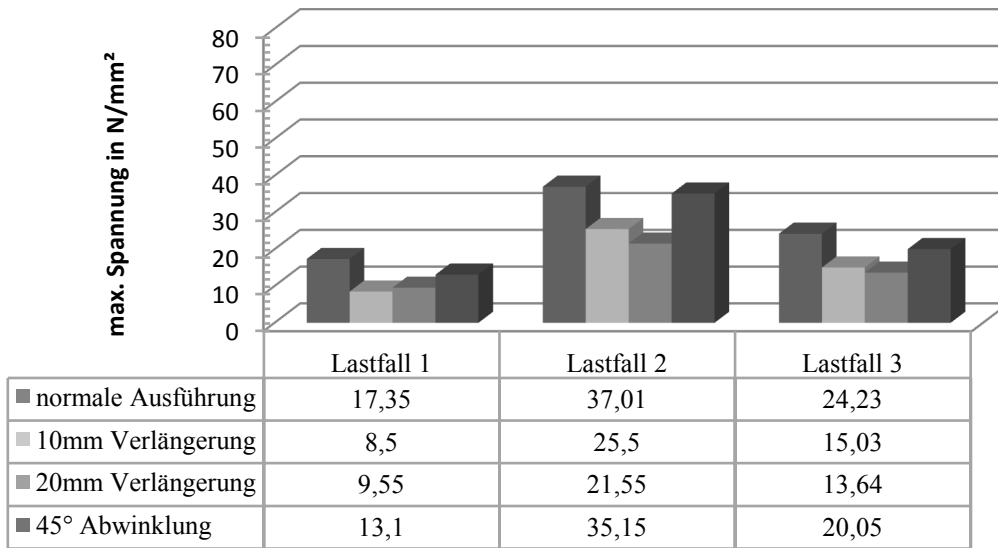


Bild 5.37: Vergleich der maximalen VON-MISES-Vergleichsspannungen in den unterschiedlichen Modellen für die drei Lastfälle, jeweils mit einseitiger Schweißnaht

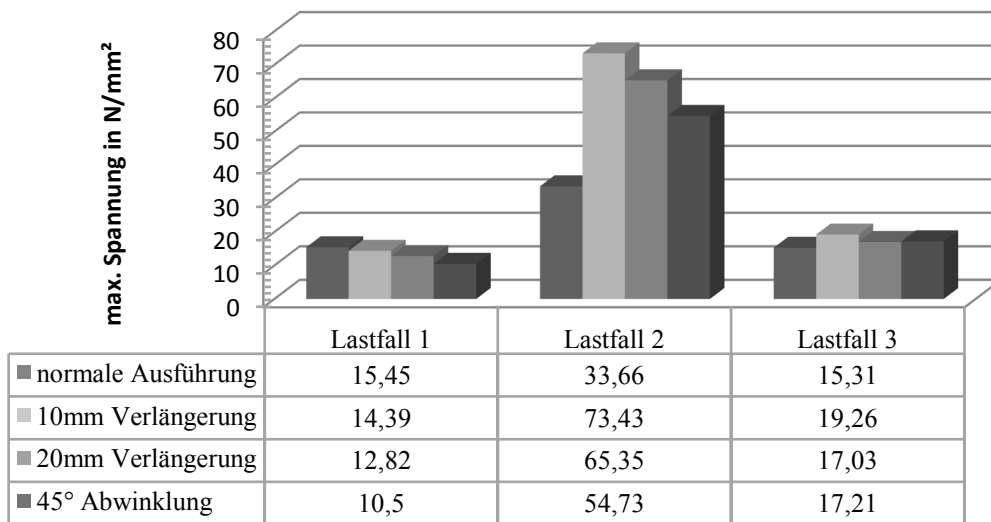


Bild 5.38: Vergleich der maximalen VON-MISES-Vergleichsspannungen in den unterschiedlichen Modellen für die drei Lastfälle, jeweils mit beidseitiger Schweißnaht

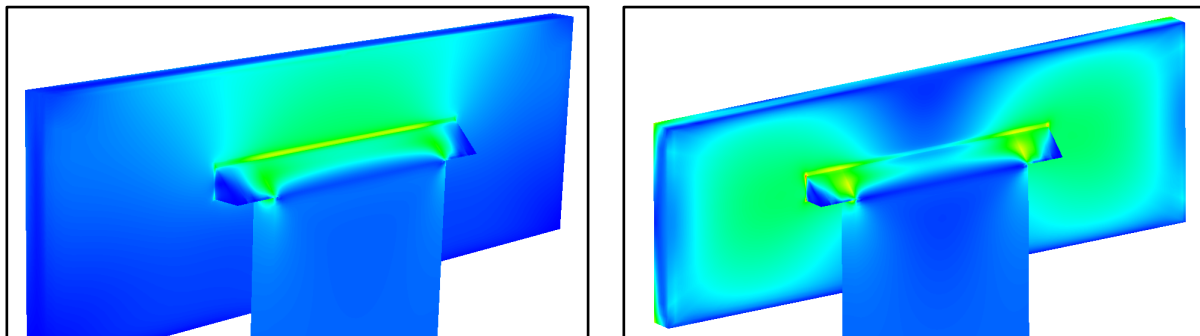


Bild 5.39: Verläufe der Von-Mises-Vergleichsspannungen der favorisierten Schweißnahtauslaufvariation „10 mm Verlängerung“ für die Lastfälle 1 (links) und 3 (rechts)

6 Experimentelle Untersuchung

6.1 Voruntersuchungen zur Auswahl geeigneter Schweißparameter

Im experimentellen Teil der Studie sollen der Werkstoffeinfluss sowie die konstruktive Gestaltung im Vordergrund stehen, sodass der direkte Fertigungseinfluss weitestgehend ausgeklammert werden soll. Zu diesem Zweck müssen die gewählten Schweißparameter und Umgebungsbedingungen in allen Untersuchungen möglichst einheitlich gewählt werden. Alle Schweißungen für die experimentellen Untersuchungen werden deswegen im Schweißlabor des Instituts für Konstruktion (**Bild 6.1**) unter Laborbedingungen (Raumtemperatur, windgeschützt, einheitliche Einspannbedingungen, regelbare Schweißgeschwindigkeit etc.) durchgeführt. Dies erlaubt einerseits in Vorversuchen geeignete Parameter für die Untersuchung zu finden sowie andererseits durch die Verwendung konstanter Parameter den Einfluss der Fertigung aus den Untersuchungen auszuschließen. Bezüglich der Maschinenparameter (Stromstärke, Spannung etc.) und der technischen Parameter (Brennerstellung, Drahtvorschub, Tischvorschub etc.) wird auf die Ergebnisse einer Untersuchung zurückgegriffen, welche im Rahmen des vorgenannten DFG geförderten Forschungsprojekts gezielt Parameter der Regeldynamik zur besseren Wurzelerfassung beim MIG-Schweißen von Aluminiumlegierungen variiert [Horst und Christ 2008].



Bild 6.1: Schweißvorrichtung des Instituts für Konstruktion mit MIG-Impulsstromquelle, wassergekühltem Brenner und linear verfahrbarem Schweißtisch

Die Wahl des Schutzgases übt ebenso einen erheblichen Einfluss auf die Qualität und die Produktivität des Schweißprozesses aus. Die physikalischen Eigenschaften des Schutzgases bestimmen den Werkstoffübergang, das Benetzungsverhalten, die Einbrandtiefe und -form, die Schweißgeschwindigkeit und das Zünd-

verhalten, seine Wärmeleitfähigkeit die Nahtformung, die Schweißbadtemperatur, die Entgasung der Schmelze und die Schweißgeschwindigkeit. Die chemischen Eigenschaften haben Einfluss auf das metallurgische Verhalten der Schweißverbindung und auf die Nahtoberfläche.

In dieser Untersuchung wird das zum Schweißen von Aluminium klassischerweise eingesetzte Standard-schutzgas Argon verwendet, um die in etlichen Untersuchungen [Lang 1997, Haas 1997, Farwer 1997 bzw. 2001] nachgewiesenen Vorteile auszunutzen. Aufgrund einer geringen Ionisierungsenergie wird das Zünden des Lichtbogens erleichtert und seine Stabilität gewährleistet. Die Verwendung von Argon bewirkt aufgrund seiner schlechten Wärmeleitung eine geringere Wärmeeinbringung und damit zwar einerseits eine geringere Rissgefahr, andererseits jedoch eine erhöhte Porosität sowie einen mangelhaften Einbrand, welcher wiederum ein Vorwärmen der Fügeteile erforderlich machen kann. Besonders bei aushärtbaren Aluminiumlegierungen und Legierungen mit höheren Magnesiumgehalten sind die Einflüsse der Vorwärmtemperatur und -zeit auf die Werkstoffeigenschaften zu beachten. In dieser Untersuchung kann diese durchaus interessante Thematik jedoch nicht weiter berücksichtigt werden.

Etliche Untersuchungen bezüglich des Schutzgaseinflusses auf das Ermüdungsverhalten von Aluminium-Schweißkonstruktionen [Haas 1997, Aichele 1997 bzw. 2000, Helwig et al. 2000, Farwer 1997, Mechsner und Winkler 1994] zeigen eine Verbesserung sowohl der Nahtqualität als auch der Produktivität durch die Verwendung eines Argon-Helium-Gemischs. Aufgrund des größeren Wärmeleitwerts des Heliums erfolgt eine günstigere Wärmeübertragung mit einem bei zunehmender Raupenbreite und abnehmender Raupenhöhe tieferen und bauchigeren Einbrand, der eine verbesserte Bindung bedingt. Der gegenüber Argon ungünstigere Ionisierungsgrad des Heliums erfordert hingegen eine erhöhte Lichtbogenspannung; der Lichtbogen wird länger, breiter und erscheint als diffuse Lichtsäule. Durch den heißeren Lichtbogen kann die Porenzahl reduziert und Zusatzwerkstoff eingespart werden. Die Schweißgeschwindigkeit kann dadurch erhöht und/oder die erforderliche Lagenzahl verringert werden. Die breitere und flachere Naht verringert die Kerbwirkung und begünstigt den Kraftlinienfluss. Die eingesparte Nacharbeit sowie der infolge des günstigeren Wärmenachschubs reduzierte Vorwärmaufwand bewirken eine unmittelbare zur Erhöhung der Produktivität beitragende Kostensenkung. Aufgrund der geringeren elektrischen Leitfähigkeit führt ein Helium-Einsatz jedoch zu einer verschlechterten Zündeigenschaft, einer verringerten Lichtbogenstabilität sowie zu unregelmäßigem und gröberem Tropfenübergang. Dieser ruft eine starke Spritzerbildung hervor, welche die Ausbildung einer guten Schweißraupe gefährdet. Aus vorstehenden Gründen muss laut AICHELE (1997) und FARWER (1997) der Heliumanteil im Schutzgas auf maximal 70% begrenzt werden. FARWER (2001) fand heraus, dass mit zunehmender Blechdicke ein steigender Heliumgehalt verwendet werden kann. In Abhängigkeit der Blechdicke können daher heute für jeden Anwendungsfall Argon-Helium-Gemische mit stufenweise veränderten Heliumgehalten bezogen werden.

Über die Wirkungen einer inerten Helium-Zumischung hinaus wurde der Effekt von Zumischungen aktiver Komponenten wie Sauerstoff, Kohlendioxid und Stickstoff im vpm-Bereich, so genannter „dotierter Schutzgase“, auf das Schweißverhalten von Aluminiumlegierungen erforscht. Die unabhängigen Ergebnis-

se von HAAS (1997), AICHELE (1997) und FARWER (1997) zeigen, dass sich eine Zumischung von Sauerstoff einerseits hervorragend zur Lichtbogenstabilisierung eignet, andererseits jedoch vor allem bei höheren Schweißgeschwindigkeiten keinen Einfluss auf den Einbrand und die Porenanfälligkeit ausübt. Untersuchungen über die Zumischung von Stickstoff ergeben dagegen kontroverse Ergebnisse. Ein Expertenlager [Haas 1997] spricht Stickstoff die gleichen Eigenschaften und Auswirkungen zu, die für Sauerstoff beschrieben werden. Lediglich die Anwendungsgebiete von Sauerstoff-dotierten (Schiffbau) und Stickstoff-dotierten Schutzgasen (Schienenfahrzeugbau) unterscheiden sich nach den Angaben der Verfasser. Dahingegen kommt ein anderes Expertenlager [GDA 2001, Aichele 1997 bzw. 2000, Farwer 1997 bzw. 2001 sowie Mechsner und Winkler 1994] zu abweichenden Ergebnissen. Winzige Stickstoff-Zusätze, die anwendungstechnisch auf 0,015% begrenzt sind, verbessern hiernach spürbar die Qualität der Schweißnaht und erhöhen die Produktionsleistung. Die Ursache sehen die Verfasser darin begründet, dass Stickstoff als zweiatomiges Gas im Lichtbogen dissoziiert und an der Werkstückoberfläche rekombiniert, wodurch der Schweißnaht mehr Wärme zugeführt wird. Die synergetische Wirkung von Helium und Stickstoff führt schließlich zu einer deutlichen Qualitäts- und Leistungssteigerung, wobei der Stickstoff-Zusatz in der Lage ist, die für Helium typische Instabilität des Lichtbogens zu kompensieren. Die praktische Anwendung dieser Stickstoff-dotierten Schutzgase ist nach FARWER (1997 bzw. 2001) weit verbreitet und darüber hinaus stetig zunehmend.

Der aufgezeigte Einfluss des Schutzgases muss in dieser Untersuchung durch die Verwendung eines konstanten Gases für alle Schweißungen möglichst sogar aus derselben Charge ausgeschlossen werden.

Wie die Ergebnisse des am Institut für Konstruktion durchgeführten DFG-Projekts [Horst und Christ 2008] zeigen, haben die gewählten Schweißparameter großen Einfluss auf die lokale Schweißnahtgeometrie und die Schweißnahtqualität. Aus diesem Grund ist es unerlässlich, sie bei Untersuchungen zur Ermüdungsfestigkeit von Aluminium-Schweißverbindungen genau einzustellen und anzugeben, um einerseits die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse gewährleisten und andererseits die Einflüsse von Werkstoff, Fertigung und Konstruktion voneinander abgrenzen zu können.

Die auf die lokale Schweißnahtgeometrie unmittelbar wirkenden Schweißparameter Stromstärke und Spannung – und mit diesen indirekt auch die Lichtbogenart – lassen sich über die Lichtbogenkennlinie vom Bediener des Schweißgeräts einfach steuern. Mit zunehmender Stromstärke wird demnach die Spannung größer. Eine Erhöhung der Stromstärke führt zu einer Vertiefung des Einbrands. Eine Erhöhung der Lichtbogenleistung bewirkt hingegen, dass das Schweißgut dünnflüssiger wird, und führt somit zu einer Verbreiterung der Naht. Die Kopplung der Parameter Stromstärke und Spannung ergibt die Lichtbogenleistung. Mit einer Erhöhung der Lichtbogenleistung wird auch die Streckenenergie, d.h. die je Nahtlängeingebrachte Wärmemenge, erhöht, was wiederum eine Vergrößerung des Schmelzbads mit sich bringt. Die Lichtbogenleistung sollte deshalb immer in einem Bereich liegen, der auf die jeweiligen Anforderungen abgestimmt ist. Ist sie zu gering, wird der Grundwerkstoff nur unzureichend aufgeschmolzen und es kommt zu Bindefehlern an den Nahtflanken; ist sie hingegen zu hoch (z.B. durch eine zu hohe Strom-

stärke), kann das in Verbindung mit zu hohen Abschmelzraten oder zu langsamen Schweißgeschwindigkeiten zu einem Vorlaufen des Schmelzbads führen. Das führt dazu, dass der Lichtbogen auf das bereits geschmolzene Schmelzbad brennt und nicht auf den aufzuschmelzenden Grundwerkstoff, was wiederum zu Bindefehlern führt.

Über die Lichtbogenkennlinie lässt sich auch die Art des Lichtbogens steuern. Im unteren Leistungsbe- reich, d.h. bei einer niedrigen Lichtbogenspannung und einer niedrigen Stromstärke, tritt der Kurzlicht- bogen auf, der zum Schweißen in Zwangslagen bevorzugt wird. Im oberen Leistungsbereich wird mit ei- nem Sprühlichtbogen geschweißt. Hier erfolgt der Werkstoffübergang feinsttropfig und kurzschlussfrei. Durch die Verwendung der in Abschnitt 2.2.4.2 erläuterten Impulstechnik wird durch einen pulsierenden Gleichstrom der Impulslichtbogen erzeugt, bei dem der Tropfenübergang durch die Impulsfrequenz ge- steuert werden kann. Die Impulstechnik wird beim Schweißen mit weichen Schweißzusatzdrähten zur Re- duzierung der Drahtförderstörungen bevorzugt eingesetzt und soll auch in dieser Untersuchung eingesetzt werden, damit keine Einschränkungen bezüglich der Wahl des Zusatzwerkstoffs entstehen.

Ein weiterer wichtiger Maschinenparameter, mit dem sich die Nahtgeometrie unmittelbar steuern lässt, ist die Schweißgeschwindigkeit. Eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit führt zu einer Verringerung der Nahtbreite, eine Verringerung führt entsprechend zu einer Erhöhung der Nahtbreite. Weil das Schmelzgut konstant bleibt, bewirkt eine Verbreiterung der Naht automatisch eine Verringerung der Einbrandtiefe. Eine breite Nahtausbildung an der Oberfläche reduziert sich analog mit steigender Einbrandtiefe. Eine flache Ausbildung der Schweißraupe begünstigt die Erstarrung der Schmelze an der Oberfläche der Schweißnaht. Im Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen ist besonders auf die Bildung von Heißrissen zu achten. Mit einem Verhältnis von Schweißnahtbreite zu Schweißnahttiefe von größer als 1 wird ein Einschluss der heißrissfördernden niedrighschmelzenden Restschmelze verhindert und die Gefahr von Erstarrungsrissen nachweislich verringert [Dilthey 2005].

Ein weiterer positiver Aspekt einer erhöhten Schweißgeschwindigkeit ist die verringerte Wärmeeinbrin- gung in die Verbindung, wodurch die Gefahr der Heißrissbildung in Form der besonders bei aushärtbaren Aluminiumlegierungen auftretenden Aufschmelzungsrisse vermindert werden kann. Die Schweißgeschwin- digkeit darf aber auch nicht beliebig erhöht werden, weil damit die Abkühlgeschwindigkeit ebenfalls steigt, und es zu einer vermehrten Bildung von Oberflächenporen kommen kann. Mit steigender Schweißge- schwindigkeit verringert sich zudem die bereits erwähnte Streckenenergie, was zu einer Verkleinerung des Schmelzbads führen kann. Mit der gleichzeitig steigenden Schweißgeschwindigkeit führt dies zu unzurei- chender Aufschmelzung und damit zu Bindefehlern. Die Verringerung der Abkühlgeschwindigkeit jedoch führt wiederum zum Auftreten von Heißrissen.

Durch die geeignete Kombination von Wärmemenge und Schweißgeschwindigkeit können die Vorteile zur Vermeidung von Schweißunregelmäßigkeiten vereinigt werden. Neben zu hoher Leistung und zu hoher Schweißgeschwindigkeit können auch eine zu geringe Drahtzufuhr und eine falsche Brennerhaltung das Auftreten von Einbrandkerben bewirken, so dass neben den bereits erwähnten Maschinenparametern auch

die technischen Parameter beachtet werden müssen. Störungen beim Drahtvorschub können beispielsweise bewirken, dass die Elektrode am Kupferkontaktrohr festbrennen und dieses ins Bad drücken kann. Die hierdurch hervorgerufenen Kupfereinschlüsse stellen nicht zu beseitigende Fehlstellen in der Schweißnaht und damit bleibende Kerbstellen der Verbindung dar.

Auch über die Zufuhr des Zusatzdrahts können Lichtbogen und Schmelzbad gesteuert werden. So führen z.B. eine Erhöhung der Zusatzdrahtzufuhr zu einer Vergrößerung des Schmelzbads und eine Erhöhung der Zusatzdrahtbreite zu einer Verbreiterung des Lichtbogenkerns.

Die Zugänglichkeit der Schweißstelle stellt einen weiteren wichtigen Parameter dar, der bereits bei der Konstruktion berücksichtigt werden muss. Eine erhöhte Zugänglichkeit erlaubt die Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit mit allen bereits genannten Vorteilen. Ebenfalls sollte über die Anordnung von gekühlten Spannbacken nachgedacht werden, welche die Wärmeabfuhr begünstigen und damit einem Bauteilverzug entgegenwirken. Darüber hinaus sollte die Schweißstelle zumindest soweit zugänglich sein, dass die Oxidhaut entfernt werden kann, um die Oxideinschlüsse gering zu halten.

6.2 Schweißen von nicht artgleichen Aluminiumlegierungen

6.2.1 Ziel und Vorgehensweise

In diesem Teil der Untersuchung soll die durch den Schweißprozess bedingte Werkstoffkerbe hinsichtlich ihrer Abmessungen und Beschaffenheit isoliert von den anderen Einflüssen auf die Ermüdungsfestigkeit erfasst werden. Weiterhin wird der Einfluss der Legierungszusammensetzung auf die Ausbildung der lokalen Schweißnahtgeometrie untersucht, deren Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit wiederum durch eine FE-Analyse in Abschnitt 5.4 nachgewiesen werden konnte.

Um einerseits einen Vergleich zwischen naturharten und aushärtbaren Aluminiumlegierungen anstellen und andererseits eine breite Anwendungsmöglichkeit der Ergebnisse gewährleisten zu können, wird eine Schweißkonstruktion der Legierungskombination Al Mg/Al MgSi in Form zweier mit DY-Nähten stumpf verschweißter 6 mm-Bleche aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) und aus der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082) eingesetzt.

Der Einfluss der Legierungskonstitution auf die Schweißbarkeit einer Aluminiumlegierung macht sich bereits bei der schweißtechnischen Fertigung bemerkbar. Die Art und Menge der Legierungselemente haben entscheidende Auswirkungen auf bestimmte Werkstoffeigenschaften, welche den Schweißprozess beeinflussen und einerseits indirekt durch die Bildung von Schweißfehlern und -imperfectionen, andererseits auch direkt für das Ermüdungsverhalten von Aluminium-Schweißkonstruktionen relevant sind.

Da Heißrisse und Wasserstoffporen entscheidend die Schwingfestigkeit eines Bauteils vermindern, wird die Schweißneigung eines Aluminiumwerkstoffs vornehmlich durch die Neigung zur Heißrisbildung und die Löslichkeit von Wasserstoff bestimmt, welche beide als maßgeblich vom Werkstoff abhängige Eigenschaften definiert werden können. Weitere physikalische Eigenschaften, die ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit von der Legierungszusammensetzung zeigen, wie die elektrische Leitfähigkeit und die Wärmeleit-

fähigkeit sowie der Erstarrungsbereich, haben zwar keine unmittelbaren Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit, nehmen jedoch direkten Einfluss auf den Schweißprozess sowie die Schweißnahtqualität und bestimmen damit indirekt die mechanisch-technologischen Eigenschaften der Schweißverbindung. Unter diesem Aspekt gesehen bestimmt die Wärmeleitfähigkeit die Bildung von Schweißspannungen und Poren, deren Ausmaß und Häufigkeit damit wesentlich von der Art und Menge der Legierungselemente beeinflusst werden. Die charakteristischen Eigenschaften der Wärmeeinflusszone, definiert durch ihre Breite und vor allem ihre Festigkeit, sind ebenfalls vom spezifischen Wärmefluss des Grundwerkstoffs abhängig und variieren daher erheblich mit der Konstitution der Legierungszusammensetzung.

Anhand zahlreicher Forschungsprojekte (neben den in Abschnitt 2.2 bereits genannten sind dies u.a. [Göner 1970] und [Harre 1983]) zur Auswirkung der Legierungszusammensetzung auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften von Aluminium-Schweißkonstruktionen hinsichtlich direkt entstehender Schweißimperfectionen sowie indirekt durch den Schweißprozess hervorgerufener Gefügeveränderungen können signifikante Unterschiede bei der schweißtechnischen Verarbeitung naturharter und aushärtbarer Aluminiumlegierungen bestätigt werden. Die durchgeführten Untersuchungen analysieren die Legierungstypen jedoch jeweils unabhängig voneinander und berücksichtigen dadurch nicht die durch die Verbindung zweier unterschiedlicher Legierungstypen auftretenden prozesstechnischen Wechselwirkungen. Für eine aus einer naturharten und einer aushärtbaren Aluminiumlegierung kombinierten Schweißverbindung können aus diesen Untersuchungen folglich keine Rückschlüsse gezogen werden, sodass für das schmelzschweißtechnische Fügen zweier unterschiedlicher Legierungstypen miteinander – welches in der Praxis bereits weit verbreitet ist (siehe Abschnitt 2.1.2) – unbedingter Forschungsbedarf besteht, der in der Vergangenheit leider nur unzureichend befriedigt wurde. Die von LUIJENDIJK (2000) an der durch MIG-Schweißen hergestellten Verbindung aus EN AW-6060 und EN AW-5083 gewonnenen Forschungsergebnisse zeigen, dass eine schmelzschweißtechnische Verbindung einer naturharten Aluminiumlegierung mit einer aushärtbaren Legierung einerseits bereits in der Fertigung erhebliche Probleme hinsichtlich Zündvorgang, Lichtbogenstabilität und Verzug hervorruft, andererseits aber vor allem wegen des ungleichmäßigen Aufschmelzens und Einbrands, der ungleichen Bildung von Poren und Heißrissen sowie der differierenden Eigenschaften der Wärmeeinflusszonen insgesamt ein stark inhomogenes Verhalten und damit die Ausbildung von mindestens zwei metallurgischen, voneinander unterschiedlichen Kerben (zwischen Schweißgut und naturharter Legierung sowie zwischen Schweißgut und aushärtbarer Legierung) bewirkt.

Neben der Charakterisierung der Werkstoffkerbe wird durch die Verwendung unterschiedlicher Schweißzusatzwerkstoffe nach DIN EN ISO 18273 (05.2004)

- S Al 5556A (Al Mg5Mn) (Bezeichnung der Probe „M1/M2“)
- S Al 5183 (Al Mg4,5Mn0,7) (Bezeichnung der Probe „M3/M4“) und
- S Al 4043 (Al Si5) (Bezeichnung der Probe „M5/M6“)

ein weiterer Parameter in die Untersuchung einbezogen. Um eine möglichst umfassende Aussage bezüglich ihrer Eignung treffen zu können, decken die eingesetzten Zusatzwerkstoffe das Spektrum der in der Praxis üblicherweise verwendeten Zusätze hinsichtlich ihrer Mg- und Si-Gehalte sehr gut ab [Aichele 2004].

Die Auswahl des Zusatzwerkstoffs erfolgt in Abhängigkeit des Grundwerkstoffs der Füge­teile. Neben der zu erreichenden Festigkeit sind vor allem ein guter Schmelzfluss sowie die beim Erstarren und Schrumpfen auftretende Rissgefahr zu berücksichtigen. Die für die praktische Anwendung gemachten Empfehlungen zur Auswahl des Zusatzwerkstoffs, beispielsweise nach DIN EN 1011-4 (02.2001), berücksichtigen dagegen nicht die konstruktiven und metallurgischen Besonderheiten sowie den durch Verformung oder Wärmebehandlung eingestellten Festigkeitszustand der Grundwerkstoffe. Weil die in der Praxis eingesetzten Werkstoffe sowohl hinsichtlich ihrer metallurgischen Zusammensetzung als auch hinsichtlich eingestellter Festigkeiten stark variieren, stellt die Wahl des optimalen Zusatzwerkstoffs eine weitere Herausforderung dar.

Alle Schweißungen erfolgen im institutseigenen Schweißlabor unter Laborbedingungen mit den im Anhang aufgeführten (vgl. Tabelle 9.11) Schweißparametern. Zur Erstellung der jeweils ersten Naht („M1“, „M3“ bzw. „M5“) wird eine temporäre Schweißbadstütze aus Edelstahl untergelegt, um ein Durchfallen des Schweißguts zu verhindern. Nach Erkalten der ersten Naht wird die Nahtwurzel spanend nachbearbeitet um eine saubere Oberfläche für die zweite Naht („M2“, „M4“ bzw. „M6“) zu garantieren. Um bei allen Proben eine gleichbleibende Schweißnahtqualität zu gewährleisten, werden die Schweißfugen vor jedem Schweißvorgang durch Bürsten mit einer Stahlbürste von der Oxidschicht befreit und mit einem Reinigungsmittel von Fetten oder anderen Verschmutzungen gesäubert.

Die in diesem Abschnitt durchgeführten Untersuchungen gliedern sich in die Disziplinen Gefügeuntersuchungen und Bewertung der mechanischen Eigenschaften. Mit Hilfe makroskopischer und mikroskopischer Untersuchungen mittels Lichtmikroskopie werden zunächst Aussagen über die durch die eingebrachte Schweißwärme hervorgerufene Gefügeausbildung sowie über die beim Schweißen entstandenen Imperfektionen gemacht. Zur Erzeugung einer ebenen Schlißfläche werden die durch Sägen aus den Schweißstößen entnommenen und in Kunststoff eingebetteten Proben als Präparation für die Lichtmikroskopie in mehreren Schritten geschliffen und poliert. Zur Sichtbarmachung des Gefüges für die metallographische Untersuchung werden die Proben nach Empfehlungen von PETZOW (2006) mit Hilfe der BARKER-Ätz­methode elektrolytisch geätzt. Um unter dem Lichtmikroskop die Körner und Ausscheidungen bei allen drei Werkstoffkombinationen zu erkennen, werden die Makroaufnahmen in 50-facher Vergrößerung erstellt.

Vor der anschließenden Härtemessung zur Bewertung der mechanischen Eigenschaften werden die erneut nassgeschliffenen Proben zur Orientierung mit einem Metallstift und einem Lineal mit waagerechten und senkrechten Linien markiert, um die verschiedenen Zonen der Schweißverbindung – Grundwerkstoffe, Wärmeeinflusszonen und Schweißgut – einordnen zu können. Die Messung der Vickershärte (HV) erfolgt mit einer Prüfkraft $F_{P,Härte} = 9,807 \times 10^{-3} \text{ kN}$ und einer Eindringzeit $t_E = 10 \text{ s}$.

6.2.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

6.2.2.1 Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M1/M2“

Bild 6.2 zeigt Makroschliffe der Verbindung der beiden Bleche aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) auf der linken Seite und der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) auf der rechten Seite mit dem Zusatzwerkstoff S Al 5556A (Al Mg5Mn). Durch die Darstellung der Kornstruktur (Bild 6.2 links) können die Gefügebereiche des Grundwerkstoffs, der WEZ und des Schweißguts sehr gut sichtbar gemacht werden, während durch die Darstellung der Ausscheidungen (Bild 6.2 rechts) die Schweißunregelmäßigkeiten besonders gut verdeutlicht werden.

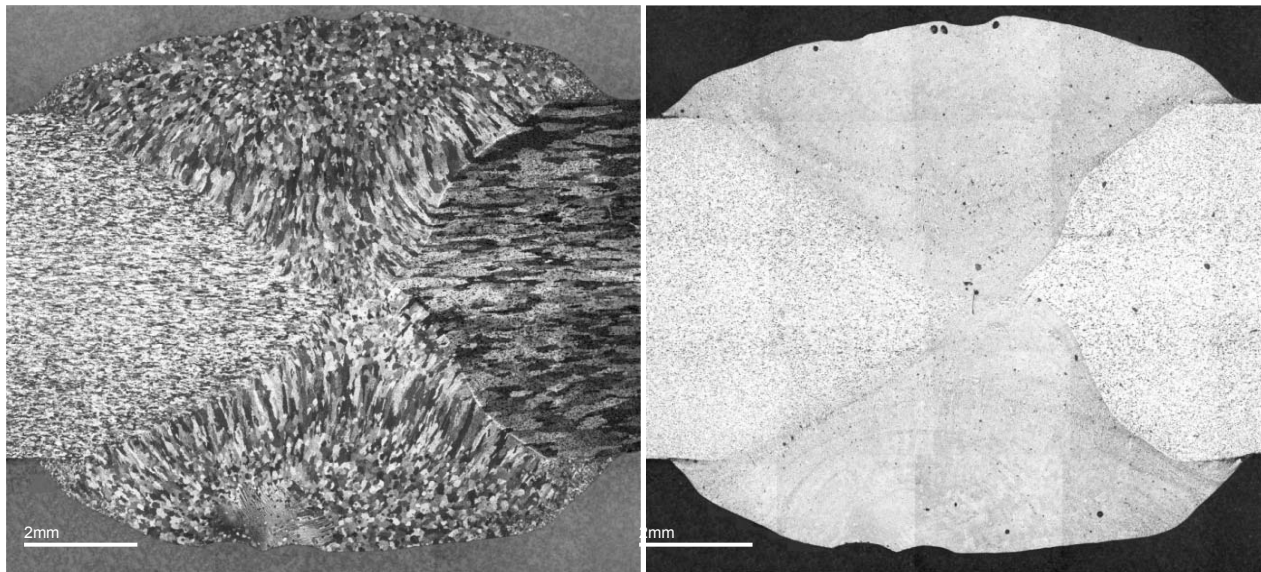


Bild 6.2: Darstellung der Körner (links) und der Ausscheidungen (rechts) der Schweißverbindung Al Mg4,5Mn/Al Si1MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 5556A (Al Mg5Mn) (Probe „M1/M2“)

Die auf die Ermüdungsfestigkeit Einfluss nehmende lokale Schweißnahtgeometrie ist gekennzeichnet durch eine auf die Schweißfuge bezogen ausgeprägte Asymmetrie, d.h. die Schweißnaht verzieht sich deutlich in Richtung der naturharten Aluminiumlegierung, sodass die Naht auf der linken Seite etwa um ein zusätzliches Drittel breiter ist als auf der rechten Seite. Die Ausbildung der beiden Nähte (die erste Naht liegt unten, die zweite Naht oben) ist dabei nahezu identisch. Die etwa 1,75 mm dicke Nahtüberhöhung auf beiden Seiten verläuft ebenfalls asymmetrisch und weist an allen vier Flanken Bindefehler auf, die als sogenannte Overlap-Effekte einen Schweißgutüberlauf darstellen, der nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) aufgrund der rissartigen Kerbwirkung in den höheren Bewertungsgruppen nicht mehr zulässig ist.

Die sich im Nahtverlauf bildende Schuppung der Naht führt in dieser Querschnittsdarstellung zu einer unregelmäßigen Nahtoberfläche. Genauere Aussagen über die Schuppung, welche ebenfalls Einfluss auf die Schwingfestigkeit nimmt, werden in dieser Untersuchung, die sich auf den Schweißnahtquerschnitt konzentriert, nicht gemacht. Durch die Verwendung der symmetrischen DY-Schweißnaht, die allerdings ferti-

gungstechnisch eher aufwendig ist, können sowohl ein Kantenversatz als auch ein Winkelverzug der Bleche nahezu ausgeschlossen werden.

Anhand der Darstellung der Kornstruktur lassen sich die Gefügebereiche der Schweißverbindung eindeutig voneinander abgrenzen. Auf der linken Seite befindet sich der Grundwerkstoff aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083). Das feine Verformungsgefüge mit den schmalen, lang gezogenen kleinen Körnern resultiert aus dem Walzprozess (vgl. Bild 2.2) und weist noch keinerlei Beeinträchtigung durch die im Schweißprozess eingebrachte Wärme auf. In Richtung zum Schweißgut hin verringert sich einerseits die Korngröße, andererseits lassen sich vermehrt feinere Ausscheidungen erkennen. Dieser eher kleine Bereich wird nachweislich durch die eingebrachte Schweißwärme beeinflusst und stellt somit die WEZ der naturharten Aluminiumlegierung dar. Der Bereich der Schmelzgrenze ist durch grobe Ausscheidungen intermetallischer Verbindungen gekennzeichnet, welche während des Schweißprozesses in Lösung gehen und anschließend erneut ausgeschieden werden. Diese Übergangszone mit deutlich vermehrten und vergrößerten Ausscheidungsphasen ist jedoch weniger als 1 mm breit.

In der Schweißnaht werden der Zusatzwerkstoff und der Grundwerkstoff gleichzeitig aufgeschmolzen. Das eigentliche Nahtgefüge weist in der Mitte ein charakteristisches Gussgefüge auf. Durch die gerichtete Abfuhr der Wärme in den Grundwerkstoff erfolgt die Ausbildung von Dendriten, welche vom Rand der Schweißnaht fast senkrecht zur Nahtachse in Richtung Nahtmitte wachsen.

Deutlich erkennbar ist auch das für die Verwendung von Argon charakteristische Einbrandverhalten. Der aufgrund der in Abschnitt 2.2 gemachten Erfahrungen erwartete geringere Einbrand auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung ist deutlich zu erkennen. Auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung bildet sich die Schmelzgrenze in Form einer geschwungenen weißen Linie aus. In diesem Bereich lagern sich gröbere Ausscheidungen an, welche sich im weiteren Verlauf der WEZ verfeinern. Der von der Schweißwärme beeinflusste Bereich des Grundwerkstoffs aus der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082) ist deutlich größer als die WEZ der naturharten Aluminiumlegierung. Hier sind deutlich vergrößerte Körner zu erkennen, deren Größe in Richtung zum Grundwerkstoff verhältnismäßig zum Wärmeeintrag abnimmt. Das von der Schweißwärme unbeeinflusste Gefüge der aushärtbaren Aluminiumlegierung auf der rechten Seite weist gröbere, durch den Walzprozess lang gezogene Körner auf, die zur Blechober- bzw. -unterseite hin breiter werden. Weil die verwendete Legierung in der Praxis jedoch vorwiegend als Strangpressprofil eingesetzt wird und durch den Strangpressvorgang in diesem Bereich eine hiervon abweichende Gefügestruktur zu erwarten ist, muss das bei der Auslegung der Konstruktion gesondert berücksichtigt werden.

Beim Schweißen konnten an der Nahtoberfläche schwarze Ablagerungen beobachtet werden, die auf einen Magnesiumabbrand beim Schweißprozess hinweisen. Um diesem Abbrand entgegenzuwirken und die Magnesiumkonzentration in der gesamten Schweißverbindung möglichst konstant zu erhalten, wird der Schweißzusatz mit erhöhtem Magnesiumanteil bevorzugt eingesetzt. Mit steigendem Magnesiumanteil

vergrößert sich die Menge an Eutektikum, welche den an den Korngrenzen auftretenden Versatz kompensiert und so möglichen Deformationen und Materialtrennungen bei der Erstarrung entgegenwirkt.

Dominierende innere Unregelmäßigkeiten dieser Verbindung sind Einzelporen bis zu einer Größe von 0,2 mm, welche sowohl im Schweißgut, zum Teil sogar an den Übergängen zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff, als auch in den Wärmeeinflusszonen zu finden und bereits mit bloßem Auge sichtbar sind. Daneben liegen im Grundwerkstoff der aushärtbaren Aluminiumlegierung – wie bei diesem nicht gut fließenden Schweißzusatzwerkstoff erwartet – verschiedentlich kleine und auch große Risse entlang der Korngrenzen vor. Nach OSTERMANN (2007) handelt es sich dabei um eutektische Anschmelzungen der Korngrenzenbereiche des Grundwerkstoffs an der Grenze zum Schweißgut, wobei innere Spannungen zur Öffnung von Korngrenzen führen (vgl. Abschnitt 2.2.1). Diese Korngrenzenöffnungen wirken sich insbesondere bei diesem grobkörnigem Grundwerkstoff auf die statischen und zyklischen Festigkeits- und Zähigkeitswerte aus.

Deutlich erkennbar ist, dass die erneute Wärmeeinbringung durch den zweiten Schweißvorgang im Bereich der zusammentreffenden Schweißnahtwurzeln und in den Wärmeeinflusszonen der Grundwerkstoffe vermehrt Unregelmäßigkeiten hervorruft. Neben den erhöhten Ausscheidungseffekten, welche Ausscheidungen aus den Randbereichen in die Schmelzgrenze hin einschwemmen, ist eine erhöhte Porenbildung in der Mitte des Schweißguts zu erkennen. In Hinblick auf das Auftreten von Imperfektionen sollte deswegen nach Möglichkeit auf eine erneute Wärmeeinbringung etwa in Form einer zweiten Naht verzichtet werden.

Zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften dieser Verbindung dient der Härteverlauf in **Bild 6.3**. Durch die Härtewerte der Grundwerkstoffe lassen sich die in Fachbüchern und Regelwerken (vgl. Tabelle 9.2 im Anhang) festgelegten Werte der statischen Festigkeit für die in dieser Untersuchung verwendeten Legierungen bestätigen. Die Härtewerte auf der Seite der naturharten Legierung (durchschnittlich zwischen 80 HV und 90 HV) weisen auf eine Legierung im nicht verfestigten Zustand H111 nach DIN EN 515 (12.1993) (R_m beträgt durch Umwertung der Härte etwa zwischen 255 N/mm² und 300 N/mm²) hin. Die Härtewerte auf der Seite der naturharten Legierung (durchschnittlich zwischen 100 HV und 110 HV) lassen dagegen auf eine Verfestigung durch Warmaushärtung (R_m beträgt durch Umwertung etwa zwischen 320 N/mm² und 350 N/mm²) schließen. Die Grundfestigkeiten der Legierungen und die Art der Verfestigung sind maßgebend für die gemessenen Härtewerte in den Wärmebeeinflussten Zonen und im Schweißgut. Auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung ist eindeutig eine Entfestigung in der WEZ zu erkennen, womit die bereits erwiesenen Erkenntnisse (Abschnitt 2.2.2) auch durch diese Untersuchung nachgewiesen werden können. Die ursprünglich hohen Härtewerte des Grundwerkstoffs nehmen in Richtung zur Schweißnaht hin kontinuierlich ab, woraufhin die WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung die schwächste Stelle der Verbindung darstellt. Auf der Seite der naturharten Aluminiumlegierung lässt sich dagegen kein solch ausgeprägter Trend erkennen. Eine leichte Entfestigung ist wahrscheinlich auf die Zer-

störung der durch leichtes Recken des weichgeglühten Blechs eingebrachten Festigkeitseigenschaft H111 durch die eingebrachte Schweißwärme zurückzuführen.

Im Bereich der Schweißnaht, wo eine Vermischung der Grundwerkstoffe mit dem Schweißzusatzwerkstoff stattgefunden hat, kann neben einem Peak auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung kein eindeutiger Trend festgestellt werden. Interessant ist auch, dass die Verläufe in der Mitte der Schweißnaht (Linie 2) sowie an der Oberfläche (Linie 3) stets oberhalb der in der Blechmitte ermittelten Härtewerte (Linie 1) liegen. Dieser Effekt resultiert aus der Beschaffenheit der Walzhalbzeuge, deren Eigenschaften vornehmlich durch den Walzprozess eingestellt werden (vgl. Abschnitt 2.1.2.2).

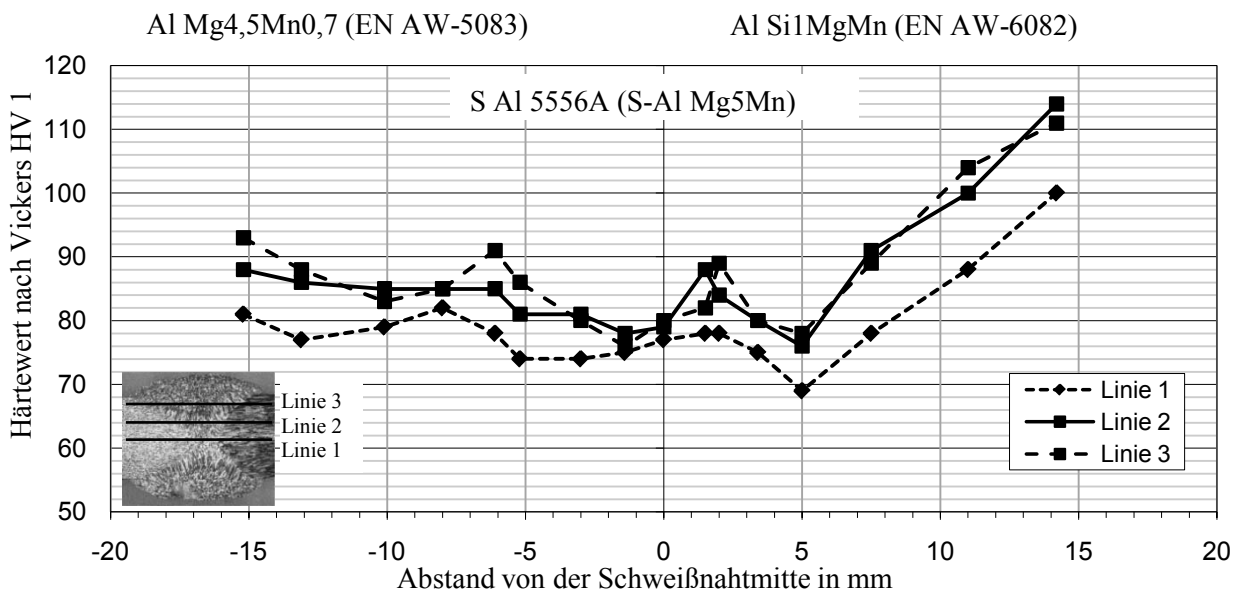


Bild 6.3: Härteverlauf in der Schweißverbindung Al Mg4,5Mn/Al Si1MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 5556A (Al Mg5Mn) (Probe „M1/M2“)

6.2.2.2 Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M3/M4“

Bild 6.4 zeigt Makroschliffe der Verbindung der beiden Bleche aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) auf der linken Seite und der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) auf der rechten Seite, in diesem Fall mit dem Zusatzwerkstoff S Al 5183 (Al Mg4,5Mn0,7) geschweißt.

Die lokale Schweißnahtgeometrie ist – anders als die der Verbindung „M1/M2“ – überwiegend symmetrisch, nicht nur bezüglich der Übereinstimmung der beiden Nähte, sondern auch bezogen auf die Schweißfuge. Die Schweißnahtbreite auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung entspricht in etwa der Breite auf der Seite der naturharten Aluminiumlegierung. Die etwa 1,4 mm dicke Nahtüberhöhung der ersten Naht (unten) sowie die etwa 1,7 mm dicke Nahtüberhöhung der zweiten Naht (oben) weisen ebenfalls an allen vier Flanken Bindefehler (Overlap-Effekte) auf, welche insbesondere bei der zweiten Naht sogar noch ausgeprägter sind als bei der ersten Verbindung. Darüber hinaus weist die Naht geometrisch

unvorteilhafte Nahtanstiegswinkel und Nahtübergangsradien auf, welche sich – wie die Untersuchung in Abschnitt 5.4.1 zeigt – negativ auf das Ermüdungsverhalten der Verbindung auswirken.

Auch bei dieser Verbindung führt die Schuppung der Naht zu einer unregelmäßigen Nahtoberfläche in der Querschnittsdarstellung. Obwohl keine genaueren Aussagen über die Schuppung gemacht werden, lassen diese Kerben bereits eine erhebliche Beeinträchtigung der Ermüdungsfestigkeit vermuten. Kantenversatz und Winkelverzug können auch bei dieser Verbindung durch die Verwendung der symmetrischen DY-Schweißnaht nahezu ausgeschlossen werden.

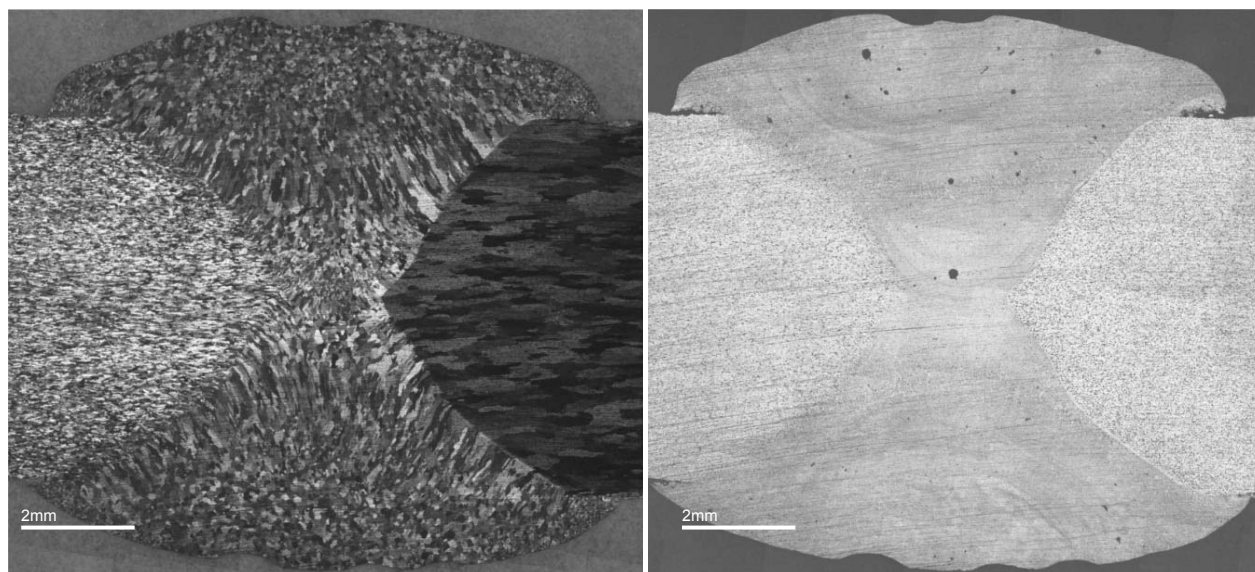


Bild 6.4: Darstellung der Körner (links) und der Ausscheidungen (rechts) der Schweißverbindung Al Mg_{4,5}Mn/Al Si1MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 5183 (Al Mg_{4,5}Mn0,7) (Probe „M3/M4“)

Anhand der Darstellung der Kornstruktur lassen sich die Gefügebereiche der Schweißverbindung auch bei dieser Verbindung eindeutig voneinander abgrenzen. Abgesehen von der symmetrischen Ausbildung der Schweißnaht, die vermutlich aus einem nahezu gleichmäßigen Einbrand auf beiden Seiten resultiert, etwas geringeren Ausscheidungen im Übergang von der aushärtbaren Aluminiumlegierung zum Schweißgut und der wesentlich deutlicher auftretenden Schweißgutüberläufe, entspricht die Gefügeausbildung die der Verbindung „M1/M2“. Die Ursache hierfür liegt in der Verwendung eines Schweißzusatzwerkstoffs, welcher nach DIN EN ISO 18273 (05.2004) der gleichen Gruppe (Typ 5) zugeordnet wird wie der Schweißzusatzwerkstoff der ersten Verbindung, wodurch ähnliche Eigenschaften erwartet werden können. Alle vier Überlappungen stellen gravierende Bindefehler dar, eine Verbindung mit dem Grundwerkstoff ist an dieser Stelle gar nicht erst zustande gekommen. In diesen Bereichen liegen kleinere Körner als im restlichen Gefüge des Schweißguts vor, es hat sich auch hier ein feines Kristallgefüge gebildet.

Als innere Unregelmäßigkeiten sind Einzelporen und Porennester bis zu einer Größe von 0,2 mm hauptsächlich im Schweißgut zu finden und bereits mit bloßem Auge sichtbar. Besonders auffällig ist die annähernd globulare Pore im Wurzelbereich des Schweißguts. Ferner sind beim Schweißen der Gegenlage

durch das Einbringen von Schweißwärme der Bereich der ersten Schweißnahtwurzel sowie die Randbereiche der Bleche in der angrenzenden WEZ noch einmal aufgeschmolzen worden, was zu einer erhöhten Porenbildung im Übergang vom globularen zum dendritischen Gefüge geführt hat.

Weil der bei dieser Verbindung verwendete Schweißzusatzwerkstoff dem Schweißzusatzwerkstoff der ersten Verbindung „M1/M2“ abgesehen von der Konzentration des Hauptlegierungselements Magnesium in Hinblick sowohl auf optimale mechanische Eigenschaften und optimales Korrosionsverhalten als auch auf optimale Schweißbeignung entspricht, weisen die Härteverläufe **(Bild 6.5)** wie bei der ersten Verbindung auf. Festzuhalten ist, dass sich auch hier eindeutig eine Entfestigung in der WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung belegen lässt. Die ursprünglich hohen Härteverläufe des Grundwerkstoffs, die unter anderem ausschlaggebend für den praktischen Einsatz dieser Legierung sind, nehmen in Richtung zur Schweißnaht hin kontinuierlich ab und erreichen damit die geringere Festigkeit der naturharten Aluminiumlegierung.

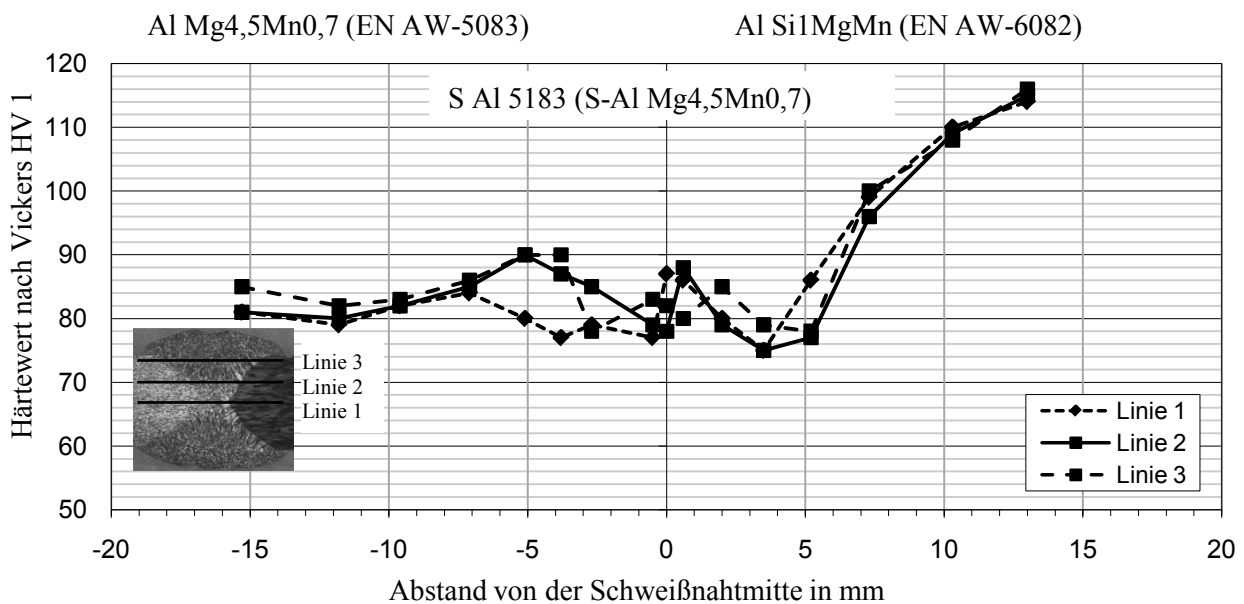


Bild 6.5: Härteverlauf in der Schweißverbindung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7}/Al Si₁MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 5183 (Al Mg_{4,5}Mn_{0,7}) (Probe „M3/M4“)

6.2.2.3 Makrostruktur und mechanische Eigenschaften der Schweißverbindung „M5/M6“

Bild 6.6 zeigt Makroschliffe der Verbindung der beiden Bleche aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) auf der linken Seite und der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082) auf der rechten Seite mit dem Zusatzwerkstoff S Al 4043 (Al Si₅).

Auffälligstes Merkmal der lokalen Schweißnahtgeometrie ist eine Verschiebung der beiden Nähte zueinander, wodurch bezogen auf die Schweißnahtfuge eine auffällige Asymmetrie auftritt. Die Schweißnahtbreite beider Nähte ist etwa ähnlich ausgeprägt wie bei den beiden vorangegangenen Verbindungen, die Naht-

überhöhung und damit auch die Nahtanstiegswinkel sind jedoch kleiner, was auf die besseren Fließeigenschaften des Zusatzwerkstoffs schließen lässt. Die Schweißnähte weisen zwar an allen vier Flanken Bundefehler (Overlap-Effekte) auf, diese stellen jedoch eine deutlich geringere Kerbstelle dar als bei den beiden anderen Verbindungen. Die nahezu gleichmäßige Oberflächenkontur in der Querschnittsdarstellung lässt sich auf eine geringere Schuppung der Naht zurückführen, was eine geringere Beeinträchtigung der Ermüdungsfestigkeit durch diesen Parameter vermuten lässt.

Ein Kantenversatz kann auch bei dieser Verbindung durch die Verwendung der symmetrischen DY-Schweißnaht nahezu ausgeschlossen werden, wohingegen jedoch ein leichter Winkelverzug – nicht zuletzt durch die zueinander verschobenen Schweißnähte – zu erkennen ist.

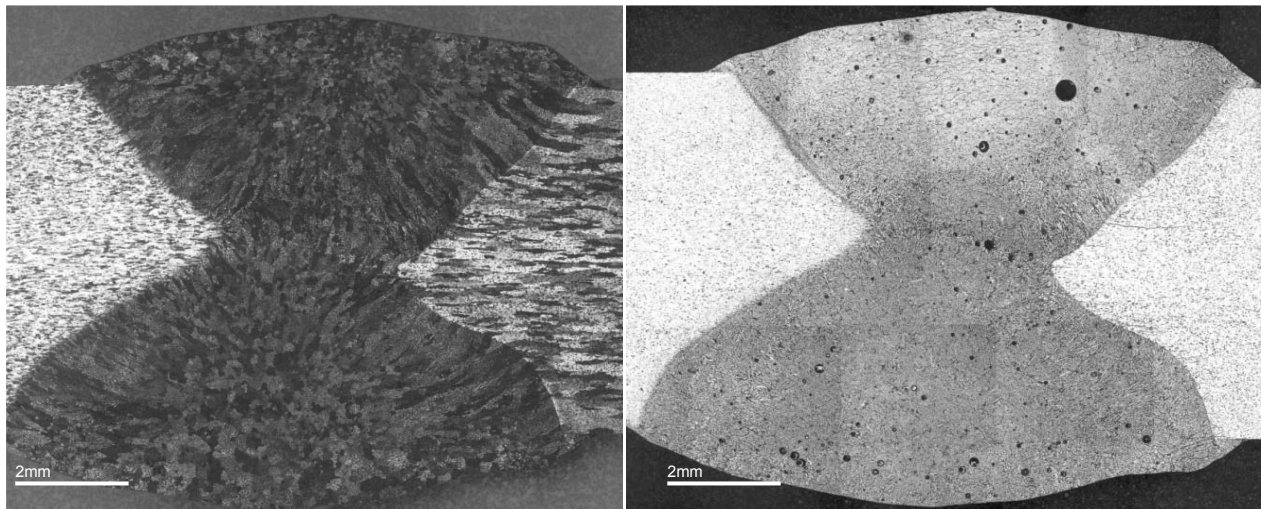


Bild 6.6: Darstellung der Körner (links) und der Ausscheidungen (rechts) der Schweißverbindung Al Mg_{4,5}Mn/Al Si1MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 4043 (Al Si5) (Probe „M5/M6“)

Auch bei dieser Verbindung weist die Schweißnaht das charakteristische Gussgefüge auf. Am Rand des Schweißguts liegt globulares Gefüge, jedoch in unterschiedlicher Größe, vor, die Körner wachsen auch hier dendritisch zur Mitte der Schweißnaht hin. Im Vergleich zu den zuvor untersuchten Werkstoffkombinationen lässt sich festhalten, dass die Dendriten und Globuliten wesentlich größer gewachsen sind, zum Teil ungeordneter im Gefüge liegen, aber ihre Zellstruktur ausgeprägter zu sein scheint, was insbesondere auf die Andersartigkeit der Zusatzlegierung (hier Typ 4 nach DIN EN 1011-4 (02.2001)) zurückzuführen ist.

Weil die Grundwerkstoffe am linken und rechten Ende der Verbindung durch die Schweißwärme nicht beeinflusst wurden, sind die durch das Warmwalzen langgestreckten Körner analog zu den ersten beiden Proben in der Mitte des aushärtbaren und des naturharten Blechs gut zu erkennen. Eindrucksvoll ist auch hier die Abnahme der Ausscheidungen zur Mitte des Grundwerkstoffs hin, was zugleich eine vermehrte Kornrenzbelegung nach sich zu ziehen scheint. Im Vergleich zu den ersten beiden Verbindungen lagern sich bei dieser Werkstoffkombination im Übergangsbereich zwischen Schweißgut und naturhartem Grundwerkstoff gröbere Ausscheidungen an, im Übergang zwischen Schweißgut und aushärtbarem Grundwerkstoff erfolgt jedoch ein kontinuierlicher Werkstoffübergang ohne größere Ausscheidungen. Darüber

hinaus ist aufgrund der besseren Fließigenschaften des Zusatzwerkstoffs eine deutlich geringere Neigung zu Rissen bzw. Korngrenzenöffnungen festzustellen.

Bedingt durch das Wiederaufschmelzen der ersten Schweißnahtwurzel und der Randbereiche der Bleche in der WEZ haben sich im gesamten Gefüge des Schweißguts eine kritische Anzahl Poren sowie im Bereich der Dendriten auf der Seite des naturharten Blechs länglich geformte Lunker gebildet. Im Bereich der Schmelzgrenze in der Mitte des Schweißguts liegt eine ähnlich hohe Konzentration von Poren vor wie schon im Gefügeübergang von globular zu dendritisch.

Bei drei der vier Overappings liegen erkennbare Bindefehler vor, während auf einer Seite des naturharten Blechs zumindest eine Teil-Bindung zu erkennen ist. Die naturharte Legierung hat möglicherweise das aus dem Schweißgut übersättigt ausgeschiedene Silizium aufgenommen und eine Bindung hergestellt. Aufgrund des eigenen hohen Siliziumgehalts ist die aushärtbare Legierung hingegen nicht in der Lage diese Ausscheidungsphasen aus dem Schweißzusatzwerkstoff aufzunehmen. Als weitere innere Unregelmäßigkeiten sind Einzelporen bis zu einer durchschnittlichen Größe von 0,2 mm sowie Heißrisse, welche sowohl im Schweißgut als auch an den Übergängen zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff zu finden sind, bereits mit bloßem Auge sichtbar. Besonders auffällig ist eine 0,8 mm große Pore in der Mittellage des Schweißguts. Auf der Seite des aushärtbaren Blechs ist darüber hinaus ein fast 2 mm langer Heißriss im Übergang zum Schweißgut zu erkennen.

Weil die ursprünglich hohen Härtewerte des Blechs aus der aushärtbaren Aluminiumlegierung in Richtung zur Schweißnaht hin kontinuierlich abnehmen (**Bild 6.7**), lässt sich auch hier eindeutig die erwartete Entfestigung in der WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung nachweisen. Die WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung stellt somit die schwächste Stelle der Verbindung dar. Im Schweißgutbereich lässt sich bei dieser Verbindung keine eindeutige Tendenz des Härteverlaufs feststellen.

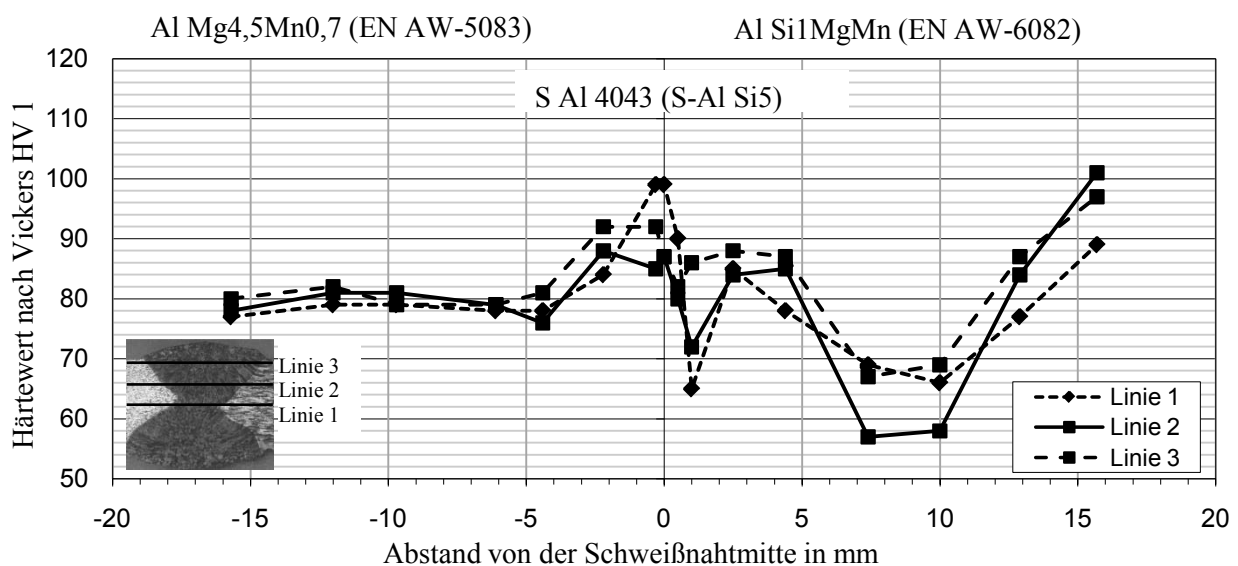


Bild 6.7: Härteverlauf in der Schweißverbindung Al Mg_{4,5}Mn/Al Si1MgMn mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 4043 (Al Si5) (Probe „M5/M6“)

6.2.2.4 Mikrostruktur der Schweißverbindung „M5/M6“

Obwohl die Verbindung „M5/M6“ bereits erkennbare Vorteile bezüglich der lokalen Schweißnahtgeometrie aufweist und damit nachweislich (vgl. Abschnitt 5.4 sowie [Nitschke-Pagel und Wohlfahrt 2006]) indirekt Vorteile in Bezug auf die Ermüdungsfestigkeit besitzt, sollen in diesem Abschnitt die Gefügeausbildung und insbesondere die Imperfektionen mit Hilfe der Mikrostruktur näher untersucht werden. Somit können die Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit, die einerseits aus der lokalen Schweißnahtgeometrie und andererseits aus dem Vorhandensein von Heißrissen und Poren resultieren, ganzheitlich beurteilt werden.

Bild 6.8 stellt noch einmal deutlich die unterschiedlichen Gefügebereiche beim Verschweißen nicht artgleicher Aluminiumlegierungen nebeneinander. Die linke Darstellung zeigt den Übergang von der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) zum Schweißgut im unteren Teil des Blechs. Während der linke Teil das von der Schweißwärme unbeeinflusste Grundwerkstoffgefüge darstellt, zeigt die rechte Seite das gussartige Gefüge des Schweißguts. Zwischen diesen beiden Bereichen hat sich eine schwarz gefärbte Schmelzgrenze gebildet, die vermehrt Ausscheidungen aufweist. Eine ausgeprägte WEZ lässt sich nicht feststellen. Die Darstellung auf der rechten Seite zeigt den Übergang von der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082) zum Schweißgut etwa in der Mitte des Blechs. Die WEZ lässt sich an dieser Stelle durch eine dunkle Färbung der Ausscheidungen deutlich erkennen. Die Schmelzgrenze ist an dieser Stelle als weiß gefärbter Bereich zu erkennen. Im Zusammenhang mit der Beeinflussung der Ermüdungsfestigkeit kann an dieser Stelle deutlich von zwei unterschiedlichen Werkstoffkerben unterschiedlicher Ausprägung ausgegangen werden.

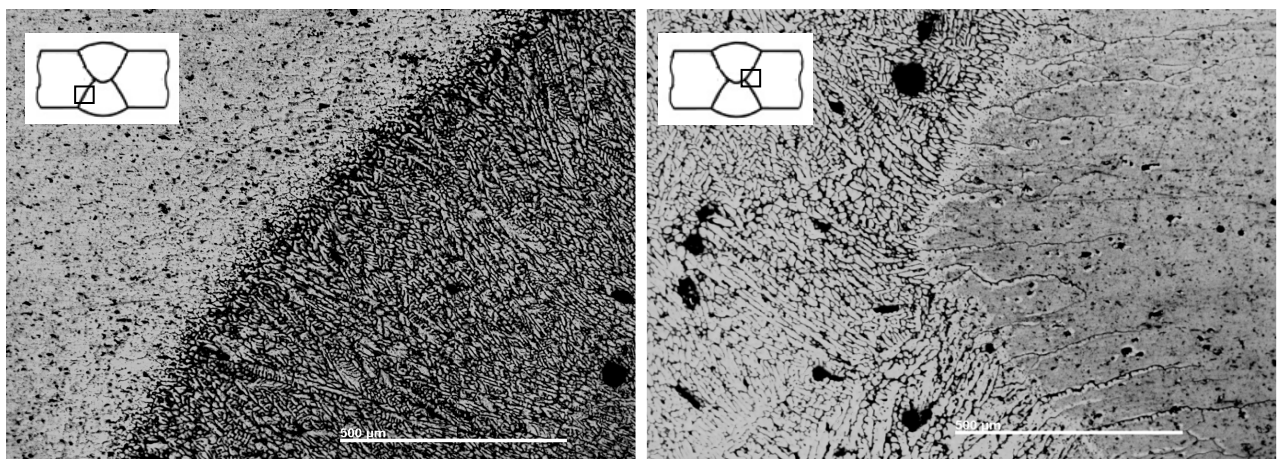


Bild 6.8: Schmelzgrenzen im Übergangsbereich zum Schweißgut, von der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) (links), von der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si₁MgMn (EN AW-6082), jeweils mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 4043 (Al Si₅) (Probe „M5/M6“)

Grobe Ausscheidungen charakterisieren den Übergangsbereich zwischen der naturharten Aluminiumlegierung und dem nicht artgleichen Zusatzwerkstoff (**Bild 6.9** links). Weil in der Mitte der DY-Naht durch ein

Überlappen der beiden Nähte eine zweimalige Aufschmelzung stattgefunden hat, finden sich an dieser Stelle Körner mit starker Belegung der Korngrenzen wieder (Bild 6.9 rechts). Diese Ausscheidungen mit übersättigtem Silizium aus dem Schweißgut sind aufgrund ihres Aussehens leicht mit Aufschmelzungsrissen zu verwechseln.

In Bild 6.9 sowie in **Bild 6.10** sind deutlich die von der Nahtflanke in Richtung Schweißnahtmitte gewachsenen Dendritenarme des Schweißguts zu erkennen. Aufgrund der hohen Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums und des kleinen Erstarrungsbereichs erfolgt die Abkühlung sehr schnell. Weil kein Schweißgut mehr nachfließen kann, bilden sich im Augenblick der Erstarrung der Schweißnaht daher im Bereich der dendritischen Strukturen selbst beim Einsatz eines gut fließenden Schweißzusatzes meist länglich geformte Erstarrungslunker (Bild 6.10 rechts). Poren sind dagegen durchgängig in der gesamten Schweißnaht zu finden (Bild 6.10 links), weil der im Schweißgut in Lösung gegangene Wasserstoff nicht mehr entweichen kann. Der Porendurchmesser variiert dabei zwischen 0,05 mm und 0,5 mm.

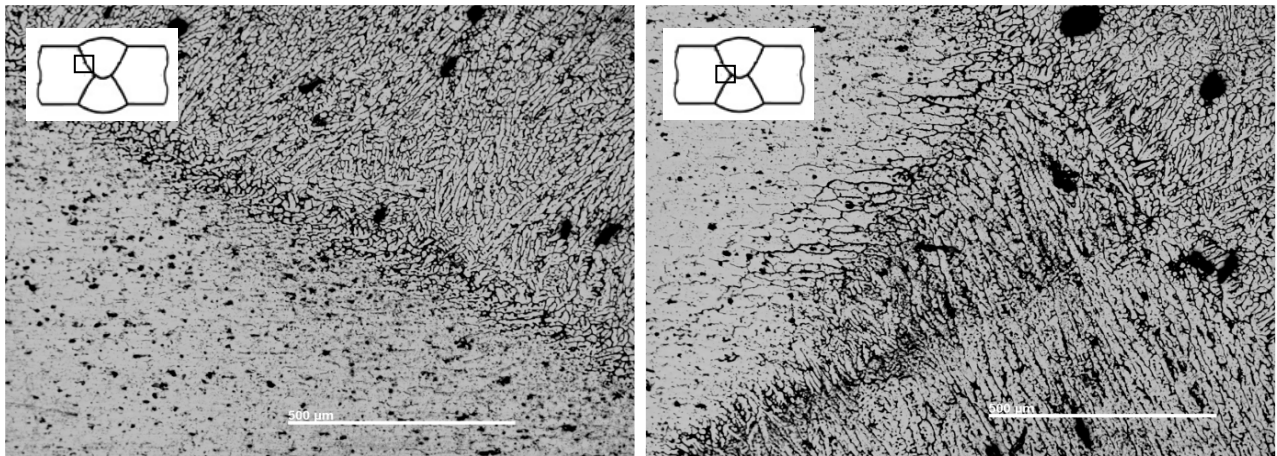


Bild 6.9: Ausscheidungen (links) und Korngrenzenbelegung (rechts) im Übergangsbereich zwischen der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) und dem Schweißgut mit dem Schweißzusatzwerkstoff S Al 4043 (Al Si5) (Probe „M5/M6“)

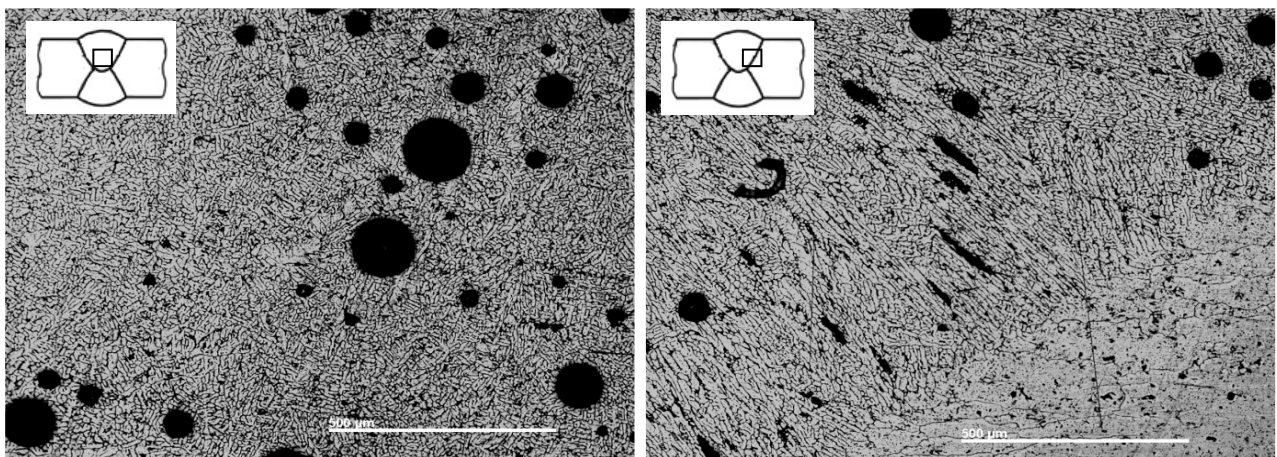


Bild 6.10: Mikrostruktur des Schweißguts mit Poren und Zellstrukturen im globularen Gefüge (links) sowie Erstarrungslunker und Poren im dendritischen Gefüge (rechts)

Die Schmelzgrenze zwischen der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) und dem Schweißgut ist gekennzeichnet durch die Ausbildung von Aufschmelzungsrissen, welche mit bis zu 1,3 mm jedoch deutlich geringer sind als bei den ersten beiden untersuchten Verbindungen mit den Schweißzusatzwerkstoffen S Al 5556A (Al Mg5Mn) bzw. S Al 5183 (Al Mg4,5Mn0,7) (Bild 6.11). Korngrenzenbelegungen sind nicht zu erkennen, dagegen jedoch vereinzelt feine und grobe Ausscheidungen. Die vergrößerte Darstellung in **Bild 6.11** rechts zeigt anschaulich, dass die Aufschmelzungsrisse entlang der Korngrenzen verlaufen. Während der Abkühlungsphase reißt der Werkstoff entlang des entstandenen flüssigen Korngrenzenfilms auf. Große Körner begünstigen das Wachstum solcher Risse. Da sich die Ausbreitungsrichtung von Korn zu Korn ändert, wachsen die Risse bei kleineren Körnern nicht so schnell.

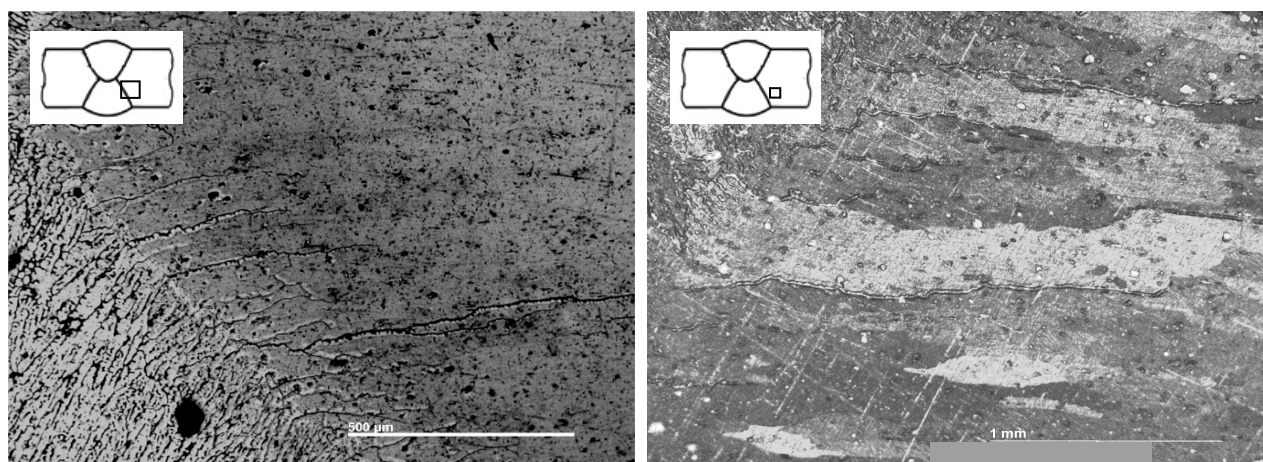


Bild 6.11: Heißrisse im Übergangsbereich zwischen der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) und dem Schweißzusatz S Al 4043 (Al Si5)

6.2.3 Fazit der Untersuchung

Die von LUIJENDIJK (2000) an der durch MIG-Schweißen hergestellten Verbindung aus EN AW-6060 und EN AW-5083 gewonnenen Forschungsergebnisse, welche einerseits erhebliche Probleme hinsichtlich Zündvorgang, Lichtbogenstabilität und Verzug, andererseits die ungleiche Bildung von Poren und Heißrissen sowie differierende Eigenschaften der Wärmeeinflusszonen und damit insgesamt ein stark inhomogenes Verhalten bestätigen, konnten an der Untersuchung größtenteils bestätigt werden. Die Ausbildung von mindestens zwei metallurgischen, voneinander unterschiedlichen Kerben (zwischen Schweißgut und naturharter Legierung sowie zwischen Schweißgut und aushärtbarer Legierung) ist daher festzuhalten.

Zusammenfassend lässt sich weiterhin festhalten, dass beim Schweißen von Al Si1MgMn-Walzblechen mit Al Mg-Zusatzwerkstoffen (Proben „M1/M2“ und „M3/M4“) in der WEZ am Rand des Schweißguts Korngrenzenöffnungen auftreten können, die bei ungünstiger Anordnung zur Beanspruchungsrichtung in Abhängigkeit ihres Ausmaßes die mechanischen Eigenschaften beeinträchtigen können. Durch die Verwendung Zusatzwerkstoffs S 4043 (Al Si5) sind die entstehenden Korngrenzenöffnungen wesentlich kleiner und die Auswirkungen auf die Eigenschaften der Verbindung entsprechend geringer.

Hinsichtlich der Ausbildung von Poren wirken sich die eingesetzten Zusatzwerkstoffe auf die erzielte Verbindungsqualität nicht systematisch aus. Im Schweißgut treten bei jeder Verbindung unterschiedlich große Poren auf, die als Einzelporen oder Porennester die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen können und daher bei der Auslegung der Konstruktion berücksichtigt werden müssen. Ein Zusammenhang zwischen Porengehalt und Legierungszusammensetzung einerseits oder zwischen Porengehalt und verwendetem Zusatzwerkstoff andererseits konnte bei dieser Untersuchung nicht nachgewiesen werden, weil die Porosität auf zahlreiche Fertigungsrandbedingungen wie einen feuchten und/oder verschmutzten Nahtbereich, einen verunreinigten Schweißzusatz, Wasserstoff im Schweißzusatz, ein undichtes Brennerkühlsystem, feuchtes Schutzgas infolge der Verwendung falscher Schlauchqualität sowie eine bestimmte Menge chemisch gebundenes Wasser in der Oxidhaut zurückgeführt werden kann (vgl. Abschnitt 2.2.3). Die sorgfältige Entfernung von Verunreinigungen (Fett, Öle etc.) im Bereich der Fügstellen vor dem Schweißen gewährleistet zwar durchgängig eine niedrigere Porosität, um jedoch eindeutige Aussagen bezüglich des Werkstoffeinflusses auf die Porosität machen zu können, muss der Einfluss der zuvor genannten Fertigungsparameter in einer ausführlichen Untersuchung an einer ausreichenden Charge von Schweißproben ausgeschlossen werden.

Bei der Untersuchung der mechanischen Eigenschaften lässt sich bei allen drei Verbindungen die erwartete Entfestigung in der WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung durch die lokale Erwärmung nachweisen. Keiner der eingesetzten Zusatzwerkstoffe kann diese Entfestigung kompensieren. Ein Vergleich der Härteverläufe der drei Verbindungen zeigt, dass die Entfestigung bei der Verwendung von S 4043 (EN AW-Al Si5) jedoch noch deutlich stärker ist als bei den naturharten Schweißzusatzwerkstoffen (**Bilder 6.12-6.14**). Weiterhin lässt sich sehr gut erkennen, dass die WEZ auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung bei der Verbindung „M5/M6“ durch die Verwendung des Zusatzes S 4043 (EN AW-Al Si5) ausgeprägter ist als bei den beiden anderen Verbindungen, was in Hinblick auf optimale mechanische Eigenschaften eine Empfehlung der Zusatzwerkstoffe vom Typ 5 nach DIN EN ISO 1011-4 (02.2001) beim schmelzschweißtechnischen Verbinden naturharter Aluminiumlegierungen der Al Mg-Gruppe und aushärtbarer Aluminiumlegierungen der Al MgSi-Gruppe zumindest bei statischer Belastung bestätigt.

Bei der Auslegung einer Aluminiumschweißkonstruktion sollte die WEZ auf der Seite der aushärtbaren Aluminiumlegierung als schwächste Stelle der Verbindung beachtet werden. Abhängig von dem verwendeten Schweißzusatzwerkstoff muss darüber hinaus die Breite der WEZ in der Auslegung berücksichtigt werden. Auch hier bietet sich eine systematische und statistisch abgesicherte Untersuchung der Ausbildung der WEZ in Abhängigkeit der verwendeten Grund- und Zusatzwerkstoffe unter konstanten Fertigungsbedingungen an, deren Ergebnis in Auslegungsregelwerke übernommen werden kann. Schweißkonstruktionen aus Aluminiumlegierungen mit kleiner WEZ, wie beispielsweise die naturharten Aluminiumlegierungen der Al Mg-Gruppe, die darüber hinaus keine nennenswerte Entfestigung aufweisen, werden derzeit noch mit einer standardmäßigen Breite der WEZ von 30 mm (z.B. nach DIN 4113 (09.2002)) überdimensioniert, wodurch dem Ziel Leichtbau, nicht optimal entsprochen werden kann.

Weiterhin zeigen sich bei der Ausbildung der lokalen Schweißnahtgeometrie deutliche Unterschiede zwischen der Verwendung naturharter Schweißzusatzwerkstoffe (Verbindungen „M1/M2“ und „M3/M4“), die in einer erhöhten Kerbwirkung an der Oberfläche und einer geringeren Wurzelerfassung resultiert, und der Verwendung von S 4043 (Al Si5), die durch eine geringere Nahtüberhöhung eine geringere Kerbwirkung an der Oberfläche, eine breitere Wurzelerfassung und einen tieferen Einbrand bewirkt. Um also Empfehlungen zur Auswahl eines geeigneten Schweißzusatzwerkstoffs bei dynamischer Belastung geben zu können, gilt es herauszufinden, inwieweit diese Werkstoffkerben und Kerben der lokalen Geometrie Einfluss auf die Ermüdungsfestigkeit nehmen.

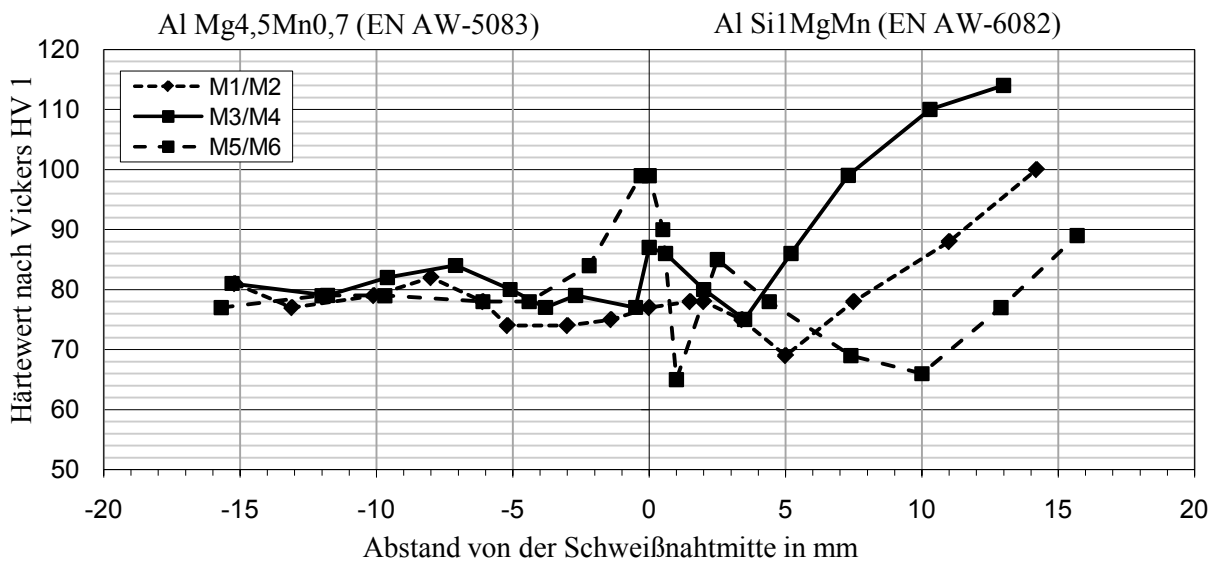


Bild 6.12: Härteverläufe in den drei untersuchten Verbindungen im Vergleich im Wurzelbereich der Schweißnaht (Linie 1)

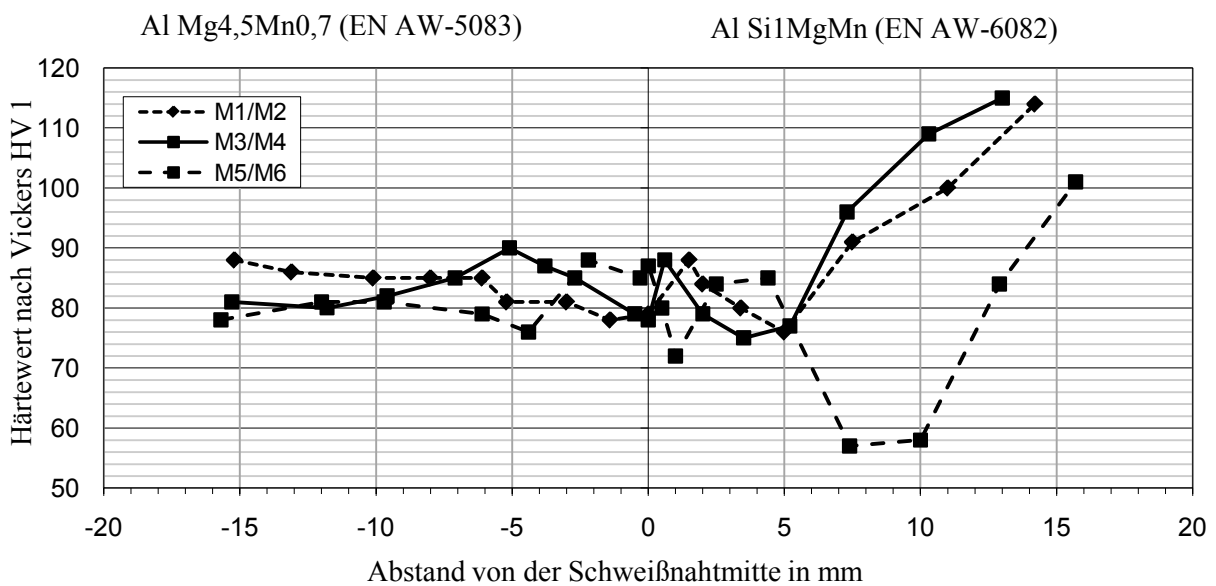


Bild 6.13: Härteverläufe in den drei untersuchten Verbindungen im Vergleich in der Mitte der oberen Schweißnaht (Linie 2)

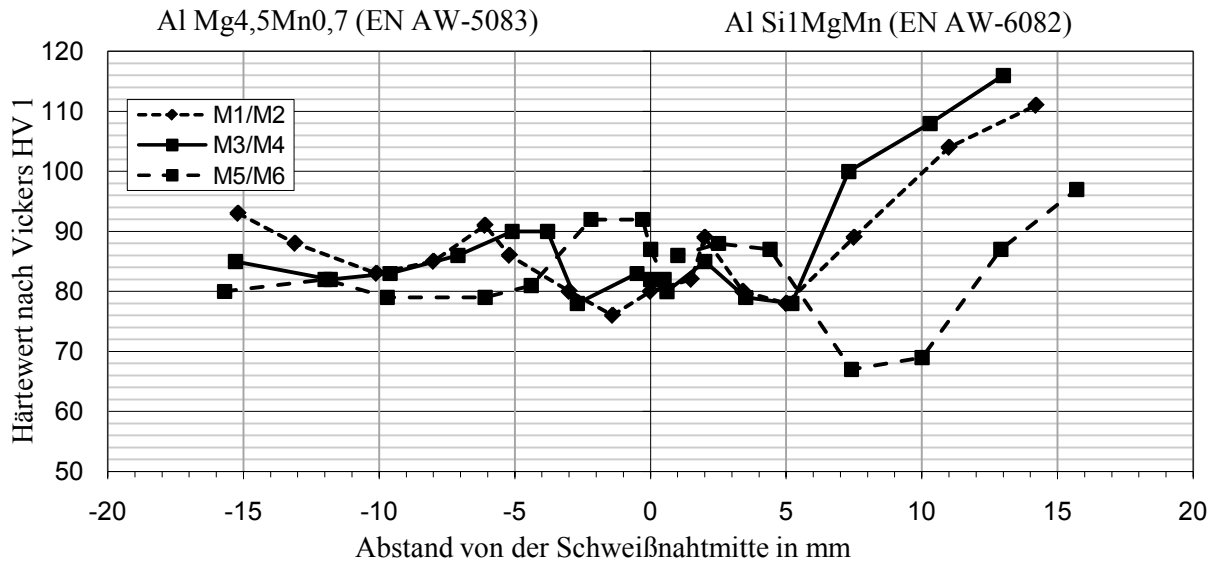


Bild 6.14: Härteverläufe in den drei untersuchten Verbindungen im Vergleich am oberen Rand der Schweißnaht (Linie 3)

6.3 Untersuchungen zum Einfluss der Badstützengeometrie auf den Schweißprozess und die Schweißnahtgeometrie

6.3.1 Problematik und Ziel der Untersuchung

Die aufgezeigte Problematik der Schweißimperfectionen, insbesondere die Problematik der die Schweißbarkeit bestimmende Poren- und Heißrissbildung, weist auf die offensichtliche Notwendigkeit hin, zur Sicherung der Schweißqualität geeignete Hilfsmittel bereitzustellen. Internationale Normen wie beispielsweise DIN EN ISO 9692-3 (07.2001) empfehlen diesbezüglich den Einsatz von temporären oder permanenten Badsicherungen speziell beim einseitigen Schweißen sowie zum Schweißen von Stegabständen $b \geq 1,5$ mm, damit die Unterlage ein Durchfallen des Schweißbads verhindert. Besonders bei dünnflüssigen Legierungen bietet sich die Verwendung der Badsicherung zur Verringerung der Gefahr eines Nahteinfalls und damit einer erhöhten Kerbwirkung an [Dilthey 1998].

Die schweißtechnischen Probleme, welche DILTHEY (1998) in seiner Untersuchung ausführlich erforscht hat, lassen sich auf die in Abschnitt 2.2.3 aufgezeigten Besonderheiten beim Schmelzschweißen von Aluminiumlegierungen zurückführen. Neben der Nahtoberfläche muss diesbezüglich insbesondere die Wurzel betrachtet werden. Aufgrund von Adhäsionskräften kriecht die Schmelze wurzelseitig entlang des Grundwerkstoffs, ohne diesen auf- oder anzuschmelzen. Wegen der zu geringen Temperatur auf der dem Schweißbrenner abgewandten Seite und des fehlenden Reinigungseffekts kann die Oxidhaut wurzelseitig nicht zerstört werden und verbleibt als zusammenhängendes Netz in der Nahtwurzel. Auf der Wurzelseite bewirkt die Verwendung einer Badsicherung einen Druckaufbau, der wegen der eingeschränkten Wärmeabfuhr über das Bauteil zu verstärkten Aufschmelzungen des Grundwerkstoffs im Wurzelbereich führt. Die entstehende Stützwirkung reduziert die extreme Keilform der Bleche im Übergangsbereich zur Schweißnaht zugunsten einer rundlichen Naht/Blech-Anbindung und demzufolge auch die Kerbbelastung des Wur-

zelbereichs. Das Schmelzbad erhält durch eine Badstütze mit schmaler Nut einen nach oben geöffneten trichterförmigen Querschnitt, der ein Ausgasen sicherstellt.

Durch Formung der Wurzellage mit Hilfe der eingearbeiteten Nut ermöglicht die Schweißbadsicherung eine gute und gleichmäßige Wurzelerfassung und damit eine Reduzierung der Kerbwirkung des Wurzelbereichs. Die beim Schweißen aufgebrochenen Oxidfilme können vom eingeformten Wurzeldurchhang aufgenommen und Bundefehler in der Schweißnaht konsequent verhindert werden.

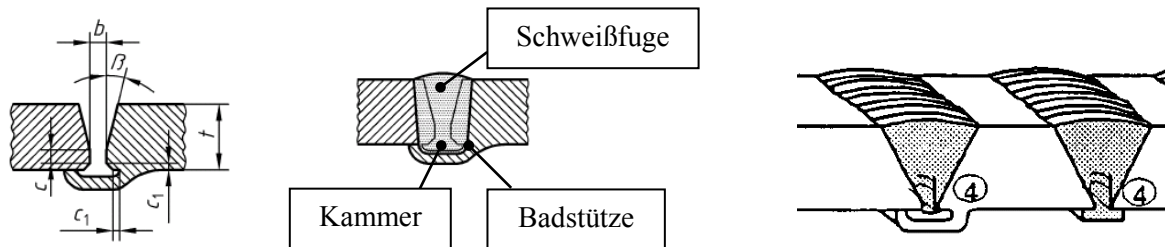
Durch eine günstig gewählte Konstruktion können Schweißbadsicherungen darüber hinaus als Positionierhilfe zur Vermeidung von Kantenversatz dienen und damit die Erhöhung der geometrischen Kerbwirkung verhindern. Verstärkter Kantenversatz wird nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) als Unregelmäßigkeit bewertet und führt darüber hinaus in Regelwerken wie den IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006], dem Eurocode 9 (DIN EN 1999-2 (03.2001)) und der FKM-Richtlinie (FKM 2002) zur Herabstufung in eine niedrigere Kerbfallklasse (vgl. Abschnitt 4).

Beim vollmechanischen Schweißen muss von der gewählten Schweißfuge und dem eingestellten Wurzelspalt über die richtigen Schweißparameter bis hin zur abgeschmolzenen Menge des Zusatzdrahts alles stimmen. Weil unterschiedliche Spalte unterschiedliche Winkel- und Querschrumpfungen in der Schweißnaht und darüber hinaus Schweißnahtfehler wie Durchbrenner oder Unterschreiten der Nahtdicke hervorrufen [Lang 1997, DVS 1991], empfiehlt sich beim einseitigen Schweißen auch aus diesen Gründen die Verwendung einer Schweißbadsicherung, mit deren Hilfe sich der auftretende Verzug beherrschen lässt.

Aus Gründen der Automatisierbarkeit und aufgrund der wegfallenden Fugenvorbereitung am Ansteil wird vielfach die fertigungstechnisch und wirtschaftlich günstige Form eines direkt beim Herstellungsprozess an das Profil angepressten Stegs verwendet. Zu den typischen Anwendungen von Strangpressprofilen mit mehreren integrierten Funktionseinheiten gehören z. B. Wandprofile von Schienenfahrzeugen, die durch sehr lange Längsnähte verbunden werden [Altenpohl 1993]. Die Profilquerschnitte sind dabei so gestaltet, dass nicht nur das flüssige Schweißgut der Nähte gegen ein Durchfallen gesichert wird, sondern auch die Schweißfugen durch Positionierhilfen wie beispielsweise Clipsverbände gegen Verzug gesichert werden. Dies ist von besonderem Interesse, weil der Verzug bei Aluminiumschweißkonstruktionen im Vergleich zu Stahlschweißkonstruktionen aufgrund des höheren Wärmeausdehnungskoeffizienten größer ist. Durch die Sicherung der Fuge wird ein voll mechanisiertes Schweißen der Profile erst möglich und der durch hohe Quernahtspannungen begünstigten Heißrissbildung entgegengewirkt. Durch die Verwendung einer integrierten Schweißbadstütze wird jedoch durch die Erhöhung der Kerbwirkung aufgrund zusätzlicher Querschnittsänderungen und Kerbstellen die Schwingfestigkeit der Verbindung herabgesetzt. Außerdem muss zudem besonders auf eine sorgfältige Vorbereitung der Schweißprozessdaten geachtet werden, da bei angeschmolzener Badsicherung eine zusätzliche Kerbe entsteht, welche die Kerbwirkung weiter erhöht [Farwer et al. 1997, Scheller und Farwer 1998].

DIN EN ISO 9692 (07.2001) legt zur praktischen Beherrschung des Schweißbads bei gleichzeitiger Minimierung der Kerbwirkung für das MIG- und WIG-Schweißen von Aluminiumlegierungen bestimmte Fugenvorbereitungen fest. Generell sollte die Fuge mit mechanischen Verfahren (z.B. Schneiden, Sägen oder

Fräsen) vorbereitet werden. Stegflankenränder besonders für einseitige Stumpfnahte ohne Unterlage sollten entgratet und gebrochen sein. Das Brechen der wurzelseitigen Stegflankenränder (Maße c_1) verhindert dabei einen linienförmigen Wurzelrückfall und das Hochspülen von Oxiden ins Schweißgut. Die Wahl der Nahteinheiten (Winkel β , Stegabstand b , Steghöhe c) hängt von der Werkstückdicke, der Arbeitsposition und dem Schweißprozess ab. Größere Stegabstände ($b > 1,5$ mm) erlauben kleinere Flankenöffnungswinkel. Auch beim Schweißen größerer Werkstückdicken mit Argon-Helium-Gemischen oder Helium als Schutzgas können aufgrund der besseren Einbrandverhältnisse gegenüber dem Schweißen mit Argon kleinere Flankenöffnungswinkel verwendet werden. Wenn die Stegabstände 1,5 mm oder größer sind, ist vorzugsweise eine Schweißbadsicherung zu benutzen. Für diese spezielle Ausführung der Badsicherung sollten die in **Bild 6.15** (links) dargelegten Abmessungen eingehalten werden.



mit $0 \leq b \leq 3$ mm, $2 \leq c \leq 3$ mm, $c_1 \geq 1$ mm, $10^\circ \leq \beta \leq 20^\circ$

Bild 6.15: Fugenform und Darstellung von V-Nähten mit angepresster Schweißbadsicherung für Werkstückdicken $6 \text{ mm} \leq t \leq 40 \text{ mm}$ nach DIN EN ISO 9692-3 (07.2001) (links) und konstruktive Details nach Eurocode 9 (Teil 2) (DIN EN 1999-2 (03.2001)) (rechts)

Andere Parameter, welche maßgebliche Auswirkungen auf das Ermüdungsverhalten der Schweißverbindung haben, werden jedoch nicht festgelegt. Diesbezüglich ist an erster Stelle die äußere Form der Badsicherung zu nennen, die sich in Form der Kerbwirkung direkt auf das Ermüdungsverhalten auswirkt. Desweiteren ist die Kammer innerhalb der Badstütze hinsichtlich der Dimensionen und der Form nicht festgelegt, obwohl nachweislich die Bildung von Poren und Heißrissen davon abhängt.

Bestehende Regelwerke zur betriebsfesten Auslegung von Schweißverbindungen gehen höchstens überschlägig oder gar nicht auf die oben genannten Besonderheiten bei der Verwendung von Schweißbadstützen ein. Beispielsweise wird die Badsicherung im Eurocode 9 (Teil 2) (DIN EN 1999-2 (03.2001)) lediglich als konstruktives Detail unter dem Oberbegriff „Unterlage“ berücksichtigt, unabhängig davon, welche Ausführung (permanent oder temporär) und welche Abmessungen vorliegen (Bild 6.15 rechts). Die Berechnung geht dabei jedoch einheitlich davon aus, dass ein auftretender Riss im Wurzelbereich eingeleitet wird. Davon abweichende Risseinleitungsstellen können entweder gar nicht oder lediglich angenähert berücksichtigt werden. Eine tiefergehende Untersuchung bezüglich der fertigungstechnischen Funktionalität

in Verbindung mit einer betriebsfesten Gestaltung einer permanenten Schweißbadsicherung erscheint daher – auch im Hinblick auf eine mögliche Ergänzung bestehender Regelwerke – durchaus sinnvoll.

Das in der Praxis anzustrebende Ziel der konstruktiven Gestaltung einer geeigneten Badstützengeometrie liegt in der Verlegung der höchsten Belastung in den Bereich des unbeeinflussten Grundwerkstoffs bei gleichzeitiger Gewährleistung einer ausreichenden Funktionalität. Zu diesem Zweck ist es unerlässlich, sowohl die Gefügestände der Grundwerkstoffe einschließlich ihrer Beeinflussung durch die Schweißwärme als auch sämtliche Funktionen einer Badstütze eingehend zu analysieren.

In diesem Teil der Untersuchung werden unterschiedliche Schweißbadgeometrien realisiert, die einerseits im Schweißlabor mit jeweils gleichen Fügepartnern und einheitlichen Schweißparametern gefügt, andererseits im Rahmen einer FE-Analyse hinsichtlich ihrer Kerbwirkung untersucht werden. Der Fokus liegt dabei auf der Kammer der Badstütze, während die äußere Form, welche ebenfalls großen Einfluss auf das Ermüdungsverhalten nimmt, in dieser Untersuchung konstant gehalten wird.

6.3.2 Konstruktion und Herstellung der Proben

6.3.2.1 Entwicklung der Probengeometrie

Durch Anwendung der Konstruktionsmethodik TRIZ, die sich nachgewiesenermaßen nicht nur in der konstruktiven Praxis, sondern auch zur Bearbeitung von Forschungsprojekten gewinnbringend einsetzen lässt [Rosenthal und Zimmermann 2006], wird zunächst die geometrische Form der Badsicherung entwickelt. Dabei gilt es im Rahmen der Ideenfindungsphase die folgenden technischen und physikalischen Widersprüche zu lösen, die sich aus der Analyse der werkstoffspezifischen und fertigungstechnischen Gegebenheiten ergeben:

- Die Schweißfuge muss so gestaltet werden, dass das Schmelzbad nicht durchfällt, aber gleichzeitig so, dass Oxidhäute und Poren aus dem Schmelzbad ausgeschwemmt werden können und die Wurzel komplett erfasst werden kann. Theoretisch müsste die Schweißfuge nach unten geöffnet und geschlossen sein.
- Damit die aus dem Schmelzbad ausgeschwemmten Oxidfilme komplett aufgenommen werden können, muss der Wurzeldurchhang möglichst groß sein. Gleichzeitig erhöht ein großer Wurzeldurchhang die Kerbwirkung und verschlechtert dadurch die Ermüdungsfestigkeit der Verbindung. Theoretisch müsste der Wurzeldurchhang gleichzeitig möglichst groß und möglichst klein sein.
- Um einen großen Wurzeldurchhang zu formen, muss die Kammer unterhalb der Naht möglichst groß sein. Gleichzeitig vergrößert sich dadurch jedoch das Angebot an Luft, die sich bei Erwärmung wurzelseitig in die Naht drückt und damit die mechanische Porenbildung begünstigt. Theoretisch müsste die Kammer unterhalb der Naht gleichzeitig möglichst groß und möglichst klein sein.
- Damit die Kammer als Füge- und Positionierhilfe dienen kann, muss sie nach Möglichkeit geschlossen ausgeführt werden. Ist die Kammer jedoch geschlossen, können die in ihr befindlichen Gase nicht in die Atmosphäre entweichen. Die Schweißfuge müsste theoretisch nach unten geöffnet und geschlossen sein.

Der Forderung nach einer gleichzeitig geöffneten und geschlossenen Schweißfuge wird durch eine Separation im Raum erfüllt. Während die eigentliche Schweißfuge eine Öffnung zum Ausschwemmen der Oxidhäute, Verunreinigungen und Poren in Form eines ausreichenden Schweißspalts enthält, verhindert die integrierte Schweißbadstütze ein Durchfallen des Schweißguts. Das Ergebnis dieser Überlegungen kann bereits bei angewendeten Schweißbadstützen festgestellt werden. Eine bezüglich der Badstützengeometrie durchgeführte Patentrecherche brachte verschiedene Profilformen hervor, die neben der Badstütze auch Positionierungshilfen mit sich bringen. Auszüge aus den von Profilherstellern eingereichten Patenten finden sich im Anhang 9.5.2.

Um den widersprüchlichen Forderungen nach einer großen und gleichzeitig kleinen Kammer unterhalb der Schweißnaht nachzukommen und den Parameter der Kapazität konstant zu halten, soll in dieser Untersuchung die Geometrie der Kammer bei möglichst gleichbleibendem Querschnitt variiert werden. Die Kammer innerhalb der Schweißbadstütze ist geschlossen, wenn das zu fügende Blech positioniert ist. Damit wird der Notwendigkeit der Positionierungshilfe größere Beachtung geschenkt als der Möglichkeit der Entgasung. Durch nachträglich in die Kammer eingebrachte Bohrungen, welche die Strömung nur in einer Richtung zulassen, könnte die Entgasung gefördert werden.

Die zu untersuchende Verbindung ist ein Stumpfstoß eines 6 mm dicken Blechs aus der naturharten Aluminiumlegierung AlMg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) und eines Profils aus der aushärtbaren Aluminiumlegierung AlSi₁MgMn (EN AW-6082). Weil die Variation der Kammergeometrie durch die Herstellung von Strangpressprofilen praktisch nicht realisierbar ist, wird aus einem 15 mm dicken Blech ein „Ersatzprofil“ durch spanabhebende und erodierende Fertigung erstellt. Der Einfluss des Strangpressens, der sich beispielsweise in einer spezifischen Oberflächen- und Gefügeausbildung äußert, kann daher nicht berücksichtigt werden. Damit es aufgrund unterschiedlicher Blechdicken nicht zu einem Wegschmelzen bzw. Verbrennen des dünneren Fügeteils oder der Ableitung der Wärme in das dickere Füge teil kommt, werden beide Teile an der Fugestelle gleich dick ausgeführt.

Zur Untersuchung der Geometrie kommen eine Rechteckform, eine Dreieckform und eine halbrunde Form zum Einsatz. Um den Einfluss des Verhältnisses der Tiefe zur Breite der Kammer näher zu analysieren werden bei der Rechteckform drei unterschiedliche Abmessungsverhältnisse untersucht. Sowohl die Außenkontur als auch die Fugenvorbereitung bleiben bei allen Geometrievarianten (**Bild 6.16**) einheitlich, um deren Einfluss auf den Schweißprozess und die Ermüdungsfestigkeit zu auszugliedern (vgl. Tabelle 9.12 im Anhang). Die Stoßkanten sowohl des „Ersatzprofils“ als auch des Blechs werden unter einem Winkel von 45° auf einer Breite von 4 mm angefast, was einen Schweißsteg von $c = 2$ mm ergibt. Durch die Verwendung einer geeigneten Spannvorrichtung beträgt der Schweißspalt einheitlich $b = 0,8$ mm.

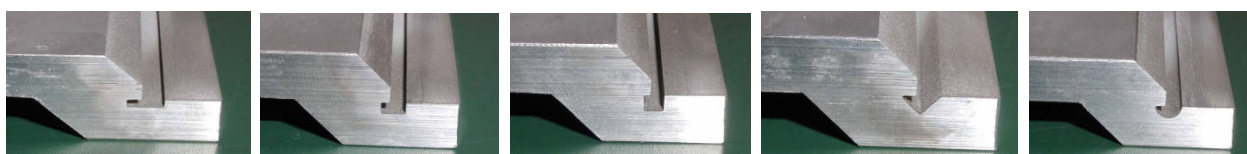


Bild 6.16: „Ersatzprofile“ mit den unterschiedlichen Badstützengeometrien „Rechteck 1“ (BR1), „Rechteck 2“ (BR2), „Quadrat“ (BQ), „Dreieck“ (BD), „Halbkreis“ (BK) (von links nach rechts)

6.3.2.2 Schweißtechnische Herstellung der Proben

Auf der Grundlage der im vorangegangenen Abschnitt 6.2 erzielten Kenntnisse zum Verschweißen nicht artgleicher Aluminiumlegierungen sowie unter Berücksichtigung der fertigungstechnischen Erfahrungen des abgeschlossenen DFG-Projekts [Horst und Christ 2008] werden in Voruntersuchungen die in dieser Untersuchung anzuwendenden Maschinen- und technischen Parameter durch gezielte Variation und durch Bewertung der auftretenden Schweißimperfectionen nach DIN EN ISO 10042 (02.2006), insbesondere hinsichtlich der auftretenden Risse, Poren und Bindefehler sowie bezüglich ungenügender Durchschweißung, unzulässigen Naht- und Wurzelüberhöhungen oder Kantenversatz, ermittelt (Tabelle 9.12 im Anhang). Damit gewährleistet werden kann, dass die lokale Schweißnahtgeometrie und die -qualität ausschließlich von der Badstützengeometrie abhängen, müssen die Schweißparameter beim Schweißen der unterschiedlichen Schweißbadstützenvarianten möglichst konstant gehalten werden.

Aufgrund der hervorragenden Fließigenschaften und des in Abschnitt 6.2 nachgewiesenen positiven Einflusses auf die lokale Schweißnahtgeometrie wird in dieser Untersuchung der Schweißzusatz S Al 4043 (Al Si5) verwendet. Jedes der fünf unterschiedlichen „Ersatzprofile“ wird mit einem Blech durch die Verwendung eines 1,2 mm dicken Drahts mit einer Schweißnahtlänge von ca. 160 mm im MIG-Verfahren unter Verwendung von Argon verschweißt. Die Schutzgasdüse hat bei allen Schweißungen einen einheitlichen Abstand von 12 mm. Zur Beherrschung des Verzugs werden die zu fügenden Teile in einer eigens konstruierten Spannvorrichtung so gespannt, dass die Badstütze nach unten ausreichend Platz hat und das Blech durch die integrierte Positionierungshilfe der Badstütze zusätzlich gestützt wird (**Bild 6.17** rechts).

Um eine möglichst konstante Qualität auf der gesamten Länge sicherzustellen, wird der Schweißprozess auf Vorblechen aus der jeweils gleichen Aluminiumlegierung (ca. 140 mm Länge) eingeregelt (**Bild 6.17** links). Neben der Kontrolle des Schweißprozesses dienen die Vorbleche zusätzlich der Vorwärmung der zu fügenden Teile und damit der Regelung der Wärmeeinbringung. Um den Schweißspalt möglichst konstant zu halten, werden die zu fügenden Teile und die Vorbleche geheftet. Vor dem eigentlichen Schweißvorgang wird der Schweißnahtbereich mit Hilfe einer Stahlbürste von der Oxidschicht befreit und mit einem Reinigungsmittel gereinigt, um Fette oder andere Verschmutzungen von der Schweißnaht zu entfernen.

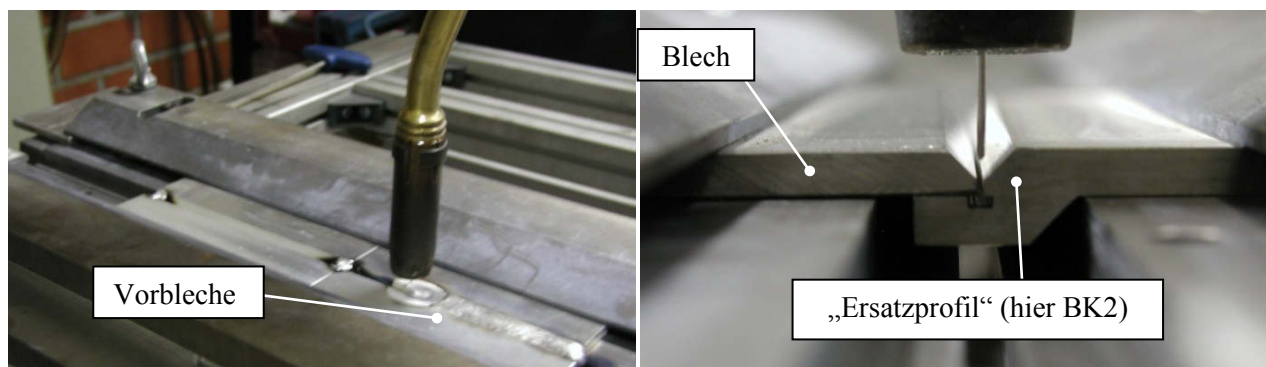


Bild 6.17: Verschweißen der Bleche und Ersatzprofile im Schweißlabor

6.3.3 Gefügeuntersuchung

6.3.3.1 Vorgehensweise der Gefügeuntersuchung

Für die Gefügeuntersuchung werden aus jeder Schweißprobe sieben Einzelproben (jeweils das Anfangs- und Endstück sowie zur Beurteilung der Kontinuität der Qualität in Schweißrichtung fortlaufende Proben mit den Nummern 1-5) durch Sägen entnommen, in Kunststoff eingebettet und geschliffen. Durch 15minütiges Spülen mit NaOH wird das Gefüge sichtbar gemacht und digital durch vergrößerte Fotografien festgehalten. Mit einem Flachbettscanner durchgeführte Scans der Proben ergänzen die Gefügedarstellung durch eine Veranschaulichung der lokalen Schweißnahtgeometrie und der eingebrachten Imperfektionen. Ausgenommen von den Mikrorissen dürfen nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) nur solche Unregelmäßigkeiten berücksichtigt werden, die mit höchstens zehnfacher Vergrößerung nachgewiesen werden können. Die etwa zweifache Vergrößerung der Schweißproben kann deswegen ohne Einschränkungen für die Bewertung der Unregelmäßigkeiten getrennt nach jeder Art der Unregelmäßigkeit angewendet werden.

Die ausführlichen Ergebnisse der Untersuchung können bei Bedarf in den Tabellen 9.13-9.17 im Anhang eingesehen werden.

6.3.3.2 Ergebnisse der Gefügeuntersuchung hinsichtlich der lokalen Schweißnahtgeometrie

Die für die Ermüdungsfestigkeit unter anderem entscheidende lokale Schweißnahtgeometrie ist bei allen Geometrievarianten geprägt durch einen Verzug der Schweißnaht zur Seite des Blechs aus der naturharten Aluminiumlegierung, was aufgrund der Ergebnisse der vorangegangenen Untersuchung zum schweißtechnischen Verbinden zweier artungleicher Aluminiumknetlegierungen erwartet werden konnte (**Bild 6.18**). Weil durch die Spannvorrichtung eine nicht exakte Ausrichtung der Schweißnaht zur Drahtelektrode als Grund für den Verzug ausgeschlossen werden kann, resultiert die Asymmetrie denkbar aus der unterschiedlichen Wärmeleitfähigkeit der beiden Grundwerkstoffe. Die Schweißnaht breitet sich in der Aluminiumlegierung mit dem kleineren Wärmeleitfähigkeitswert besser aus, weil die Wärme nicht so schnell in den Grundwerkstoff abgeführt wird. Da die naturharte Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} eine geringere Wärmeleitfähigkeit ($\lambda_{\text{Al Mg}_{4,5}\text{Mn}_{0,7}} = 110\text{-}140 \text{ W//m}\cdot\text{K}$, vgl. Tabelle 9.2 im Anhang) aufweist als die aushärtbare Aluminiumlegierung Al Si1MgMn ($\lambda_{\text{Al Si1MgMn}} = 170\text{-}220 \text{ W//m}\cdot\text{K}$, vgl. Tabelle 9.2 im Anhang), wird auf der Seite des Blechs mehr Grundwerkstoff aufgeschmolzen als auf der Seite des Ersatzprofils.

Abgesehen von den Anfangs- und Endgeometrien, wo trotz der Verwendung von Vorblechen aufgrund der prozessbedingten Temperaturschwankungen Unregelmäßigkeiten auftreten, ist die Nahtüberhöhung auf der gesamten Schweißnahtlänge aller Schweißproben flach und breit. Die Nahtanstiegswinkel und Übergangsradien liegen in einem für die Kerbwirkung günstigen Bereich, sodass an den Übergangsstellen nicht mit beeinträchtigenden Spannungsüberhöhungen zu rechnen ist. Kerben aufgrund der Schweißnahtschuppung sind ebenfalls vernachlässigbar, was aufgrund der Untersuchung in Abschnitt 6.2 bei der Verwendung des gut fließenden Zusatzwerkstoffs erwartet werden konnte.

Bedingt durch die guten Fließeigenschaften des Zusatzwerkstoffs ist bei allen Probenstücken aller Geometrievarianten eine Durchschweißung erreicht. An den Nahtflanken ist eine fehlerfreie Verbindung des Zu-

satzwerkstoffs mit den Grundwerkstoffen erfolgt und Bindefehler sowie ungenügende Wurzeleinbrände, die nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) insbesondere für die beiden höchsten Bewertungsgruppen nicht zulässige Unregelmäßigkeiten darstellen, können ausgeschlossen werden.

Weil einerseits die Kammer bei allen Badstützengeometrien mindestens teilweise ausgefüllt ist und damit die Wärmeenergie auf jeden Fall ausreicht, um den Steg der Schweißfuge aufzuschmelzen, andererseits Kantenversatz und Winkelverzug durch die Positionierungshilfe verhindert werden, lassen sich sowohl die Außenkontur und die Fugenvorbereitung als auch der eingestellte Schweißspalt und das gewählte Kammervolumen hinsichtlich der äußeren lokalen Schweißnahtgeometrie als geeignete Parameter der Badstützengeometrie zum MIG-Schweißen der beiden untersuchten Aluminiumlegierungen festhalten.

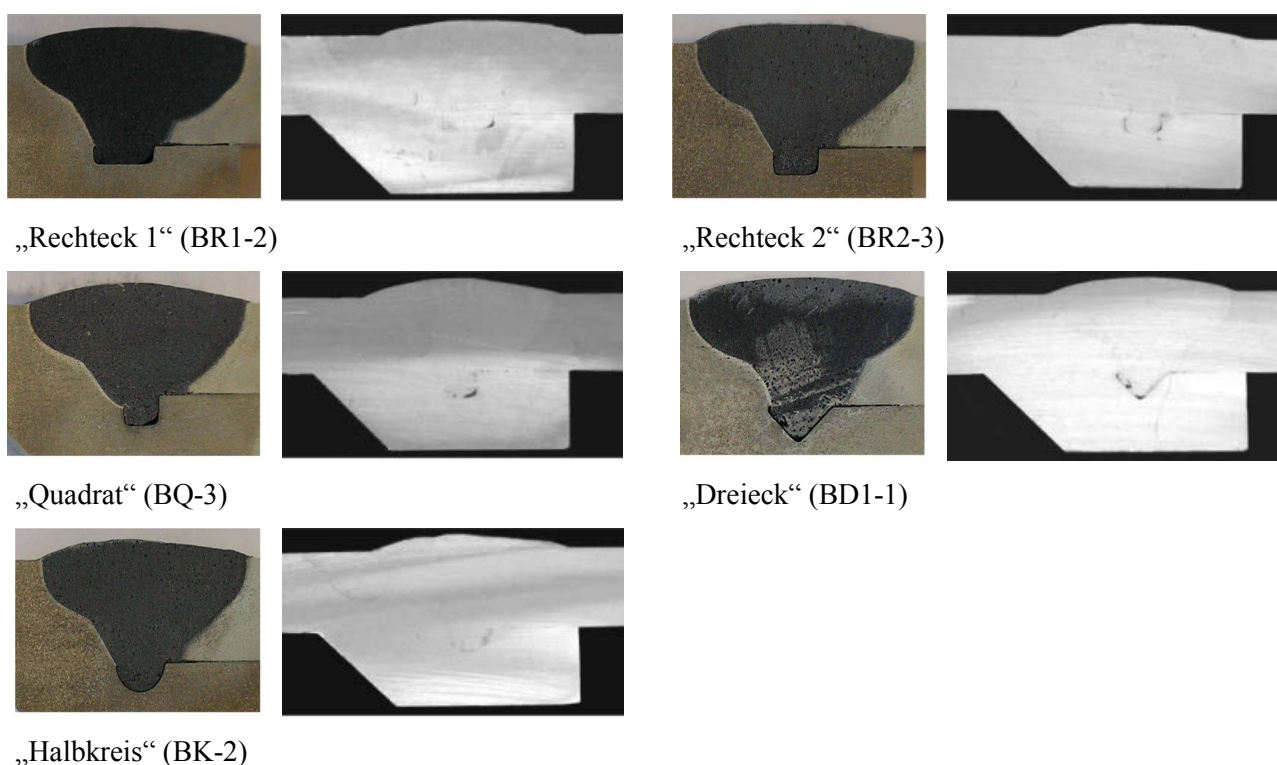


Bild 6.18: Darstellung der lokalen Schweißnahtgeometrie der Verbindungen mit der jeweiligen Badstützengeometrie als Fotografie (jeweils links) und Scan (jeweils rechts)

Im Hinblick auf die innere lokale Schweißnahtgeometrie unterscheiden sich die untersuchten Badstützengeometrien vornehmlich durch die Ausformung des Wurzeldurchgangs in der Kammer. Weil ein fehlender Vorwärmeeffekt am Schweißnahtanfang und ein Abbruch der Wärmeeinbringung am Schweißnahtende Gründe für die mangelhafte Ausfüllung des Wurzelbereichs in den Probenstücken „A“ und „E“ sind, werden diese Ergebnisse nicht in die Bewertung einbezogen. Gleichwohl weisen diese Ergebnisse auf die angesprochenen Probleme der Anfangs- und Endkrater hin.

Die ersten drei untersuchten Geometrien, welche eine rechteckige Form aufweisen, unterscheiden sich durch das Verhältnis der Kammerbreite zur Kammertiefe bei nahezu gleichbleibender Querschnittsfläche. Bei der Geometrie „Rechteck 1“, welche mit 1,1 mm die geringste Tiefe aufweist, erreicht der Wurzel-

durchhang fast vollständig den Grund der Kammer. Lediglich die Ecken des Hohlraums, die bei einer Breite von 4 mm von der Schweißnahtmitte am weitesten entfernt sind, sind nicht ausgefüllt. Auch bei der Badstützenvariante „Rechteck 2“ werden bei keinem Probenstück die Ecken des Hohlraums vollständig ausgefüllt. Hier wird in dem Schweißnahtspalt und an den Wänden des Badstützenhohlraums der Schmelze soviel Wärme entzogen, dass die Energie nicht mehr ausreicht, den Grundwerkstoff in den unteren Ecken des Badstützenhohlraums bzw. den Boden des Badstützenhohlraums aufzuschmelzen. Die Schweißnaht geht in diesem Bereich des Badstützenhohlraums keine Bindung mit dem Grundwerkstoff Al Si1MgMn ein. Besonders zu Beginn der Schweißnaht (z.B. „BR2-1“, vgl. Tabelle 9.14 im Anhang) ist der Wurzel-durchhang sehr gering, sodass der Boden der Kammer vom Schweißgut nicht erreicht werden kann. Der Grund dafür könnte die noch nicht erreichte Aufwärmtemperatur zu Beginn des Schweißprozesses sein. Die Länge der Vorbleche sollte in diesem Zusammenhang ausreichend dimensioniert sein. Für die Praxis ist dies allerdings nicht immer machbar.

Bei der Variante „Quadrat“ lässt sich dieser Effekt noch stärker erkennen. Fehlstellen in der Ausfüllung des Hohlraums sind auch hier bei allen Probenstücken in den beiden unteren Ecken der Badstützenkammer sichtbar. Weil bei dieser Variante die Kammertiefe mit 2 mm am größten ist, besitzt die Schmelze im Bereich des Badstützenhohlraums eine viel geringere Wärmeenergie als beispielsweise im Schweißnahtspalt. Diese Energie ist nicht mehr ausreichend, um eine Verschmelzung zwischen Schweißgut und Grundwerkstoff zu erreichen.

Insgesamt lässt sich festhalten, dass bei der Rechteckform die Ecken des Badstützenhohlraums sowie bei entsprechend hoher Tiefe auch der Kammergrund durch das Schweißgut nicht erreicht werden und an diesen Stellen Bindefehler und damit geometrische Kerben entstehen, die sich negativ auf die Ermüdungs-festigkeit auswirken können. Auf der Grundlage dieser Erkenntnisse lassen sich mit den beiden nächsten Geometrien bessere Ergebnisse erwarten, weil hier keine Ecken vorliegen, die Bindefehler hervorrufen können. Bei der Diskussion der Ergebnisse muss allerdings berücksichtigt werden, dass die Schweißung der Badstützengeometrie „Dreieck“ im zweiten Teil der Naht durch einen Schweißprozessfehler unterbrochen wurde (Probenstück „BD-4“, vgl. Tabelle 9.16 im Anhang). Auslöser für den Schweißprozess-Stopp war das Verschweißen der Drahtelektrode mit der Schutzgasdüse. Aufgrund der herbeigeführten Temperaturschwankungen wirkt sich diese Unterbrechung des Schweißprozesses besonders auf die Einbrandtiefe bzw. den Wurzelbereich der nachfolgenden Schweißnaht aus („BD-5“, vgl. Tabelle 9.16 im Anhang). Vor der Prozessunterbrechung lässt sich jedoch eine recht gute Ausfüllung des Badstützenhohlraums erkennen, die allerdings in keinem der untersuchten Probenstücken komplett war (Bild 6.18). Insbesondere die Spitze der Kammer wird nicht durch das Schweißgut ausgefüllt und stellt damit eine Kerbe dar, die sich negativ auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken könnte.

Eine sehr gute Ausfüllung des Badstützenhohlraums ist bei der Variante „Halbkreis“ zu erkennen (Bild 6.18). Die Querschnittsflächen der einzelnen Probenstücke weisen alle auf einen Wurzeldurchhang hin, der durch den Badstützenhohlraum geformt ist. Durch die Halbkreisform ist jeder Punkt auf dem Grund der Kammer gleich weit vom Schweißspalt und damit von der Wärmequelle entfernt. Die Wärme-

energie kann sich demzufolge gleich gut in alle Richtungen ausbreiten und das Schweißgut in alle Richtungen verteilen.

6.3.3.3 Ergebnisse der Gefügeuntersuchung hinsichtlich der Schweißimperfectionen

Anhand der mit bloßem Auge in den Bildern zu erkennenden Imperfectionen lässt sich die Qualifikation der Badstützengeometrien für das schmelzschweißtechnische Verbindungen der beiden Legierungen sehr gut beurteilen. Alle Varianten weisen kleine Poren mit durchschnittlich 0,1 mm bis 0,2 mm Durchmesser auf, die aufgrund der Erstarrungsrichtung des Schweißguts hauptsächlich in der oberen Randzone verteilt sind. Nach DIN EN ISO 10042 (02.2006) liegen diese Poren selbst bei der höchsten Bewertungsgruppe B innerhalb der Grenzen der zulässigen Unregelmäßigkeiten.

Wenn davon abweichend große Poren auftreten, dann befinden sich diese interessanterweise im oberen Bereich der Schweißnaht, nahe der Schmelzgrenze der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (**Bild 6.19**). Sie stellen vermutlich das Ergebnis einer Ansammlung kleinerer Poren dar, die während des Schweißprozesses in der Schmelze zur Schweißnahtoberfläche aufsteigen. Die Lokalisierung dieser Poren in der Nähe der naturharten Aluminiumlegierung könnte wiederum mit dem kleineren Wärmeleitfähigkeitswert des Grundwerkstoffs Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} zusammenhängen. Die Erstarrungsgeschwindigkeit der Schmelze ist in Richtung der naturharten Aluminiumlegierung kleiner als in Richtung der aushärtbaren Legierung, d.h. Poren können länger aus der Schmelzmitte zur Oberfläche der Schweißnaht aufsteigen.

Am Ende der Schweißnähte (z.B. „BR2-E“, vgl. Tabelle 9.14 im Anhang) lassen sich deutlich die mit der Endkraterproblematik einhergehenden Imperfectionen erkennen. Hier sammeln sich die Poren vermehrt im Bereich der Wurzel an. Ein Grund dafür kann der abrupte Schweißprozess-Stopp am Schweißnahtende sein, welcher die Schweißnaht schneller erstarren lässt; dadurch „frieren“ die Poren im Wurzelbereich ein, ohne durch die Schmelze „ausheilen“ zu können. Risse oder Bindefehler bzw. andere Imperfectionen sind aus den Querschnittsflächen der Probenstücke nicht zu erkennen. Für eine Vermeidung dieser Endkrater gestalten sich die von BRUNE (2005) empfohlene Verwendung eines Endkraterfüllprogramms oder ein geeigneter Auslauf der Schweißnaht auf Nachblechen als zweckmäßig.

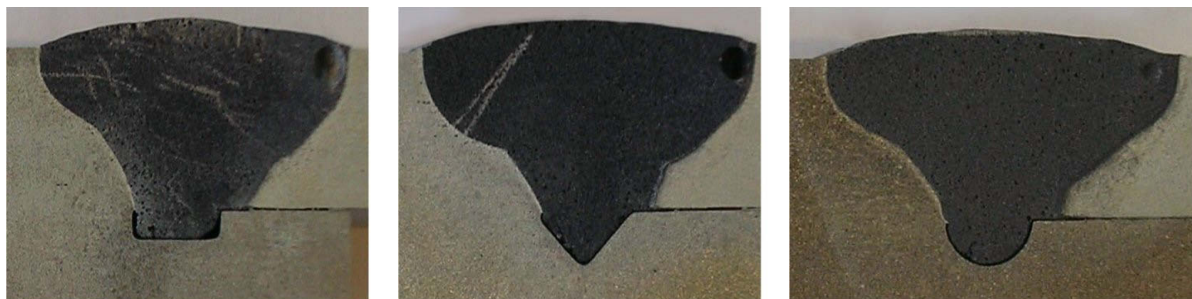


Bild 6.19: Große Poren im Schweißgut der Verbindungen mit den Badstützengeometrien „Rechteck 1“ (links, Durchmesser der Pore etwa 1,5 mm), „Dreieck“ (Mitte, Durchmesser der Pore etwa 1,3 mm) und „Halbkreis“ (rechts, Durchmesser der Pore etwa 0,7 mm), jeweils im Übergang zur naturharten Aluminiumlegierung Al Mg_{4,5}Mn_{0,7}

Neben der Porosität bestimmt vor allem die Heißrissbildung die Schweißbarkeit. Die Ergebnisse der vorangegangenen Untersuchung (vgl. Abschnitt 6.2) können auch in dieser Untersuchung bestätigt werden. Treten Risse auf, handelt es sich dabei vornehmlich um Wiederaufschmelzungsrisse in der WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082). So sind beispielsweise bei den Varianten „Rechteck 1“ in der Mitte der Schweißnaht und „Dreieck“ am Ende der Schweißnaht Risse mit einer Länge von ca. 1 mm zu erkennen.

Darüber hinaus lassen sich aber auch Erstarrungsrisse im Wurzelbereich der Varianten, insbesondere der Variante „Dreieck“, erkennen. **Bild 6.20** zeigt Risse der Länge von ca. 0,2 mm, die bei zyklischer Belastung wachsen und bei weiterer Belastung zu einem Bruch der Schweißnaht führen können. Durch die unterschiedliche Wärmeleitfähigkeit erstarrt die Schmelze im Schmelzgrenzbereich der aushärtbaren Aluminiumlegierung schneller, während auf der Seite der naturharten Aluminiumlegierung zu diesem Zeitpunkt sogar noch der Grundwerkstoff aufgeschmolzen wird. In diesem Zeitpunkt ist die Schweißnaht im Schmelzgrenzbereich der naturharten Aluminiumlegierung noch in einem flüssigen Zustand und fließt in den Badstützenhohlraum. Dadurch entstehen im Wurzelbereich der Schweißnaht zwischen der erstarrten und der flüssigen Schweißnaht Bindefehler bzw. Risse, welche sich besonders nachteilig auf die Ermüdungsfestigkeit auswirken.

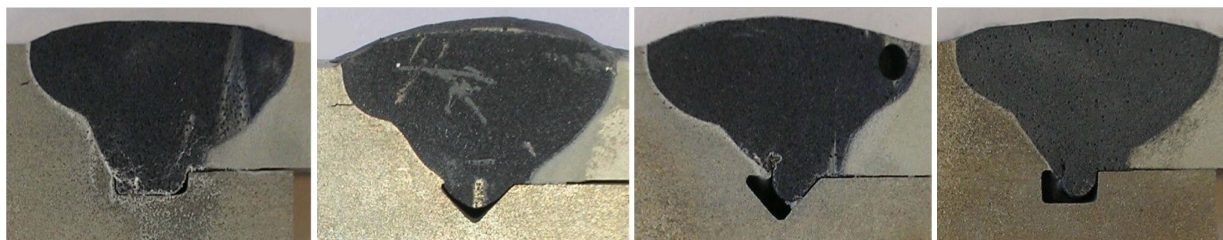


Bild 6.20: Wiederaufschmelzungsrisse in der WEZ der aushärtbaren Aluminiumlegierung Al Si1MgMn (EN AW-6082) bei den Varianten „Rechteck 1“ („BR1-3“, links) und „Dreieck“ („BD-Ende“, 2.v.links) sowie Erstarrungsrisse im Wurzelbereich bei den Varianten „Dreieck“ („BD-2“, 2.v.rechts) und „Rechteck 2“ („BR2-1“, rechts)

6.3.4 FE-Analyse

6.3.4.1 Vorgehensweise der FE-Analyse

Um die Bewertung der Badstützengeometrie hinsichtlich der Gefügeausbildung und der Entstehung von Schweißimperfectionen durch die Beurteilung der Kerbwirkung zu vervollständigen, wird mit Hilfe der numerischen Analyse der Einfluss der lokalen Schweißnahtgeometrie auf die Festigkeit der Verbindung untersucht. Weil die Schweißimperfectionen hinsichtlich Menge und Größe dagegen nicht einheitlich sowie reproduzierbar sind und darüber hinaus ein dreidimensionales Problem darstellen, können sie in dieser Untersuchung in Bezug auf ihre Kerbwirkung nicht erfasst werden.

Durch die Abbildung der Parameter Schweißnahtbreite, Schweißnahtüberhöhung, Übergangsradien und Nahtanstiegswinkel, die als durchschnittliche Werte aus den Schliffbildern 1-5 der Schweißproben über-

nommen werden (Tabellen 9.13-9.17), werden mit dem FEM-Programm ABAQUS/CAE Modelle der fünf Schweißverbindungen „Rechteck 1“, „Rechteck 2“, „Quadrat“, „Dreieck“ und „Halbkreis“ als Schalenmodelle erstellt. Die in Abschnitt 6.3.3.2 ausführlich bewertete durchschnittliche Wurzelerfassung in der Kammer der Badstütze geht als Parameter des Schweißergebnisses ebenfalls in die Modellierung ein. Um den Einfluss der Fertigung – sowohl der spanenden Fertigung in dieser Untersuchung als auch der strangpresstechnischen Fertigung in der Realität– zu berücksichtigen und damit eine unrealistisch hohe Kerbwirkung auszuschließen, werden die Ecken der Kammer abweichend von den Zeichnungen in Tabelle 9.12 im Anhang mit einem Radius von 0,25 mm gerundet.

Unter der Annahme einer ideal glatten Oberfläche sowohl des Blechs als auch des „Ersatzprofils“, einer optimalen Positionierung der zu fügenden Teile ohne auftretenden Kantenversatz oder Winkelverzug sowie unter der theoretischen Annahme einer stoffschlüssigen Verbindung der beiden Teile wird die Auflage des Blechs auf der Badstütze zunächst ohne einen Spalt modelliert. Um anschließend den Einfluss der Oberflächenrauheit und den wirklichkeitsnäheren verhinderten Stoffschluss der beiden Teile zu berücksichtigen, erfolgt die Modellierung in einem nächsten Schritt mit einem horizontalen Spalt von 0,1 mm. Dies entspricht nach internationalen Normen (beispielsweise DIN EN ISO 4287 (10.1998) bzw. der mittlerweile zurückgezogenen DIN 4766 (03.1981)) annähernd der technisch erreichbaren Oberfläche bei stranggepressten (R_z von $4,0\mu\text{m}$ bis $400\mu\text{m}$) und gewalzten Oberflächen (R_z von $1\mu\text{m}$ bis $100\mu\text{m}$).

Um den Einfluss der Elementart und -größe auf die ermittelten Spannungswerte auszuschließen und damit einen Vergleich der Spannungen überhaupt gewährleisten zu können, werden alle Modelle mit einer einheitlichen Vernetzung mit quadratischen Dreieckselementen versehen. Besondere Feinheit wird im Bereich der Kammer, insbesondere an den kritischen Ecken, sowie im horizontalen Spalt gewählt, damit die lokale innere Schweißnahtgeometrie bestmöglich abgebildet werden kann.

Um eine breite Anwendung der Ergebnisse zu erlauben, werden alle Modelle hinsichtlich der zwei Lastfälle „Zug/Druck“ und „Biegung“ untersucht. Zur Simulation des in der Realität großvolumigen und als starr angenommenen Profils wird die linke Seite der Verbindung fest eingespannt, d.h. alle sechs Freiheitsgrade werden gesperrt. Auf der rechten Seite werden im Lastfall „Biegung“ eine punktförmige Last mit der Größe 1 N sowie im Lastfall „Zug/Druck“ eine Linienlast mit der Größe 1 N/mm aufgebracht. Die Linienlast im Lastfall „Zug/Druck“ 1 N/mm wird so gewählt, dass die Nennspannung im 1 mm dicken Schalenmodell in ausreichender Entfernung der Schweißnaht 1 N/mm² beträgt und die Kerbformzahl hinsichtlich Zug- und Druckbeanspruchung damit direkt aus den abgelesenen Spannungswerten abgelesen werden kann.

6.3.4.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse der FE-Analyse

Die ausführlichen Ergebnisse der Spannungsverläufe werden als VON-MISES-Vergleichsspannungen im verformt dargestellten Modell der Schweißverbindung in den Tabellen 9.18-22 im Anhang angegeben. Die maximalen Spannungen der Verläufe und damit die indirekten Ergebnisse der Kerbformzahlen der Schweißverbindungen sind in **Bild 6.21** für den Lastfall „Zug/Druck“ und in **Bild 6.22** für den Lastfall „Biegung“ sowohl für das Modell ohne Spalt als auch für das Modell mit Spalt für alle fünf Schweißbads-

tützengeometrien anschaulich zusammengefasst. Die römischen Ziffern geben die kritischen Stellen an, an denen die Höchstspannungen aufgetreten sind.

Zunächst lässt sich erkennen, dass an den Nahtübergangsstellen wie erwartet eine geringe Kerbwirkung auftritt, da durch die Verwendung des gut fließenden Schweißzusatzwerkstoffs beim Schweißen günstige Nahtanstiegswinkel und Übergangsradien erzielt werden konnten. Die weitere Betrachtung konzentriert sich deswegen ausschließlich auf die lokale Geometrie der Schweißnaht im Wurzelbereich.

Bei der Modellierung ohne horizontalen Spalt erweist sich die Variante „Dreieck“ für den Lastfall „Zug/Druck“ mit einer Kerbformzahl von 3,10 als die geeignetste, gefolgt von den Varianten „Halbkreis“ (3,63) und „Rechteck 1“ (3,74). Die Varianten „Rechteck 2“ und „Quadrat“ sind mit 5,66 bzw. 6,23 deutlich schlechter. Weiterhin ist festzuhalten, dass sich alle kritischen Stellen im nicht ausgefüllten Hohlraum der Badstütze befinden.

Unter Berücksichtigung des horizontalen Spalts lassen sich weitere erhebliche Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit erkennen. Bei allen Varianten ist die Kerbformzahl durch die weniger steife Konstruktion hinsichtlich Zug- oder Druckbeanspruchung etwa doppelt so groß. Bis auf die Varianten „Rechteck 1“ und „Halbkreis“, welche die Positionen getauscht haben, bleibt die Reihenfolge jedoch erhalten.

Bei der Untersuchung des Lastfalls „Biegung“ lassen sich bei der Modellierung ohne horizontalen Spalt eindeutig die Einspannstellen und der Ansatz der Badstütze als kritischste Stellen erkennen. Weil die Außenkontur bei allen Varianten gleich gewählt wurde, trägt die maximale Spannung bei allen Varianten etwa $12,8 \text{ N/mm}^2$. Im Gegensatz zur vorherigen Lastfall lässt sich hieraus jedoch nicht direkt auf die Kerbformzahl hinsichtlich Biegung schließen, weil die Nennspannung aufgrund der komplizierten Geometrie und der mehrachsigen Belastung nicht einfach mit 1 N/mm^2 angesetzt werden konnte. Die Spannungserhöhung aufgrund der Kerbwirkung am Ansatz der Badstütze lässt sich möglicherweise durch die Einbringung eines Radius oder durch die Verstärkung des Bereichs minimieren. Weiterhin lässt sich deutlich eine neutrale Faser detektieren. Schweißimperfektionen in diesem Bereich wirken sich weniger schlimm auf die Ermüdungsfestigkeit der Gesamtkonstruktion aus.

Durch die Modellierung des horizontalen Spalts wird die kritische Stelle durch zusätzlich wirkende Spannungen (aufgrund der Hebelarme) in den Hohlraum der Badstützengeometrie verlegt. Aufgrund der sehr hohen Kerbwirkung an den rissähnlichen Stellen treten sowohl im Vergleich zum Lastfall „Zug/Druck“ als auch im Vergleich zum Modell ohne Spalt sehr hohe Spannungen auf. Hier erweist sich die Variante „Dreieck“ ($24,07 \text{ N/mm}^2$) vor den Varianten „Rechteck 1“ ($43,98 \text{ N/mm}^2$), „Rechteck 2“ ($49,91 \text{ N/mm}^2$), „Halbkreis“ ($53,51 \text{ N/mm}^2$) und „Quadrat“ ($77,51 \text{ N/mm}^2$) wiederum noch als die geeignetste Geometrie.

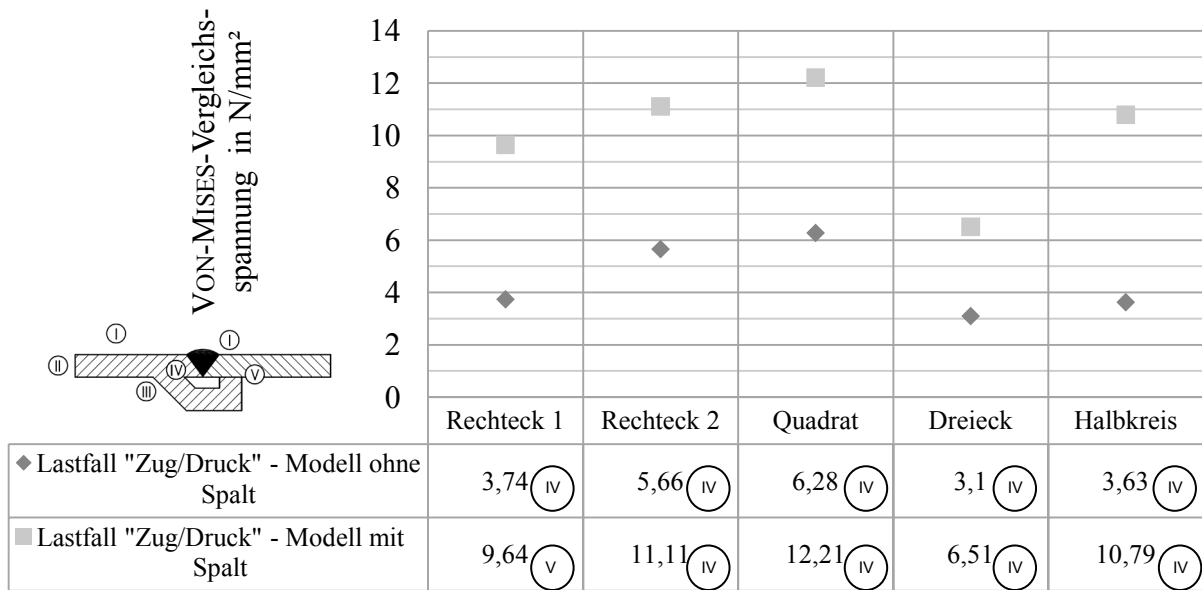


Bild 6.21: Maximale VON-MISES-Vergleichsspannungen für den Lastfall „Zug/Druck“ in Abhängigkeit der Badstützengeometrie

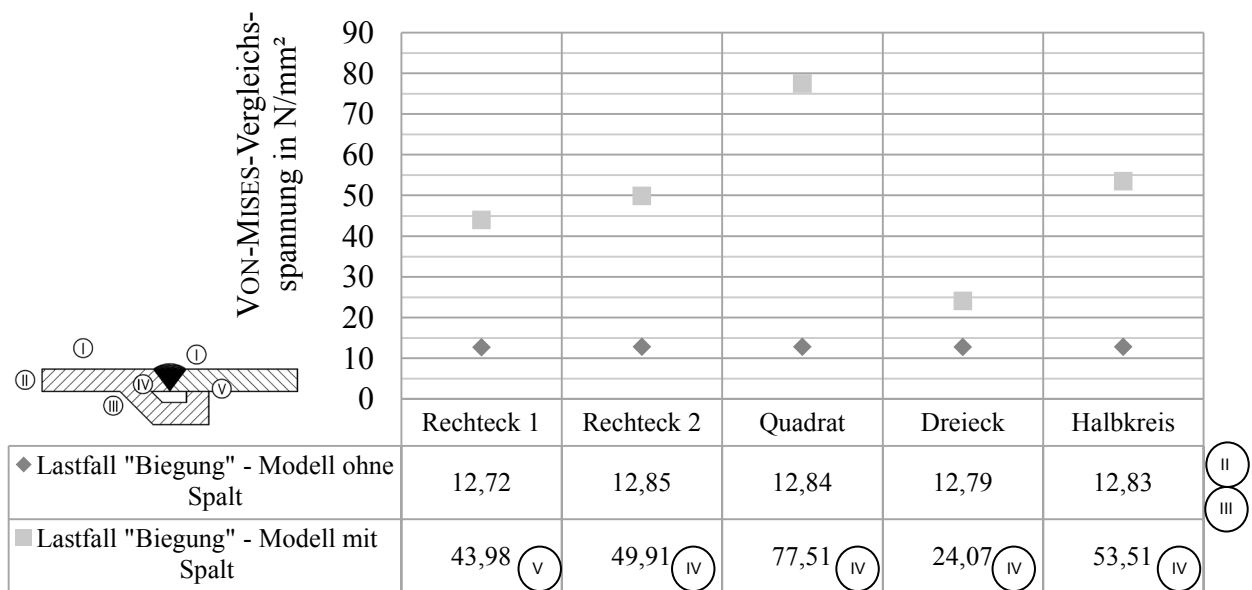


Bild 6.22: Maximale VON-MISES-Vergleichsspannungen für den Lastfall „Biegung“ in Abhängigkeit der Badstützengeometrie

6.3.5 Fazit der Untersuchung

Die Einflüsse der Badstützengeometrie sind sowohl hinsichtlich der Gefügebildung und der Entstehung von Schweißimperfektionen als auch hinsichtlich des Spannungsverlaufs deutlich erkennbar. Inwieweit sie zur Berechnung von Aluminium-Schweißkonstruktionen berücksichtigt werden müssen, soll durch ein zusammenfassendes Fazit beider Untersuchungsteile eruiert werden.

Hinsichtlich der Gefügebildung und der Entstehung von Schweißimperfektionen lässt sich aufgrund der guten Ausfüllung der Kammer innerhalb der Badstützengeometrie die Variante „Halbkreis“ (BK) als Favo-

rit festhalten. Durch den gleichmäßigen Abstand der Kammerwände von der Wärmequelle, ist der Schweißnahtverlauf durchgehend, gleichförmig und beinhaltet wenige Imperfektionen. Obwohl die Variante „Halbkreis“ in der Untersuchung der Schweißimperfektionen am besten abgeschnitten hat, zeigt die FE-Analyse jedoch, dass diese Variante aufgrund der rissartigen Hohlstellen sowohl im Lastfall „Zug/Druck“ als auch im Lastfall „Biegung“ die Gefahr einer hohen Kerbwirkung mit sich bringt (**Bild 6.24**).

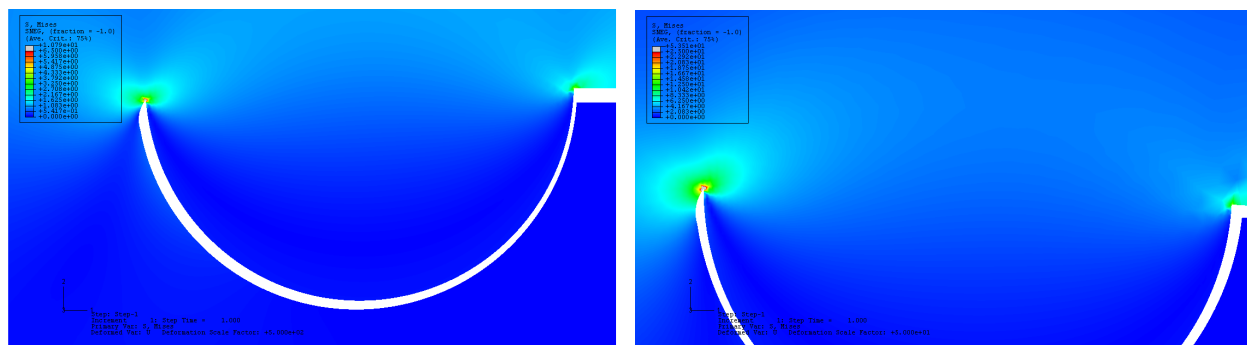


Bild 6.23: Verlauf der VON-MISES-Vergleichsspannung in der Verbindung mit der Badstützengeometrie „Halbkreis“ für die Lastfälle „Zug/Druck“ (links) und „Biegung“ (rechts)

Eine fast vergleichbare Qualität hinsichtlich der Schweißimperfektionen weist die Badstützenvariante „Rechteck“ auf. Allerdings hat sich gezeigt, dass die Ecken des Badstützenhohlraums nicht vollständig mit der Schmelze gefüllt sind. Inwieweit diese nicht ausgefüllten Ecken eine Beeinträchtigung der Ermüdungsfestigkeit darstellen, lässt sich an den Ergebnissen der FE-Analyse erkennen. Die Variante „Rechteck“ schneidet dann hinsichtlich der Beanspruchung am besten ab, wenn das Verhältnis von Tiefe zu Breite des Hohlraums am geringsten ist und durch einen gut fließenden Schweißzusatzwerkstoff der Grund der Kammer erreicht werden kann (**Bild 6.24**). Die zusätzliche Abstützung des Schweißguts im Kammergrund reduziert die Kerbwirkung in den nicht ausgefüllten Stellen des Hohlraums. An den Bildern 6.21 und 6.22 lässt sich deutlich ablesen, dass mit steigendem Verhältnis der Kammertiefe zur Kammerbreite („Rechteck 1“ hat ein Verhältnis von 0,275, „Rechteck 2“ ein Verhältnis von 0,5 und „Quadrat“ ein Verhältnis von fast 0,9) auch die Kerbwirkung steigt.

Unter zusätzlicher Berücksichtigung der auftretenden Schweißimperfektionen, hinsichtlich derer die Varianten „Rechteck 2“ und „Rechteck 1“ als gut bewertet werden können, sollte bei der Gestaltung des Badstützenhohlraums das Verhältnis der Kammertiefe zur Kammerbreite demzufolge zwischen 0,3 und 0,5 liegen. Eine solche Schweißkonstruktion sollte jedoch ohne eine zusätzliche Abstützung unter der Badstütze insbesondere nicht auf Biegung beansprucht werden, weil die Auflage der Badstütze für das Blech ohne die Verbindung (d.h. mit einem horizontalen Spalt) einen zusätzlichen Hebelarm darstellt, welcher erhebliche Kerbwirkung in den nicht ausgefüllten Ecken der Kammer hervorruft. Bestmöglich sollte sowohl auf eine konstruktive Unterstützung der Fügestelle oder auf eine fertigungstechnische Optimierung bezüglich der Oberflächenrauheit, der Positionierung der Fügebauteile zueinander und der schweißtechnischen Verbindung der beiden Teile in diesem Bereich geachtet werden.

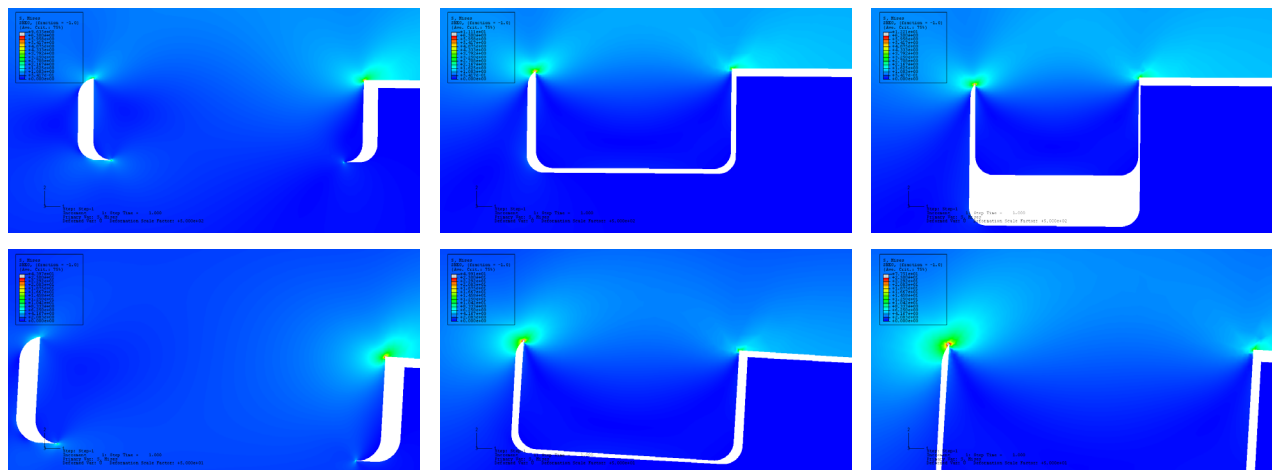


Bild 6.24: Verläufe der VON-MISES-Vergleichsspannungen in den Verbindungen mit den Badstützengeometrien „Rechteck 1“ (links), „Rechteck 2“ (Mitte) und „Quadrat“ (rechts) für die Lastfälle „Zug/Druck“ (oben) und „Biegung“ (unten)

Die Variante „Dreieck“ schneidet bei der Simulation zwar am besten ab, sie weist jedoch auch gravierende Schweißimperfectionen auf. Weil diese Imperfectionen jedoch zum Teil aus der Unterbrechung des Schweißprozesses resultieren und nicht in die Bewertung mit eingehen können, bietet sich an dieser Stelle eine Ausweitung der Untersuchung an. Wie groß der Einfluss der Badstützengeometrie insgesamt zu bewerten ist, muss zuvor jedoch abgeklärt werden.

6.4 Schwingversuche an einem Ersatzmodell der Luftfederstütze

6.4.1 Vorgehensweise

Zur Verifikation der in Abschnitt 5.3 numerisch gewonnenen Ergebnisse bezüglich der Beanspruchung der Luftfederstütze werden auf einem digital geregelten servohydraulischen Pulsationsprüfstand Schwingversuche mit einem Ersatzmodell durchgeführt. Um die Versuche möglichst praktikabel zu gestalten, werden zu diesem Zweck maßstäblich verkleinerte Bauteile verwendet, wodurch die Übertragung der Lebensdauerwerte unter Berücksichtigung technologischer und statistischer Größeneinflüsse problemlos möglich ist. Fertigungstechnische Parameter wie beispielsweise die Schweißnahtgeometrie oder die Anzahl der Lagen müssen dafür allerdings ebenso ähnlich sein wie die werkstofftechnischen Parameter, um in dieser Untersuchung sowohl den Einfluss der Fertigung als auch den Einfluss des Werkstoffs auf die Ermüdungsfestigkeit auszugliedern. Durch die maßstäbliche Verkleinerung des Prüfkörpers bleiben unter der Annahme linear-elastischen Verhaltens die Beanspruchungen im zu prüfenden Bauteil konstant, so dass von einem annähernd gleichen Schädigungsort ausgegangen werden kann und tendenziell ähnliche Lebensdauerdaten zu erwarten sind.

Um auch im Experiment eine möglichst hohe Übertragbarkeit der Ergebnisse gewährleisten zu können, wird ausgehend von den in Abschnitt 5.3 erstellten FE-Modellen durch die Vereinfachung der Geometrie und die Anpassung der Wandstärken mit dem FEM-Programm ABAQUS/CAE ein Ersatzmodell als Volu-

menmodell mit quadratischen Tetraeder-Elementen entwickelt. Unabhängig von der Elementart und -größe sollen die ermittelten Spannungen und Verformungen dabei hinsichtlich Größe und Verlauf möglichst übereinstimmen.

Durch numerische Simulation werden die im Schwingversuch mit dem gefertigten Ersatzmodell erwarteten Spannungen und Verformungen zunächst überschlägig ermittelt. In das Volumenmodell wird die im Versuch anzuwendende Prüfkraft an einem Referenzpunkt in der Mitte des Ersatzmodells der Luftfederstütze eingeleitet. Die Einspannung der Grundplatte über die gesamte Fläche simuliert eine möglichst steife Einspannung im Schwingversuch und damit die in der Realität geschweißte Anbindung der Luftfederstütze an den Langträger.

Anschließend an die konstruktive Entwicklung des Ersatzmodells erfolgt die praktische Fertigung, die sich hinsichtlich werkstoff- und fertigungstechnischer Parameter am realen Bauteil orientiert. Um den Grundkörper der Luftfederstütze nachzubilden werden zunächst zwei mit einem mittleren Biegeradius von 20 mm rechtwinklig gebogene Bleche der Wandstärke 6 mm aus der naturharten Aluminiumlegierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) stirnseitig mittels MIG-Verfahren unter Verwendung eines artgleichen Zusatzwerkstoffs und des Standardschutzgases Argon zu einem U-Profil verschweißt (**Bild 6.25** oben rechts). Obwohl die Verbindung an einer weniger hoch beanspruchten Stelle der Konstruktion liegt, muss zur Garantie der größtmöglichen Übertragbarkeit gewährleistet sein, dass die Schweißnaht, welche am realen Bauteil nicht vorliegt, keine ermüdungsbeeinflussende Kerbstelle darstellt. Zur Gewährleistung einer ausreichenden Schweißnahtqualität werden deswegen Einlauf- und Auslaufstücke sowie eine temporäre Badstütze verwendet.

Zur Simulation der inneren Verstrebungen wird eine ebenfalls 6 mm dicke Rippe aus der gleichen Legierung in das U-Profil so eingeschweißt, dass die Baugruppe flächig auf eine 15 mm starke Grundplatte aus der Legierung Al Mg4,5Mn0,7 (EN AW-5083) aufgesetzt und zur Nachbildung der Einbauverhältnisse beidseitig ausgehend vom vorderen Rippenauslauf bis zur stirnseitigen Schweißung des U-Profils angeschweißt werden kann. Für die Krafteinleitung im Schwingversuch wird die Achseinbindung mit Hilfe eines rundum verschweißten Bolzens simuliert. Zur Vermeidung scharfer Übergänge und damit erhöhter Kerbwirkung wird der innere Absatz zwischen Bolzen und Seitenwand mit dem WIG-Verfahren nachbehandelt.

Aus der Einbauanleitung für Achsen [BPW 2008] ergeben sich die für den Lastfall „Wenden im Stand (im Off-Road-Einsatz)“ anzuwendenden Belastungen und Randbedingungen der Luftfederstütze (vgl. Abschnitt 3.4). Die in den in Abschnitt 5.3 durchgeführten Simulationen eingesetzten Stützenkräfte F_{StX} und F_{StY} werden durch den Prüfzylinder in der Ebene durch die am Prüfstand einzustellende Prüfkraft $F_{P, schwing}$ aufgebracht (**Bild 6.25** unten rechts). Um das Größenverhältnis der Kräfte exakt einhalten zu können, wird ein ausreichend steifes Umleitungsstück aus einem hochfesten Werkstoff, das als ideal starr angenommen werden kann, konstruiert und eingesetzt. Geprüft wird auf zwei Belastungshorizonten $F_{P, schwing,1} = 12 \text{ kN}$ und $F_{P, schwing,2} = 8 \text{ kN}$ mit einer Prüffrequenz von 4 Hz. Weil bei Schweißkonstruktionen allein durch das Vorhandensein einer Schweißnaht mit Imperfektionen ein technischer Anriss aufgezeigt werden kann, wird

als Versagenskriterium ein Bauteilversagen angenommen, bei welchem ein vom Prüfzylinder vollführter Weg von ± 3 mm ermöglicht wird. Diese relativ große Wegvorgabe wird durch die sehr weiche Aufspannung erforderlich.

Ausgewertet werden sowohl die Entstehungsorte und Verläufe der aufgetretenen Risse (6.4.2.1) als auch die erreichten Schwingspiele der Ersatzmodelle (6.4.2.2), welche mit Hilfe des Blechdickenverhältnisses auf die zu erwartenden Schwingspiele der Luftfederstütze umgerechnet und mit den in Regelwerken vorgeschlagenen Wöhlerlinien verglichen werden.

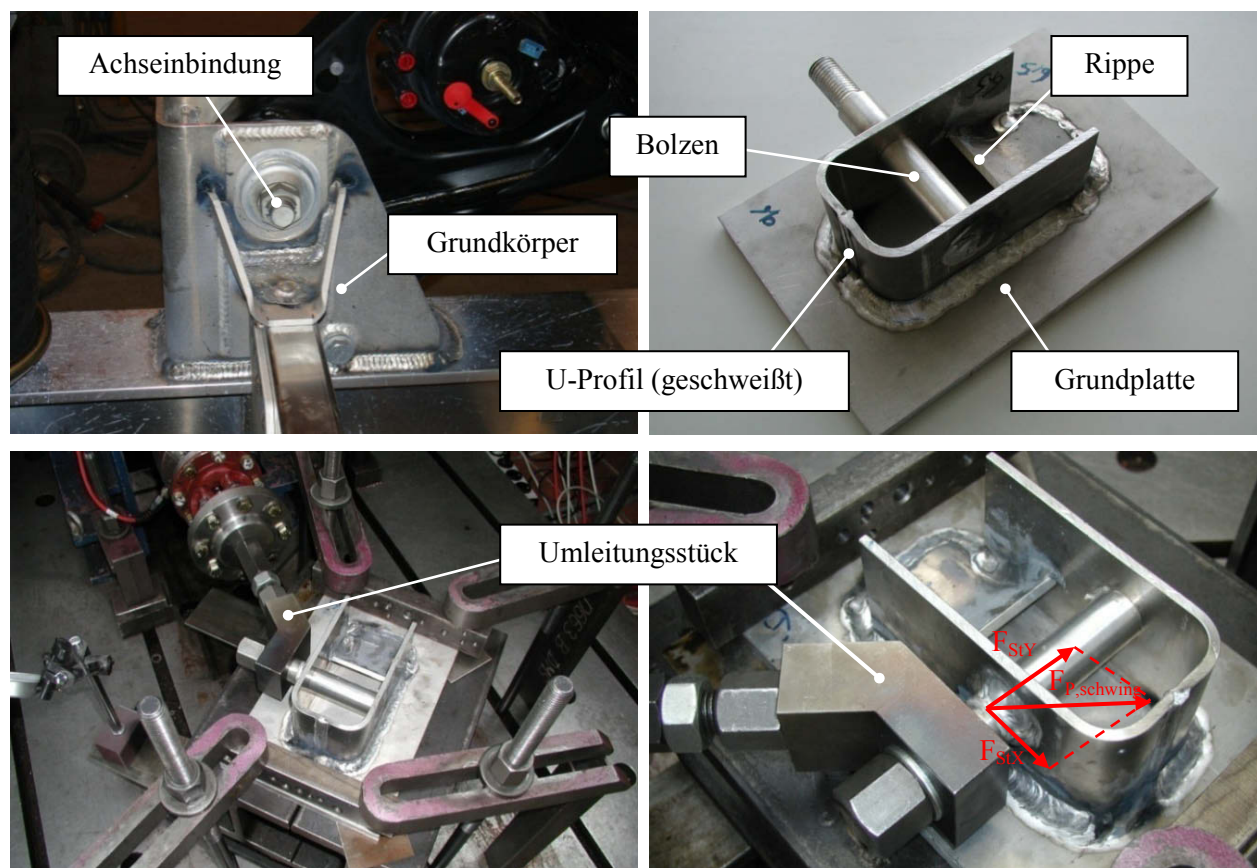


Bild 6.25: Reale Luftfederstütze der Fa. MEIERLING GmbH&Co. KG (oben links), hieraus abgeleitetes Ersatzmodell (oben rechts), Versuchsaufbau der Schwingversuche mit dem Ersatzmodell der Luftfederstütze (unten)

6.4.2 Ergebnisse

6.4.2.1 Rissentstehungsort und Rissverlauf

Die in der numerischen Simulation ermittelten VON-MISES-Vergleichsspannungen im Ersatzmodell (**Bild 6.26**) werden derart skaliert, dass der Spannungsverlauf in den Blechen eindeutig dargestellt wird. Die höchstbeanspruchten Stellen werden deswegen nicht wie standardmäßig rot, sondern hellgrau dargestellt. Die numerisch ermittelten Ergebnisse lassen sich mit den experimentell ermittelten Ergebnissen hinsichtlich Rissentstehungsort und -verlauf überzeugend verifizieren. Der Rissbeginn erfolgt bei allen geprüf-

ten Ersatzmodellen im Kräfteinleitungspunkt am unteren Rand der Schweißnaht, welcher laut Berechnung auch die kritischste Stelle darstellt (Bild 6.26 I). Von diesem Punkt ausgehend verläuft der Riss entlang der Schweißnaht zuerst beidseitig nach oben, zunächst im Nahtübergang anschließend im Grundwerkstoff, bis das Blech bis zum endgültigen Bruch beansprucht wird. Die Kraft wird demzufolge anschließend durch den nun nicht mehr mit der linken Seite des Grundkörpers verbundenen Bolzen auf die andere Seite geleitet, wo im weiteren Verlauf der Beanspruchung ein weiterer Riss entsteht, der wiederum am unteren Rand der Schweißnaht beginnt und um diese herum im Nahtübergang nach oben verläuft (Bild 6.26 II). Währenddessen verläuft der erste Riss auf der linken Seite nach unten in die Schweißnaht, welche den Grundkörper mit der Grundplatte verbindet. In Richtung des Spannungsgefälles verläuft der Riss anschließend in beide Richtungen im Nahtübergangsbereich der unteren horizontalen Schweißnaht (Bild 6.26 I). Weitere durch numerische Simulation als kritisch ermittelte Stellen lassen sich durch Fotografien der im Schwingversuch entstandenen Risse belegen. Sowohl am oberen Ende der Anbindung der Rippe an den Grundkörper (Bild 6.26 III) als auch am unteren Ende, um die äußere Kante des Grundkörpers herum verlaufend (Bild 6.26 IV), sind die aufgetretenen Risse bereits mit dem bloßen Auge deutlich zu erkennen.

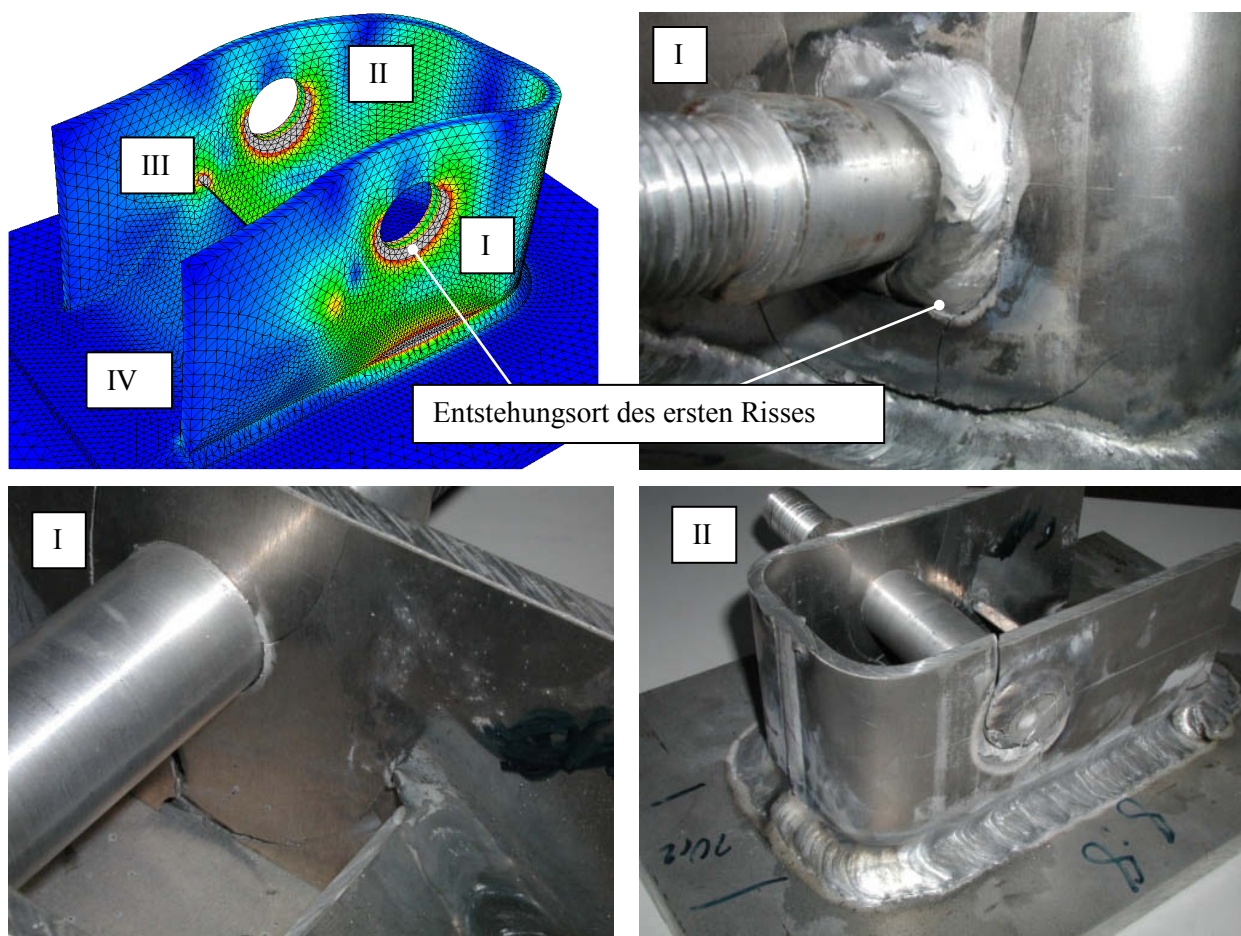


Bild 6.26: Ergebnisse der Simulation (oben links mit 100-facher Vergrößerung der Verformung) und des Schwingversuchs am Ersatzmodell der Luftfederstütze mit einer Prüfkraft $F_{P, \text{schwing}, 1} = 12 \text{ kN}$ (Versuch 1) (Fortsetzung auf der nächsten Seite)

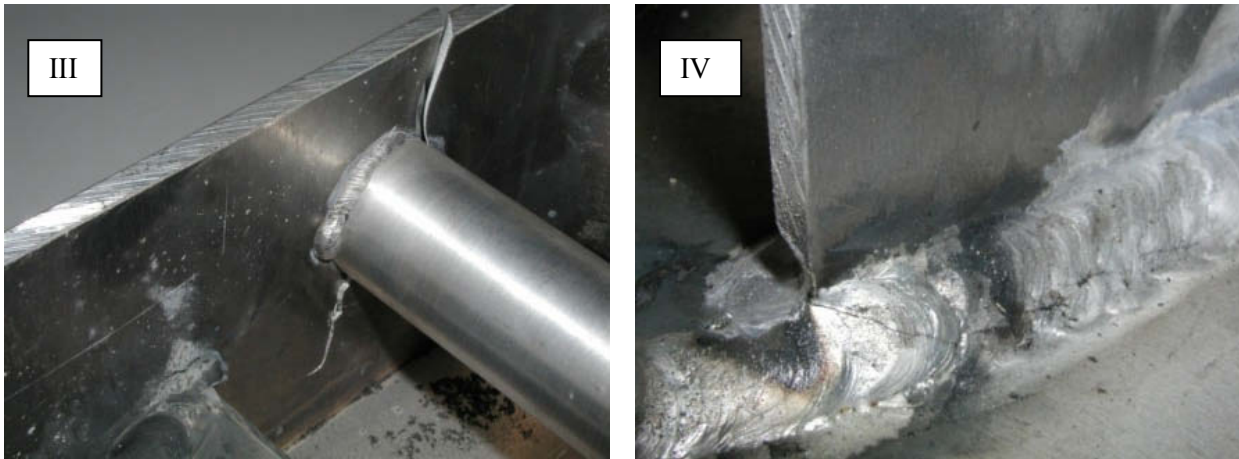


Bild 6.26: Ergebnisse der Simulation (oben links mit 100-facher Vergrößerung der Verformung) und des Schwingversuchs am Ersatzmodell der Luftfederstütze mit einer Prüfkraft $F_{P,schwing,1} = 12 \text{ kN}$ (Versuch 1) (Fortsetzung)

6.4.2.2 Schwingspielzahlen

Die in den Schwingversuchen ermittelten Schwingspielzahlen der Ersatzmodelle sind in **Bild 6.27** dem jeweiligen Belastungsniveau zugeordnet dargestellt. Abgesehen von den Versuchen, die ohne Bruch durchgelaufen sind (Versuch 4, $N = 3,17 \cdot 10^6$) oder aufgrund unruhigem Wegverlaufs abgebrochen werden mussten (Versuch 6, $N = 9,60 \cdot 10^5$), sind alle Versuche durch das Erreichen der Weggrenze von $\pm 3 \text{ mm}$ abgeschaltet worden.

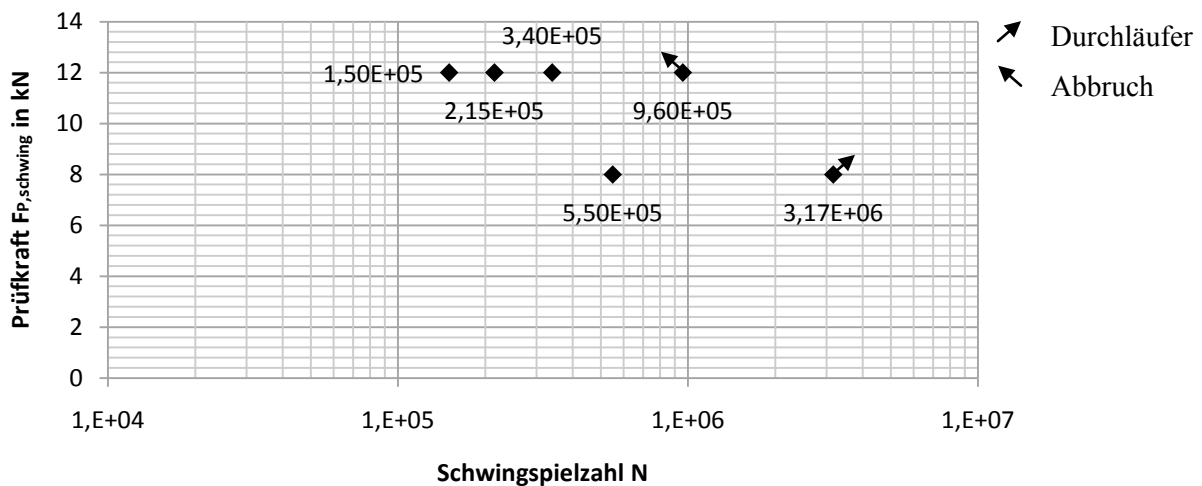


Bild 6.27: Ergebnisse der Schwingversuche mit dem Ersatzmodell

6.4.3 Diskussion der Ergebnisse

Zur Absicherung der Ergebnisse hinsichtlich der Rissentstehungsorte und -verläufe wird mit der Prüfkraft $F_{P,schwing,1} = 12 \text{ kN}$ ein Schwingversuch mit einem nicht geschweißten, sondern geschraubten Krafteinlei-

tungsbolzen durchgeführt (Versuch 6, vgl. **Bild 6.28**). Die Ausführung bewirkt einen steiferen Prüfaufbau, der eine höhere Prüffrequenz von 6 Hz zulässt.



Bild 6.28: Aufbau (links) und Ergebnisse (Mitte und rechts) des Schwingversuchs mit geschraubtem Krafteinleitungsbolzen (Versuch 6)

Während des Versuchs sind ab einer Schwingspielzahl von $N = 3,30 \cdot 10^5$ zunächst nur an der Einschweißung der Rippe kleine Risse zu erkennen. Im Verlauf des Versuchs entsteht jedoch in Übereinstimmung mit den bereits durchgeführten Versuchen ein Riss im Punkt der Krafteinleitung auf der linken Seite, welcher zum gesamten Ausbruch der Krafteinleitungsstelle im Grundwerkstoff führt. Die Kraft wird nun über den Bolzen in die rechte Seite eingeleitet, was wiederum zur Rissentstehung sowie zum Ausbruch des Anbindungspunkts rund um die Bohrung führt. Der Versuch wird bei einer Schwingspielzahl von $N = 9,60 \cdot 10^5$ abgebrochen, obwohl die eingestellten Weggrenzen von ± 3 mm noch nicht erreicht wurden.

Bei genauerer Betrachtung lässt sich auf beiden Seiten ein jeweils nach unten verlaufender Riss erkennen, der sich infolge weiterer Beanspruchung dem simulierten Spannungsverlauf entsprechend entlang der horizontalen Schweißnaht in beide Richtungen ausbreitet. Dies wiederum bestätigt die Übereinstimmung mit den vorher durchgeführten Versuchen. Die Rissentstehung ist damit unabhängig von der vorliegenden Schweißnaht im Krafteinleitungspunkt. Demzufolge ist auch die Beanspruchung in den Schweißnähten des realen Bauteils unabhängig von der Art der Achseinbindung.

Weil sich die horizontale Schweißnaht der Verbindung des Grundkörpers mit der Grundplatte ebenso als schädigungsrelevant herausgestellt hat, sollte insbesondere die Verbindung der Luftfederstütze mit dem Langträger ausreichend dimensioniert und qualitativ einwandfrei sein. Gleiches gilt für die Schweißnähte der inneren Verstrebungen, an deren Enden Risse entstehen und ins komplette Bauteil wachsen können.

Einen weiteren Diskussionspunkt stellt die Verlagerung der mittigen Lasteinleitung der realen Luftfederstütze im praktischen Einsatz und der numerisch simulierten Luftfederstütze durch die außermittige Lasteinleitung des geprüften Ersatzmodells. Um den Einfluss der Lasteinleitung zu überprüfen, wird eine numerische Simulation mit verlagerter Lasteinleitung durchgeführt. Die Ergebnisse zeigen jedoch, dass die erzeugten Hebelarme in diesem Fall nicht ausreichen, um nennenswerte Biegemomente hervorzurufen, welche die Übertragbarkeit der Ergebnisse nicht zulassen.

7 Integrative Diskussion der Ergebnisse

7.1 Zusammenfassung der Ergebnisse

Weil die ermittelten Ergebnisse im direkten Anschluss an die durchgeführten numerischen und experimentellen Untersuchungen ausführlich auf Plausibilität überprüft und diskutiert werden, erfolgt an dieser Stelle lediglich ein kurzer Überblick einschließlich eines Verweises auf die jeweiligen Abschnitte:

- Globale Beanspruchungsanalyse am Fahrgestell eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise einschließlich der Bestimmung des kritischen Lastfalls und der höchstbeanspruchten Stellen (Abschnitt 5.2.1)
- Beanspruchungsanalyse an der Achsanbindung des Fahrgestells eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise einschließlich der strukturmechanischen Optimierung (Abschnitt 5.2.2)
- Modellierung der Luftfederstütze eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise nach dem Strukturspannungskonzept (Abschnitt 5.3.3)
- Modellierung der Luftfederstütze eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise nach dem Kerbspannungskonzept (Abschnitt 5.3.5)
- Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen der lokalen Schweißnahtgeometrie eines Stumpfstoßes (Abschnitt 5.4.1.2)
- Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen der lokalen Schweißnahtgeometrie eines T-Stoßes (Abschnitt 5.4.1.3)
- Numerische Ermittlung der Kerbformzahlen der lokalen Schweißnahtgeometrie eines Überlapstoßes (Abschnitt 5.4.1.4)
- Empfehlungen zur Konstruktion von Aluminium-Schweißverbindungen (Abschnitt 5.4.1.5)
- Strukturmechanische und fertigungstechnische Empfehlungen für die Gestaltung von Schweißnahtanfängen und -enden (Abschnitt 5.4.2.3)
- Empfehlungen für die Auswahl eines geeigneten Schweißzusatzes für die Verbindung von naturharten Aluminiumlegierungen der Al Mg-Serie mit aushärtbaren Aluminiumlegierungen der Al MgSi-Serie (Abschnitt 6.2.3)
- Gestaltung einer geeigneten Badstützengeometrie für die Verbindung von naturharten Aluminiumlegierungen der Al Mg-Serie mit aushärtbaren Aluminiumlegierungen der Al MgSi-Serie (Abschnitt 6.3.5)
- Ermittlung einer Bauteil-WÖHLERlinie an einem Ersatzmodell der Luftfederstütze eines dreiachsigen Muldenkippers in Ganzaluminiumbauweise

7.2 Verifikation der Schwingversuche

Für die ganzheitliche Betrachtung der Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit werden die in den vorangegangenen Abschnitten getrennt voneinander ermittelten Ergebnisse der analytischen und numerischen Berechnungen sowie die experimentellen Untersuchungen zusammengeführt.

Als Grundlage für die weitere Betrachtung sollen die in Abschnitt 6.4.2.2 mit einem Ersatzmodell der untersuchten Luftfederstütze ermittelten Ergebnisse der Schwingversuche zunächst auf ihre Übereinstimmung mit den in Abschnitt 2 und Abschnitt 4 vorgestellten Berechnungskonzepten und Regelwerken zur Auslegung von Aluminium-Schweißkonstruktionen überprüft werden. Dabei gilt die Betrachtung vornehmlich den in der Praxis bevorzugten Auslegungswerkzeugen.

In **Bild 7.1** werden die Schwingversuchsergebnisse auf der Grundlage der Normalspannungen an den versagenskritischen Stellen mit den vom International Institute of Welding (IIW) zur Berechnung der Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile als internationale Empfehlungen ausgearbeiteten Schwingfestigkeitsklassen verglichen. Dazu werden mit Hilfe des in Abschnitt 6.4.2.1 verifizierten FE-Modells des Ersatzmodells die Spannungen in der Nähe der ermittelten Rissausgangsstellen für die Prüfkräfte $F_{P, \text{schwing}1} = 12 \text{ kN}$ und $F_{P, \text{schwing}2} = 8 \text{ kN}$ unter Beachtung der technologischen und statistischen Größeneinflüsse berechnet und den ermittelten Schwingspielzahlen zugeordnet.

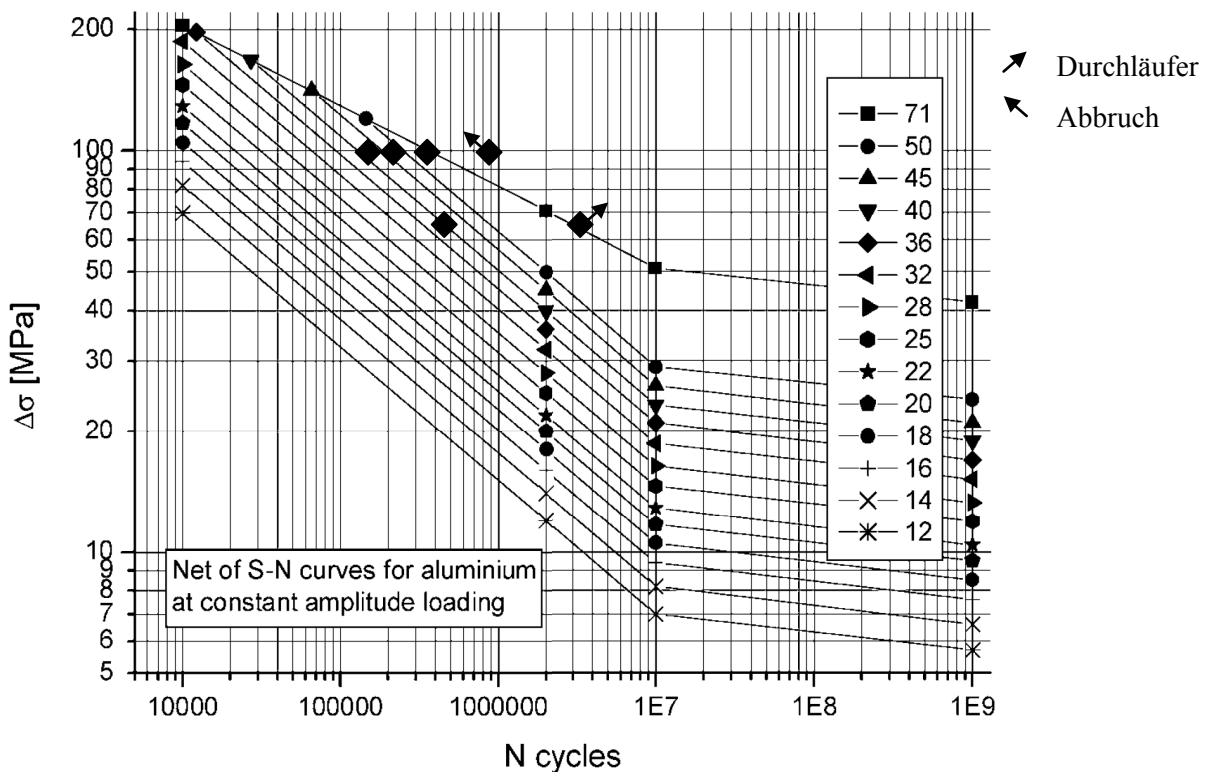


Bild 7.1: Einordnung der Schwingversuchsergebnisse in die Normalspannungs-WÖHLERlinien für Aluminiumlegierungen [Hobbacher 2006]

Weil einerseits die ermittelten Schwingspielzahlen maßgeblich vom Versagenskriterium abhängen, welches in der experimentellen Untersuchung in Abschnitt 6.4 aufgrund der weichen Einspannung eher unbestimmt

mit dem Versagenskriterium der vom IIW durchgeführten Versuche übereinstimmt, und weil andererseits die Ableitung von Normalspannungen aufgrund der komplexen Geometrie sowie des ungleichmäßigen Spannungsverlaufs erschwert wird, kann der Vergleich lediglich phänomenologisch erfolgen. Deutlich wird jedoch, dass die Normalspannungs-WÖHLERlinien, auf welchen ein Großteil der Regelwerke basiert, auf der „sicheren Seite“ liegen. Das Ausmaß dieser eher konservativen Abschätzung wird durch die Anwendung der IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006] und des Eurocodes 9 in Abschnitt 7.3 überprüft.

Für die Abstimmung mit dem Konzept des fiktiven Ersatzradius werden die im Schwingversuch ermittelten Schwingspielzahlen in die Master-WÖHLERlinie für den fiktiven Ersatzradius eingetragen (**Bild 7.2**). Analog zur Vorgehensweise bei der vorangegangenen Abstimmung der Schwingversuchsergebnisse mit den IIW-Empfehlungen werden mit Hilfe des FE-Ersatzmodells für die untersuchten Prüfkörper die Spannungen an der Rissausgangsstelle ermittelt, diesmal auf der Grundlage des Kerbspannungskonzepts mit einem fiktiven Ersatzradius. Insgesamt kann für die Luftfederstütze zumindest im Zeitfestigkeitsbereich eine gute Übereinstimmung der im Versuch rein wechselnd ($R = -1$) ermittelten Schwingspielzahlen mit den in den Master-WÖHLERlinien nach MORGENSTERN (2006) vorgeschlagenen Schwingspielzahlen festgehalten werden, sodass im weiteren Verlauf das Konzept auf seine Anwendbarkeit in Bezug auf die numerisch ermittelten Ergebnisse überprüft werden soll.

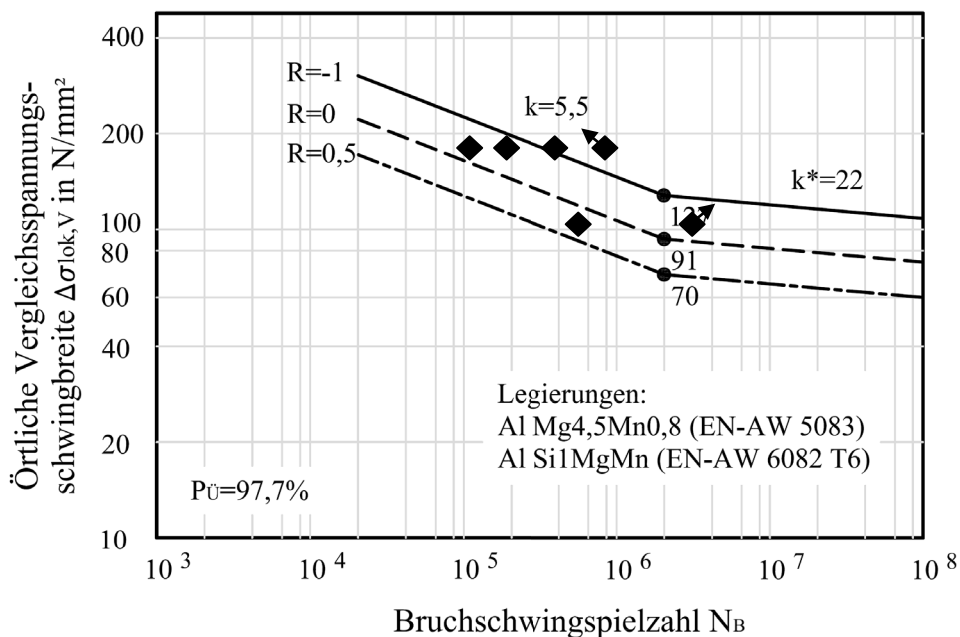


Bild 7.2: Einordnung der Schwingversuchsergebnisse in die Master-Wöhlerlinien für den fiktiven Ersatzradius $r_f = 1$ mm nach MORGENSTERN (2006)

7.3 Überprüfung der Anwendbarkeit der Bemessungskonzepte

7.3.1 Nennspannungskonzept

Weil der Einsatz der FEM beim Umgang mit Nennspannungskonzepten eher kritisch zu betrachten ist, aufgrund seiner gegenwärtigen Bedeutung in der Praxis und damit auch in dieser Studie jedoch eine große

Rolle spielt, werden die auf dem Nennspannungskonzept basierenden Regelwerke aus dieser Bewertung weitestgehend ausgeklammert.

Probleme im Umgang mit den Regelwerken, beispielsweise durch die Nichtbeachtung werkstofftechnischer oder fertigungstechnischer Einflüsse, konnten bereits im Verlauf der Studie an spezifischen Zwischenfazits deutlich gemacht werden. Darüber hinaus handelt es sich bei der untersuchten Luftfederstütze um eine komplexe Schweißkonstruktion, für die aufgrund der Geometrie sowie der unregelmäßigen Spannungsverteilung keine Nennspannungen abgeleitet werden können und deren Zuordnung zu einer Kerbfallklasse der Regelwerke dadurch mit Schwierigkeiten verbunden ist. Insbesondere ist die Anwendung sowohl der DIN 4113-2 (09.2002) als auch der FKM-Richtlinie [FKM 2002], deren Berechnungsabläufe auf der in Abschnitt 4.1 vorgestellten Vorgehensweise nach dem Nennspannungskonzept beruhen, für das untersuchte Bauteil nicht geeignet.

Für die Anwendung des Eurocode 9 nach dem Nennspannungskonzept muss für die kritische Stelle der Luftfederstütze zunächst ein geeigneter Kerbfall bestimmt werden. Nach Tabelle 9.6 im Anhang wird der Kerbfall 7 für die Schweißverbindung zwischen Bauteilen ausgesucht. Als Rissentstehungsstelle wird in Übereinstimmung mit den Schwingversuchen der Nahtübergang angenommen. Hiervon abweichende Rissentstehungsstellen können nicht berücksichtigt werden. Insbesondere fehlt die Berücksichtigung der kritischen Anfangs- und Endkrater, die sich in Abschnitt 5.4 als ebenfalls versagenskritisch herausgestellt haben. In Abhängigkeit der Blechdicke – andere Dimensionen der globalen Schweißstoßgeometrie oder gar der lokalen Schweißnahtgeometrie bleiben unberücksichtigt – wird ein Kerbfall 22-3,2 vorgeschlagen, der nach Bild 9.5 im Anhang eine WÖHLERlinie mit einer Neigung von $k = 3,2$ und eine zulässige Spannung von $\Delta\sigma_{zul} = 22 \text{ N/mm}^2$ bei $2 \cdot 10^6$ Lastspielen angibt. In Abhängigkeit der erreichten Schweißnahtqualität kann der fertigungstechnische Einfluss über einen Erhöhungsfaktor für die ertragbare Beanspruchung berücksichtigt werden. Eine ähnliche Vorgehensweise verfolgt auch die Empfehlung des IIW nach dem Nennspannungskonzept [Hobbacher 2006]. Aus einem derzeit 81 konstruktive Details umfassenden Katalog wird für die kritische Stelle der Luftfederstütze aus Bild 9.11 in Abhängigkeit der Schweißnahtqualität eine Schwingfestigkeitsklasse FAT 22, FAT 25 oder FAT 28 ausgewählt, jeweils davon ausgehend, dass der Riss im Nahtübergang und nicht in der Schweißnahtwurzel auftritt. Die Ableitung einer Nennspannung erweist sich jedoch für die komplexe Geometrie der Luftfederstütze als unmöglich, sodass die Auslegung nach dem Nennspannungskonzept keine zufriedenstellenden Ergebnisse liefert.

7.3.2 Strukturspannungskonzept

Weil durch die Übertragung von Elementen des Nennspannungskonzepts auf die lokalen Verhältnisse eine detailgenauere Festigkeitsanalyse ermöglicht wird, verspricht das Strukturspannungskonzept eine wirtschaftliche und zugleich sichere Bemessung von geschweißten, schwingbelasteten Bauteilen. Die Einbeziehung spannungsüberhöhender Effekte aus dem Schweißstoß, die im Nennspannungskonzept keine Berücksichtigung finden, liefert eine ortsbezogene Einschätzung der Beanspruchbarkeit der Schweißverbindung und wird nach HOBACHER (2006) für Grobblechanwendungen empfohlen.

Für die Auslegung der Luftfederstütze nach dem Strukturspannungskonzept muss anhand der in Abschnitt 5.3.3 numerisch berechneten Spannungsverläufe zunächst die vorliegende Strukturspannung an der kritischen Stelle ermittelt werden. Hierfür werden die Spannungen an den Extrapolationspunkten

$$\sigma_{0,4t} = 116,4 \text{ N/mm}^2 \text{ und}$$

$$\sigma_{1,0t} = 93,2 \text{ N/mm}^2$$

gemessen und nach Gleichung 5.2 auf die Spannung am Hot-Spot

$$\sigma_{\text{struk,Hot-Spot}} = 131,9 \text{ N/mm}^2 \text{ und}$$

extrapoliert. Für die Bestimmung der ertragbaren Beanspruchung ist die Auswahl des entsprechenden Regelwerks maßgeblich. Nach den IIW-Empfehlungen [Hobbacher 2006] wird in Abhängigkeit der Beanspruchung entweder der Kerbfall 2 oder der Kerbfall 3 mit der zugrunde liegenden FAT-Klasse 40 ausgewählt (vgl. Bild 9.13). Der Vergleich mit der zugehörigen WÖHLERlinie (z.B. nach Bild 7.1) ergibt eine zulässige Schwingspielzahl $N = 7 \cdot 10^4$. Demgegenüber erfolgt die Abschätzung der Lebensdauer nach dem Eurocode 9 – für Strukturspannungen ergibt sich bei $N_D = 2 \cdot 10^6$ Lastspielen eine zulässige Spannung $\Delta\sigma_D = 39 \text{ N/mm}^2$ und eine Neigung der Wöhlerlinie von $k = 3,2$ – wesentlich konservativer. Für die vorliegende Beanspruchung errechnet sich die zulässige Schwingspielzahl

$$N = N_D \cdot \left(\frac{\sigma_{\text{struk,Hot-Spot}}}{\Delta\sigma_D} \right) \quad (\text{Gleichung 7.1})$$

zu

$$N = 2 \cdot 10^6 \cdot \left(\frac{131,9 \text{ N/mm}^2}{39 \text{ N/mm}^2} \right) = 4,4 \cdot 10^4$$

und ist damit rund 40% geringer als die zulässige Schwingspielzahl nach den IIW-Empfehlungen. Diese konservative Auslegung nach der „sicheren Lebensdauer“ erübrigt jedoch eine kostenintensive Inspektion während des Betriebs.

7.3.3 Kerbspannungskonzept

Um neben den Strukturspannungen auch Einflüsse der lokalen Nahtgeometrie bewerten zu können, orientieren sich Kerbspannungskonzepte am lokalen Spannungszustand der Schweißnaht. Das in dieser Untersuchung angewendete Kerbspannungskonzept mit einem fiktiven Ersatzradius [Morgenstern 2006] rundet die versagenskritischen Nahtübergangsstellen mit einem fiktiven Ersatzradius $r_f = 1 \text{ mm}$ und vergleicht die sich ergebenden Kerbspannungen mit der lokalen Ermüdungsfestigkeit im Kerbgrund. Die in Abschnitt 5.3.5 ermittelten Ergebnisse liefern eine an der kritischen Stelle der Luftfederstütze vorliegende lokale Beanspruchung

$$\sigma_{\text{kerb}} = 184 \text{ N/mm}^2.$$

Für ein Spannungsverhältnis $R = -1$ ergibt sich aus der Master-WÖHLERlinie nach MORGENSTERN (2006) (z.B. Bild 7.2) eine zulässige Schwingspielzahl $N = 1,8 \cdot 10^5$.

7.3.4 Fazit

Nach EICHLSEDER (2003) wird die Lebensdauer eines Bauteils im Wesentlichen von den lokalen Beanspruchungen an den kritischen Stellen im Bauteil aufgrund der im Betrieb auftretenden äußeren oder inneren Belastungen, den Häufigkeiten, mit denen die Belastungen an den Bauteilen auftreten sowie der Festigkeit des Werkstoffs unter Bauteil- und Betriebsbedingungen bestimmt. Die Finite-Elemente-Methode liefert lokale Spannungen an der Oberfläche und im Inneren des Bauteils unter der Beanspruchung durch äußere Lasten oder innere Belastungen. Sollen Bauteile hinsichtlich ihrer Lebensdauer bewertet werden, ist dies auf Basis von Nennspannungen schwer möglich. Der Vergleich der Ergebnisse zeigt weiterhin, dass das Strukturspannungskonzept eine eher konservative Auslegung ergibt als das Kerbspannungskonzept. In Abhängigkeit der Anwendung muss daher die konservative Abschätzung der Lebensdauer, die dem Ziel Leichtbau entgegenwirkt, gegen den zeitlichen und finanziellen Mehraufwand der Berechnung abgewogen werden.

Auch gilt es, den fertigungstechnischen Mehraufwand zur Erzielung einer zufriedenstellenden Schweißnahtqualität gegenüber der Berücksichtigung in Regelwerken abzuschätzen. In der internationalen Norm DIN EN ISO 10042 (02.2006) werden Festlegungen über zulässige Unregelmäßigkeiten an Lichtbogen-Schweißverbindungen in einzelnen Qualitätsstufen vorgeschlagen, die bereits in einigen Regelwerken Berücksichtigung finden. Fertigungstechnische Anstrengungen, die im abgeschlossenen DFG-Projekt [Horst und Christ 2008] neben der ausreichenden Wurzelersfassung eine milde Nahtübergangskerbe gewährleisten, werden jedoch weder durch die Regelwerke noch durch das Konzept des fiktiven Ersatzradius, der standardmäßig einen Nahtübergangsradius $r_f = 1 \text{ mm}$ festlegt, honoriert.

Darüber hinaus finden die in Abschnitt 5.4 thematisierten Schweißnahtanfangs- und -endkrater keine Berücksichtigung in den Regelwerken, obwohl ihre Auswirkungen auf die Ermüdungsfestigkeit nachgewiesen werden konnten.

Auch die Werkstoffeigenschaften sind lokalen Einflüssen ausgesetzt, die sich zum Teil erheblich auf die Schwingfestigkeit auswirken. Der Effekt der Stützwirkung von Kerben zum Beispiel trägt zu einer lokalen Erhöhung der ertragbaren Spannung bei, ein ähnlicher Effekt tritt bei der Schwingfestigkeit unter Zug/Druck- und Biegebelastung auf. Um eine Bewertung der Lebensdauer an komplexen Bauteilen durchführen zu können, ist daher ein Konzept, das auf lokalen Spannungen oder Dehnungen aufbaut, erforderlich. Ebenso ist die Kenntnis der lokalen Schwingfestigkeit des Werkstoffs unter Bauteil- und Betriebsbedingungen notwendig, die nun nicht ident mit jener Festigkeit ist, die unter Laborbedingungen an idealisierten Proben ermittelt wird. Effekte wie lokale Spannungskonzentrationen, Temperatur, Eigenspannung, Reihenfolge der Belastung oder fertigungsbedingte Veränderungen beeinflussen die lokale Ermüdungs-

festigkeit. Im idealen Fall wird diese lokale Festigkeit am Bauteil durch Versuche ermittelt und kann damit zur Ermittlung der Lebensdauer herangezogen werden. Liegen jedoch, wie beispielsweise im frühen Konstruktionsstadium, noch keine Bauteile vor, ist man auf die Abschätzung und Simulation der Ermüdungsfestigkeit angewiesen.

Da die Verwendung von Lastannahmen immer eine Vereinfachung darstellt, ist weiterhin zu überlegen, ob der Aufwand einer Betriebslastenmessung angebracht wäre. Aus diesen Messungen könnte man die im Lastfall „Wenden im Stand“, auf welchem sowohl die analytischen und numerischen Berechnungen als auch die experimentellen Untersuchungen basieren, tatsächlich auftretenden Belastungen auch messtechnisch ermitteln und darüber hinaus Belastungszeitfunktionen für den Alltagsbetrieb erstellen. Diese können durch Häufigkeitsverteilungen in Belastungskollektive überführt werden. Darin sind auch wichtige Informationen für eine Lebensdauerabschätzung wie die Schwingbreite und die Häufigkeit der Belastungen enthalten.

8 Literaturverzeichnis

8.1 Fachartikel und -bücher

Aichele, G.: *Schutzgasschweißen von Aluminium: Mit Argon oder Argon-Helium-Gemischen?* Aluminium 73, S. 795-800, 1997.

Aichele, G.: *Aluminium im Fahrzeugbau, Schiffbau und Behälterbau.* Schweiß- & Prüftechnik 10, S. 150-155, 1998a.

Aichele, G.: *Leistungssteigerung beim Aluminiumschweißen.* Schweizer Maschinenmarkt, 1998b.

Aichele, G.: *Die Fügetechniken des Aluminiums im Laufe der Jahrzehnte.* Aluminium 75, 1999.

Aichele, G.: *Stand des Schweißens von Aluminium im Jahre 2000.* Aluminium 76, S. 476-490, 2000.

Aichele, G.: *Neue Entwicklungen in der Schweißtechnik der Leichtmetalle, Teil I und II.* Aluminium 77, S.469-479 bzw. S. 575-584, 2001.

Aichele, G.: *Das Fügen von Aluminium bleibt ein spannendes Thema, Teil II.* Aluminium 80. Jahrgang 2004 1/2, S. 62-70, Isernhagen: Giesel, 2004.

AiF - Arbeitsgemeinschaft industrieller Forschungsvereinigungen "Otto von Guericke" e.V.: *Anwendbarkeit von Festigkeitskonzepten für schwingbelastete geschweißte Bauteile.* Forschungsantrag, 2004.

Altenpohl, D.: *Aluminium von innen.* Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 1993.

Aluminium-Kurier (Hrsg.): *MIG-Schweißen – Eine Alternative zu Gussknoten.* www.alu-news.de/artikel/art0010.htm, 2008.

Aluminium-Merkblatt V2: *Lichtbogenschweißen von Aluminium.* Düsseldorf: Aluminium-Verlag GmbH, 1992.

Andersen, N.: *Welded aluminium constructions for rail, road and sea.* Welding Review International, p. 96-99, 1996.

Anik, S.; Dorn, L.: *Metallphysikalische Vorgänge beim Schweißen – Schweißbeignung von Aluminiumwerkstoffe.* Schweißen und Schneiden 42 (9), S. 456-459, 1990.

Anik, S.; Dorn, L.: *Metallphysikalische Vorgänge beim Schweißen – Schweißen von Aluminiumwerkstoffen.* Schweißen und Schneiden 43 (4), S. 210-215, 1991.

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

Balleer, H.-L.: *Schweißtechnische Fertigung aus Aluminium.* Schiff & Hafen 12, S. 39-41, 2000.

Baur, M.; Blauel, J.G.: *Festigkeit und Zähigkeit von Metall-Inertgasschweißungen an gewalzten Aluminiumblechen.* Schweißen und Schneiden 49 (3), S. 164-169, 1997.

Beckert, M.: *Kompendium der Schweißtechnik, Band 3: Eignung metallischer Werkstoffe zum Schweißen.* Fachbuchreihe Schweißtechnik, Band 128/3, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 1997.

Bergmann, W.: *Werkstofftechnik, Teil 1: Grundlagen.* München: Carl Hanser Verlag, 1984.

Bönisch, M.: *ICE-Mittelwagen, eine Schweißkonstruktion aus Aluminiumknetlegierungen.* Schweißen und Schneiden 37 (9), S. 471-475, 1985.

Bomas, H.; Mayr, P.: *Einfluss der Wärmebehandlung auf die Schwingfestigkeitseigenschaften der Legierung AlMgSi0,7.* Werkstofftechnik 16, S. 88-94, VCH Verlagsgesellschaft mbH, 1985.

BPW – Bergische Achsen KG: *Qualität ist, Leistung auf die Straße zu bringen. Das Fahrwerkprogramm von BPW für LKW-Anhänger und Auflieger*. www.bpw.de/download/index.html, 2007.

BPW – Bergische Achsen KG: *Luftfederungssysteme für BPW-Fahrwerke – Einbauanleitung*. www.bpw.de/download/index.html, 2008.

Brandt, U.; Lehrke, H.P.; Sonsino C.M.: *Anwendung des Kerbgrundkonzepts für die schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminiumknetlegierungen*. LBF-Bericht Nr. 7195, Darmstadt: LBF Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, 1998.

Brandt, U.; Sonsino, C.M.; Radaj, D.: *Anwendung des Kerbgrundkonzepts auf die schwingfeste Bemessung von Schweißverbindungen aus Aluminium-Knetlegierungen*. LBF-Bericht Nr. 213, Darmstadt: LBF Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, 1999.

Brüdgam, S.; Meschut, G.: *Mechanisches Fügen und Kleben – Schlüsseltechnologie für die Mischbauweise*. Mechanisches Fügen und Kleben, S. 1-9, Paderborn: Symposium Fügetechnik (10, 2000), 2003.

Brune, E.: *Schweißen von Aluminium-Werkstoffen*. Schweizer Maschinenmarkt 106, 25/26, S. 35-39, Zürich: Fachpresse Zürich, 2005.

Bryant, A.; Fielding, R.: *Aluminum at Sea*. Light Metal Age, p. 48-54, 2001.

Buxbaum, O.: *Betriebsfestigkeit - Sichere und wirtschaftliche Bemessung schwingbruchgefährdeter Bauteile*. 2. erw. Aufl. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH, 1992.

Chmelka, F.; Melan, E.: *Einführung in die Festigkeitslehre*. Wien: Springer-Verlag, 1960.

Czerwenka, G.; Schnell, W.: *Einführung in die Rechenmethoden des Leichtbaus*. Bd. 1 und 2. Bibliograph. Inst. Mannheim, 1967 und 1970.

Dijkstra, O.D.; de Back, J.: *Fatigue strength of welded tubular T- and X-joints*. OTC Paper No. 3639, 12th Offshore Technology Conf., Houston, 1980.

Dilthey, U.: *Hochleistungsschweißverfahren für Aluminiumgerechte Konstruktionen*. Band 4/98, Aachen: Shaker-Verlag, 1998.

Dilthey, U.; Rehfeldt, D.; Wohlfahrt, H.: *Reproduzierbarkeit beim MIG-Schweißen von Aluminium*. Projekt: Aif-Nr.: 12.239 N, DVS-Nr.: 3.038, Abschlussbericht, 2002.

Dilthey, U.: *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 2 – Verhalten der Werkstoffe beim Schweißen*. 3. bearb. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 2005.

Doerk, O.; Trieglaff, R.; Wernicke, R.: *Bewertung von ermüdungsbeanspruchten Schweißverbindungen im Druckbehälterbau*. Tagungsband zu "Festigkeit gefügter Bauteile". Band 236. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2005.

DVS-Merkblatt 0933: *MIG-Schweißen von Aluminium: Werkstoffe, Schweißparameter*. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1991.

DVS (Hrsg.): *Reproduzierbarkeit beim MIG-Schweißen von Aluminium*. Aif-Nr. 12.239, DVS-Nr. 3.038, o.J.

EAA – European Aluminium Association: *Leichte und starke Aluminium-Fahrgestelle*. Texte und Abbildungen für die europäische Presse des Transportgewerbes. Ein vollständiges Dokument zur Beantwortung aller Fragen zu Aluminium-Fahrgestellen von Sattelaufliegern. www.eaa.net, 2002.

- EAA – European Aluminium Association: *Leichte und starke Aluminium-Kipper*. Texte und Abbildungen für die europäische Presse des Transportgewerbes. Ein vollständiges Dokument zur Beantwortung aller Fragen zu Aluminium-Kippfern. www.eaa.net, 2003.
- EAA – European Aluminium Association: *Vorwärts mit Aluminium: leicht, stark und gewinnbringend*. www.eaa.net/upl/4/default/doc/Moving%20up%20to%20aluminium_de.pdf, 2008.
- EAA – European Aluminium Association: *Optimale Konstruktion von Aluminium-Fahrgestellen*. Aus dem Englischen übersetzt. www.eaa.net, o.J.
- Ehrhardt, A.: *Flexibles Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen für den innovativen Leichtbau*. DVS-Bericht 186, Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, S. 63-65, 1997.
- Eichlseder, W.: *Lebensdauervorhersage auf Basis von Finite Elemente Ergebnissen*. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 2003, 34, No. 9, S. 843-849, Weinheim: WILEY-VCH Verlag, 2003.
- ERAAS: *European Recommendations for Aluminium Alloy Structures*. ERAAS Fatigue Design ECCS TC2-TG4, Draft 9, 30.10.1990.
- Erdelen-Peppler, M.; Knauf, G.; Marewski, U.: *Betrachtungen zur Auslegung von geschweißten Stahlrohren und Rohrverbindungsnahten*. Tagungsband zu "Festigkeit gefügter Bauteile". Band 236. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2005.
- EWM Hightech Welding: *EWM-Schweißlexikon – MIG/MAG-Fibel*. www.ewm.de/init/, 2008.
- Fach, K.: *Schnelle Schiffe aus Aluminium*. Schiff & Hafen 10, S. 170-173, 2000.
- Fahrenwaldt, H.J.; Schuler, V.: *Praxiswissen Schweißtechnik – Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. 2. Aufl. Wiesbaden: Vieweg&Sohn Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2006.
- Farwer, A.; Jenter, U.; Strothmann, G.: *Schutzgasschweißen von Aluminium im Schienenfahrzeugbau sowie im Straßenfahrzeug-, Schiffs- und Behälterbau*. DVS 186, S. 52-58, 1997.
- Farwer, A.: *Neue Untersuchungen zum MIG- und WIG-Schweißen von Aluminium mit verschiedenen Schutzgasen*. Metall 51 (81-2), S. 51-56, 1997.
- Farwer, A.: *Stickstoff hilft dem Argon auf die Sprünge*. Aluminium Praxis 9, 2001.
- FKM – Forschungskuratorium Maschinenbau: *Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile aus Stahl, Eisenguss- und Aluminiumwerkstoffen*. 4. Erweiterte Ausgabe. Frankfurt: VDMA Verlag GmbH, 2002.
- Fröhlich, P.: *FEM-Anwendungspraxis*. 1. Aufl. Wiesbaden: Vieweg&Sohn Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2005.
- Gassner, E.; Haibach, E.: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung – Tragfähigkeitsermittlung bei Schweißverbindungen*. Düsseldorf: DVS-Verlag, S. 47-73, 1968.
- GDA-Gesamtverband der Aluminiumindustrie: *Aluminium-Bauteile thermisch fügen*. www.aluinfo.de/295html, 2001.
- GDA-Gesamtverband der Aluminiumindustrie (Hrsg.): *Schweißverfahren für Aluminium im Überblick*. GDA Gesamtverband der Aluminiumindustrie e.V. Nr. 4, 2003.
- GDA-Gesamtverband der Aluminiumindustrie: *Schienenfahrzeuge*. www.aluinfo.de/index.php/alu-lexikon.html?let=s&lid=79, 2008.

- Germanischer Lloyd: *Bauvorschriften & Richtlinien 2008*.
www.gl-group.com/infoServices/rules/pdfs/deutsch/qlrp-d.pdf, 2008.
- Gönnert, P.: *Einfluss der Schweißwärme auf die mechanischen Eigenschaften aushärtbarer Aluminium-Knetlegierungen*. Aluminium 45 (8), S. 575-578, 1970.
- Grzempa, H.; Hornbogen, E.; Scharf, G.: *Die Gefüge von Aluminiumlegierungen. Teil 1*. In: Aluminium Heft: 11/1991, Seiten: 1096-1110, 1991a.
- Grzempa, H.; Hornbogen, E.; Scharf, G.: *Die Gefüge von Aluminiumlegierungen, Teil 2*. In: Aluminium Heft: 12/1991, Seiten: 1193-1203, 1991b.
- Gurney, T.R.: *Fatigue of welded structures*. Cambridge: Cambridge Univ. Press, 1979.
- Haas, B.: *Schutzgasschweißen von Aluminium*. Der Praktiker 9, S. 743-753, 1997.
- Hänel, B.: *FKM-Richtlinie – Rechnerischer Festigkeitsnachweis für Maschinenbauteile für Eisen- und Aluminiumwerkstoffe – Erfahrungen und Weiterentwicklungen*. Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile, VDI-Berichte Nr. 1689, S. 43-69, Düsseldorf: Gesellschaft Entwicklung, Konstruktion, Vertrieb, 2002.
- Hagström, J.; Sandström, R.: *Mechanical properties of welded joints in thin walled aluminium extrusions*. Science and Technology of Welding and Joining 2 (5), p. 199-208, 1997.
- Hahn, O.: *Neue Entwicklungen auf dem Gebiet der mechanischen Fügetechnik*. 7. Internationales Aachener Schweißtechnik Kolloquium, 3.-4. Mai 2001, S. 637-654, 2001.
- Haibach, E.: *Betriebsfestigkeit – Verfahren und Daten zur Bauteilberechnung*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1989.
- Haibach, E.: *Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung*. Darmstadt: LBF-Bericht Nr. FB-77, 1968.
- Harre, W.: *Statische und dynamische Festigkeitseigenschaften von zweiachsig beanspruchten Stumpfverbindungen der Aluminiumlegierungen AlZn4,5Mg1, AlMgSi1 und AlMg4,5Mn*. Schweißen und Schneiden 35 (2), s. 74-78, 1983.
- Helwig, R.; Bültmann, F.; Winkler, R.: *Einfluss der Schutzgase beim MIG-Schweißen von Aluminiumwerkstoffen*. Der Praktiker 5, S. 178-180, 2000.
- Hobbacher, A.: *Zur Betriebsfestigkeit der Schweißverbindung auf bruchmechanischer Grundlage*. Archiv Eisenhüttenwesen 48, Nr. 2, S. 109-114, 1974.
- Hobbacher, A.: *Neue Entwicklung bei den IIW-Empfehlungen zur Schwingfestigkeit geschweißter Bauteile*. Festigkeitsberechnung metallischer Bauteile, VDI-Berichte Nr. 1689, S. 87-104, Düsseldorf: Gesellschaft Entwicklung, Konstruktion, Vertrieb, 2002.
- Hobbacher, A.: *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. IIW-XIII-1965r14-03 / XV-1127r14-03, Cambridge: Abington Publishing, 2006.
- Hollunder, S.; Esderts, A.; Blaschke, T.: *Schwingfestigkeit rührreibgeschweißter Aluminiumstrukturen*. In: Tagungsband zu "Festigkeit gefügter Bauteile". Band 236. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2005.
- Horst, H. D.; Saupe, M.: *Simulation of a trailing road performed on a pulsation testing stand in comparison with FEM-analysis*. In: 27th International Symposium on Automotive Technology and Automation, Aachen, 1994.
- Horst, H. D.; Zimmermann, M.: *Aspekte der Ermüdung von Schweißkonstruktionen*. In: Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe, Hrsg.: Christ, H.-J., Hamburg: MatInfo, 1998a.

- Horst, H. D.; Zimmermann, M.: *Beiträge zur angewandten Konstruktions- und Fördertechnik. Differenzierte Betrachtung der Bemessung von Schweißkonstruktionen aus Stahl und Aluminium*. Hrsg.: Grebe, H.; Hoffmann, E.-O.; Melcher, P. R. Aachen: Shaker-Verlag, 1998b.
- Horst, H. D.; Christ, H.-J.: *Abschlussbericht zum DFG-Projekt „Untersuchung zur Übertragbarkeit von Lebensdauerkenntdaten auf Aluminiumschweißkonstruktionen auf der Grundlage der Schädigungsmechanismen“*, 2008.
- Hval, M.; Anglevik, K.; Thaulow, Chr.: *Significance of Defects in thick Welded AlMgSi (AA 6082) Aluminium Extrusions*. Konferenz-Einzelbericht, 1992.
- Kammer, C.: *Aluminium Taschenbuch, Band 1 – Grundlagen und Werkstoffe*. 16. Aufl. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 2002.
- Kammer, C.: *Aluminium Taschenbuch, Band 3 – Weiterverarbeitung und Anwendung*. 16. Aufl. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 2003.
- Kaßner, M.: *Ermüdungsfestigkeitsbewertung von Schweißverbindungen im Schienenfahrzeugbau unter Berücksichtigung der Schweißnahtgüte – Stand und Änderungen im Regelwerk*. Tagungsband zu “Festigkeit gefügter Bauteile”. Band 236. Düsseldorf: DVS-Verlag, 2005.
- Keitel, S.; Kranz, B.; Schuster, J.: *Auslegung von gefügten metallischen Konstruktionen einschließlich der Festigkeitsberechnung*. www.dvs-ev.de/fv/neu/aktuell/20020322AuslegungStudie.pdf, 2002.
- Keul, W.: *Beispiele geschweißter Aluminiumkonstruktionen aus verschiedenen Anwendungsgebieten*. VDI-Z 123 (18), S. 129-139. Düsseldorf: VDI-Verlag GmbH, 1981.
- Klein, B.: *Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau*. 7. Aufl. Wiesbaden: Vieweg und Teubner-Verlag, 2007.
- Klock, H.; Schoer, H.: *Schweißen und Löten von Aluminiumwerkstoffen*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 70, Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 1977.
- Kock, H.; Großkopf, A.; Hager, W.: *Untersuchungen zum Rekristallisationsverhalten einer technischen AlMgSi-Legierung in Abhängigkeit vom Ausscheidungszustand*. Metall 30 (5), S. 436-440, 1976.
- Köttgen, R.; Olivier, R.; Seeger, T.: *Schwingfestigkeitsanalyse auf der Grundlage örtlicher Beanspruchungen*. Expert 91, Berechnung, Gestaltung und Fertigung von Schweißkonstruktionen im Zeitalter der Expertensysteme. DVS-Berichte 133, S. 75-85 und IIW-XIII-1408-91, Düsseldorf: DVS, 1991.
- Koewius, A.; Gross, G.; Angehrn, G.: *Aluminium Konstruktionen des Nutzfahrzeugbaus*. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 1990.
- Koewius, A. (Hrsg.): *Aluminium-Schienenfahrzeuge*. Aluminium 67 (1991) Heft 6, Düsseldorf: Aluminium-Verlag GmbH, 1991.
- Kosteas, D.: *Aussagen über die Lebensdauer schwingbeanspruchter Aluminiumlegierungen aufgrund von Versuchen mit begrenzter Lastspielzahl*. Schweißen und Schneiden 26 (5), 1976.
- Kosteas, D.: *Zyklisches Verhalten von Aluminiumschweißverbindungen und Lebensdauervorhersage*. Schweißen und Schneiden 34 (9), 1982.
- Kosteas, D.; Steidl, G.; Strippelmann, W.-D.: *Geschweißte Aluminium Konstruktionen*. Braunschweig: Vieweg & Sohn Verlagsgesellschaft mbH, 1978.
- Krüger, U.; Laudien, U.; Lemke, F.; Nogosseck, P.W.: *DVS-Gefügekatalog Schweißtechnik – Nichteisenmetalle*. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1987.

- Lang, A.: *Schweißen von Aluminiumwerkstoffen im Fahrzeugbau*. Jahrbuch Schweißtechnik '98, DVS, S. 162-169, 1997.
- Lawrence, F.V.; Mattos, R.J., Higashida, Y.; Burk, J.D.: *Estimation of fatigue crack initiation life of welds*. ASTM STP 684, Philadelphia: Fatigue Testing of Weldments, p. 134-158, 1978.
- Lawrence, F.V.; Burk, J.D.; Yung, J.Y.: *Influence of residual stress on the predicted life of weldments*. ASTM STP 776, p.33-43, 1982.
- Lawrence, F.V.; Wang, P.C.; Corten, H.T.: *An empirical method for estimating the fatigue resistance of tensile shear spot welds*. SAE TPS-830035, Soc. Autom. Eng., Warrendale, Pa., 1983.
- Luijendijk, T.: *Welding of dissimilar aluminium alloys*. Materials Processing Technology 103, p. 29-35, 2000.
- Maddox, S.J.: *Calculating the fatigue-strength of a welded joint using fracture mechanics*. Metal Construction and Brit Welding J. 2 (8), p. 327-331, 1970.
- Maddox, J.: *Assessing the significance of flaws in welds subject to fatigue*. Weldg. J 53, No.9, Res. Suppl., p. 401-409, 1974.
- Malisius, R.: *Schrumpfungen, Spannungen und Risse beim Schweißen*. 3. Aufl. Düsseldorf: Dt. Verlag für Schweißtechnik DVS-Verlag, 1969.
- Mechsner, K.; Winkler, R.: *WIG- und MIG-Schweißen von Aluminium-Strangpressprofilen mit verschiedenen Schutzgasgemischen*. DVS 162, S. 108-112, 1994.
- Mechsner, K.: *Aspekte bei Konstruktion und Fertigung beim Schweißen von Aluminiumlegierungen*. Kolloquium Werkstoff-Konstruktion-Fertigung, Universität Siegen, 2004.
- Meierling: www.meierling.de, Fa. MEIERLING GmbH & Co. KG, 2008.
- Morgenstern, C.: *Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6)*. Dissertation der TU Darmstadt, Fachbereich Maschinenbau, Darmstadt: EPDA - Elektronische Publikationen, 2006.
- Morgenstern, C.; Sonsino, C.M.; Hobbacher, A.; Sorbo, F.: *Schwingfeste Auslegung von Schweißverbindungen aus Aluminium*. MP Materialprüfung Jahrg. 48 (2006) 9, S. 418-425, München: Carl Hanser Verlag, 2006.
- Morgenstern, C.; Hanselka, H.: *Kerbgrundkonzepte für die schwingfeste Auslegung von Aluminiumschweißverbindungen am Beispiel der naturharten Legierung AlMg4,5Mn (AW-5083) und der warmausgehärteten Legierung AlMgSi1 T6 (AW-6082 T6)*. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 2006, 37 No. 12, S. 994-1005, Weinheim: WILEY-VCH Verlag, 2006.
- Neuber, H.: *Kerbspannungslehre*. 3. Aufl. Berlin u.a.: Springer-Verlag, 1985.
- Neumann, A.: *Rechnerische Ermittlung von Zeit- und Dauerfestigkeitsversuchen an Schweißverbindungen aus Stählen und Aluminium-Legierungen*. Schweißtechnik, 15 H.1, s. 25-30, 1965.
- Neumann, A.: *Bewertungsgruppen für Schmelz-Schweißverbindungen aus Aluminiumwerkstoffen nach DIN EN 30042*. Aluminium 69 (11), S. 992-1005, 1993.
- Neumann, A.; Hobbacher, A.: *Geschweißte Aluminium-Konstruktionen. Schweißtechnisches Handbuch für Konstrukteure*, Teil 4. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1993.

- Neumann, A.: *Wirtschaftliche Gestaltung von schwingend beanspruchten Aluminium-Schweißkonstruktionen*. Aluminium 72 (19), S. 687-694, 1996.
- Neumann, A.; Neuhoff, R.: *Kompendium der Schweißtechnik. Band 4: Berechnung und Gestaltung von Schweißkonstruktionen*. 2. Überarb. Aufl. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 2002.
- Niemi, E.: *Stress determination for fatigue analysis of welded components*. IIW-XIII-1221-93, Cambridge: Abington Publishing, 1995.
- Niemi, E.: *On the determination of hot spot stresses in the vicinity of edge gussets*. IIW-XIII-1554-94, Cambridge: Abington Publishing, 1997.
- Niemi, E.: *Structural hot-spot stress approach to fatigue analysis of welded components. Designer's guide*. IIW-XIII-1819-00, XV- 1090-01, Cambridge: Abington Publishing, 2003.
- Nitschke-Pagel, T.; Wohlfahrt, H.: *Anwendung des lokalen Dauerfestigkeitskonzepts zur Bewertung der Wirksamkeit von Schweißnahtnachbehandlungsmaßnahmen*. Int. Journal of Materials Research (formerly Z. Metallkunde) 97 (2006) 12, p. 1697-1705, München: Carl Hanser Verlag, 2006.
- Olaineck, C.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumblechen*. Der Praktiker 49 (4), S. 149-155, 1997.
- Olivier, R.; Köttgen, V.B.; Seeger, T.: *Der Schaden an der Windkraftanlage GROWIAN – Schwingfestigkeitsanalyse der versagenskritischen Schweißverbindungen*. Konstruktion 45, S. 1-9, 1993.
- Olivier, R.; Köttgen, V.B.; Seeger, T.: *Schweißverbindung I*. FKM-Forschungshefte Nr. 143, Frankfurt: Forschungskuratorium für Maschinenbau, 1994a.
- Olivier, R.; Köttgen, V.B.; Seeger, T.: *Schweißverbindung II (Schwingfestigkeitsnachweise)*. FKM-Forschungshefte Nr. 180, Frankfurt: Forschungskuratorium für Maschinenbau, 1994b.
- Ostermann, F.: *Anwendungstechnologie Aluminium*. 2. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 2007.
- Paris, P.C.; Erdogan, F.: *A critical analysis of crack propagation law*. Trans ASME, J Basic Eng. 85, p. 528-539, 1963.
- Petzow, G.: *Metallographisches, keramographisches, plastographisches Ätzen*. Nachdr. d. 6. vollst. überarb. Aufl. Berlin: Borntrager, 2006.
- Radaj, D.: *Festigkeitsnachweise. Teil I – Grundverfahren*. Fachbuchreihe „Schweißtechnik“. Band 64, Teil I. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH, 1974.
- Radaj, D.: *Kerbspannungsanalyse nach der Finite-Elemente-Methode an Kehlnähten*. Schweißen und Schneiden 27(3), 1975.
- Radaj, D.: *Kerbspannungen an Ausschnitten und Einschlüssen*. Fachbuchreihe „Schweißtechnik“, Band 69. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1977
- Radaj, D.: *Kerbwirkung von Schweißstößen hinsichtlich Ermüdung*. Konstruktion 36 (8), S. 285-292, 1984.
- Radaj, D.: *Kerbspannungsnachweis für die dauerschwingfeste geschweißte Konstruktion*. Konstruktion 37 (2), S. 53-59, 1985a.
- Radaj, D.: *Gestaltung und Berechnung von Schweißkonstruktionen, Ermüdungsfestigkeit*. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1985b.
- Radaj, D.: *Berechnung der Dauerfestigkeit von Schweißverbindungen ausgehend von den Kerbspannungen*. VDI-Berichte Nr. 661, S. 67-98, Düsseldorf: VDI-Verlag, 1988.

- Radaj, D.: *Design and Analysis of Fatigue-Resistant Welded Structures*. Cambridge: Abington Publishing, 1990.
- Radaj, D.; Sonsino, C.M.: *Fatigue Assessment of Welded Joints by Local Approaches*. Cambridge: Abington Publishing, 1999.
- Radaj, D.; Sonsino, C.M.: *Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen nach lokalen Konzepten*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH, 2000.
- Radaj, D.; Vormwald, M.: *Ermüdungsfestigkeit – Grundlagen für Ingenieure*. 3. Aufl. Berlin: Springer-Verlag, 2007.
- Rapp, J.: Laserstrahlschweißbeignung von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Leichtbau. *Schweißen und Schneiden* 49 (10), S. 804-806, 1997.
- Raschka, D.: *Geschweißte Aluminium-Leichtbaustrukturen im Schiffbau*. DLR Werkstoff-Kolloquium '97: Geschweißte Aluminium-Leichtbaustrukturen, 1997.
- Rauch, R.; Schiele, S.; Rother, K.: *Effektive Modellbildung, Analyse und Bewertung für die rechnerische Lebensdaueranalyse geschweißter Strukturen*. *MP Materials Testing* 49 (2007) 7-8, S. 362-369, München: Carl Hanser Verlag, 2007.
- Richter, B.; Weber, S.: *Aluminiumanwendung im Schiffbau – Korrosion, Korrosionsschutz, Festigkeit und Fertigung*. *Materials & Corrosion* 50, S.282-288, 1998.
- Rieberer, A.: *Schweißgerechtes Konstruieren im Maschinenbau – Berechnungs- und Gestaltungsbeispiele*. Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 95. Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH, 1989.
- Riftec: www.riftec.de, Fa. RIFTEC GmbH, 2008.
- Rosenthal, M.; Menn, W.; Horst, H. D.: *Schweißbarkeit von Aluminiumknetlegierungen unter dem Aspekt der Ermüdungsfestigkeit*. In: DGM-Fortbildungsseminar „Ermüdungsverhalten metallischer Werkstoffe“, 2008.
- Rosenthal, M.; Zimmermann, M.: *TRIZ in wissenschaftlichen Forschungsprojekten*. In: Innovation mit TRIZ. Konzepte, Werkzeuge, Praxisanwendungen. Düsseldorf: Symposium Publishing Verlag, 2006.
- Rudolph, J.: *Zur rechnerischen Bauteil-Ermüdungsfestigkeit unter dem besonderen Aspekt der Schweißnahtnachbearbeitung*. Habilitationsschrift der Universität Dortmund. <http://eldorado.uni-dortmund.de>, 2003.
- Savaidis, G.; Urban, K.; Vormwald, M.: *Lebensdauerberechnung von Schweißverbindungen nach dem Strukturspannungskonzept unter Einsatz der Finite-Elemente-Methode*. VDI Berichte Nr. 1442, 1998.
- Savaidis, G.; Feitzelmayer, K.; Schliebner, R.; Purkert, G.; Vormwald, M.: *Schwingfestigkeitsanalyse und Lebensdauerermittlung geschweißter mehrachsiger belasteter Komponenten von Nutzfahrzeugen*. DVM-Bericht 127 „Mit Kerben leben?“, S. 175-185, Berlin: Deutscher Verband für Materialforschung und –prüfung e.V., 2000.
- Scharf, G.; Grzempa, B.: *Zähigkeitsverhalten von AlMgSi-Knetwerkstoffen*. *Aluminium* 58 (7), S. 391-397, 1982.
- Scheermann, H.: *Leitfaden für den Schweißkonstrukteur. Grundlagen der schweißtechnischen Gestaltung*. 2. überarb. und erw. Aufl. Düsseldorf: Dt. Verlag für Schweißtechnik, DVS-Verlag, 1997.
- Scheller, W.; Farwer, A.: *Schutzgasschweißen von Aluminium im Schienenfahrzeugbau und anderen modernen Fertigungsbereichen*. Duisburger Schweißtage 1998, SLV, S. 37-43, 1998.

- Schütz, W.: *Schwingfestigkeit von AlMgSi1 und AlMg5 im gekerbten und ungekerbten Zustand*. LBF-Bericht Nr. FB 57, 1966.
- Schütz, W.: *Betriebsfestigkeit der Legierungen AlMgSi1 und AlMg5*. Aluminium, 1967.
- Schumacher, A.: *Optimierung mechanischer Strukturen: Grundlagen und industrielle Anwendungen*. Berlin: Springer-Verlag, 2004.
- Schwellinger, P.: *Untersuchungen zur Schweißbarkeit von AlMgSi1-Walzblechen*. Schweißen und Schneiden 45 (10), S. 564-569, 1993.
- Seeger, T.: *Grundlagen für Betriebsfestigkeitsnachweise*. Stahlbau Handbuch, 1. Aufl. S.5-123, Köln: Stahlbau-Verlagsgesellschaft, 1996.
- Seeger, T.; Amstutz, H.: *Betriebsfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Konzepte*. DVS-Bericht 187, Fortschritte bei der Konstruktion und Berechnung geschweißter Bauteile, S. 190-208, Düsseldorf: DVS, 1997.
- SLV – Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Halle GmbH: *Auslegung von gefügten metallischen Konstruktionen einschließlich der Festigkeitsberechnung*. Studie im Auftrag des DVS, <http://www.dvs-ev.de/fv/neu/aktuell/20020322AuslegungStudie.pdf>, 2002.
- Sonsino, C. M.: *Zur Bewertung des Schwingfestigkeitsverhaltens von Bauteilen mit Hilfe örtlicher Beanspruchungen*. Konstruktion 45, S. 25-33, 1993.
- Sonsino, C. M.: *Über den Einfluss von Eigenspannungen, Nahtgeometrie und mehrachsigen Spannungszuständen auf die Betriebsfestigkeit geschweißter Konstruktionen aus Baustählen*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik 25 (3), S. 97-109, 1994.
- Sonsino, C. M.; Werner, S.: *Die Ersatzstrukturlänge nach Peterson und Neuber-Radaj und das Konzept des höchstbeanspruchten Werkstoffvolumens am Beispiel des Baustahls St52-3*. LBF-Bericht Nr. 8137, Darmstadt: LBF Fraunhofer-Institut für Betriebsfestigkeit, 1996.
- Sonsino, C. M.; Radaj, D.; Brandt, U.; Lehrke, H.P.: *Fatigue assessment of welded joints in AlMg4,5Mn aluminium alloys (AA 5083) by local approaches*. International Journal of Fatigue 21, p. 985-999, 1999.
- Sonsino, C. M.; Berg-Pollack, A.; Grubisic, V.: *Betriebsfestigkeit von Aluminium-Sicherheitsbauteilen*. MP Materialprüfung Jahrg. 47 (2005) 7-8, S. 404-410, München: Carl Hanser Verlag, 2005.
- Sonsino, C. M.: *Betriebsfestigkeit – Eine Einführung in die Begriffe und ausgewählte Bemessungsgrundlagen*. MP Materials Testing 50 (2008) 1-2, S. 77-90, München: Carl Hanser Verlag, 2008.
- Steidl, G.; Mössinger, R.: *Ermittlung der Wärmeeinflusszonen aus Temperaturfeldern beim Schweißen von AlMgSi1F32*. Aluminium 53 (3), s. 199-203, 1977.
- Trommer, G.: *Viele Wege führen zum Ziel. Moderne Verfahren zum Schweißen von Aluminium*. Aluminium 12/2007, S. 34-39, Isernhagen: Giesel, 2007.
- VAW: *Werkstoffdatenblatt AlMgMn-Legierungen*. VAW Leichtmetall GmbH, 2002.
- Vollrath, K.: *Tendenzen bei der Verwendung von Aluminium im Schiffbau*. Metall 52 (9), S. 537-540, 1998.
- Vormwald, M.; Seeger, T.: *Crack initiation life estimations for notched specimens with residual stresses based on local strains*. Residual Stressess in Science and Technology, p. 742-750, Oberursel: DGM-Informationsgesellschaft, 1987.
- Wang, P.C.; Corten, H.T.; Lawrence, F.V.: *A fatigue life prediction method for tensile-shear spot welds*. SAE TPS-850370, Soc. Autom. Eng., Warrendale, Pa., 1985.

Werner, S.; Radaj, D.; Sonsino, C. M.: *Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Aluminiumlegierung AlMg4,5Mn (AA5083) nach dem Konzept der Mikrostützwirkung*. Mat.-wiss. u. Werkstofftech. 30, S. 125-135, Weinheim: WILEY-VCH Verlag GmbH, 1999.

Willig, K.: *Schweißen von Koffer- und Zylindertanks aus Al Mg4,5Mn für Straßentankwagen am Beispiel eines zweikammerigen kofferförmigen Tankaufbaus*. DVS 183, S. 59-61, 1997.

Xijing, W.: *Character of melting evaporation in laser beam welding of two aluminium alloys*. Wdg.J. 76 (2), p. 70-73, 1997.

Yung, J.V.; Lawrence, F.V.: *Analytical and graphical aids for the fatigue design of weldments*. Fatigue Fract. Engng. Mat. Struct. 8, No. 3, p. 33-43, 1985.

Zehnder, J.: *Schienenfahrzeuge aus Aluminium: Schweißkonstruktionen oder hybride Bauarten*. DVS 187, S. 96-98, 1997.

Zhang, G.; Sonsino, C.M.: *Ein Kerbspannungskonzept für die schwingfeste Bemessung von Aluminium-Schweißnähten*. MP Materialprüfung Jahrg. 48 (2006) 7-8, S. 358-364, München: Carl Hanser Verlag, 2006.

Zimmermann, M.: *Untersuchungen zur Lebensdauervorhersage einer dynamisch beanspruchten Aluminium-Schweißkonstruktion in der Fahrzeugtechnik*. VDI-Fortschritt-Berichte Nr. 648, Düsseldorf: VDI-Verlag, 2002.

Zwicke, M.: *Schienenfahrzeuge – Aluminium-Integralbauweise bei geschweißten Rohbauwagenkästen*. DLR Werkstoff-Kolloquium '97: Geschweißte Aluminium-Leichtbaustrukturen, 1997.

8.2 Normen und Richtlinien

AD2000-B0: *Berechnung von Druckbehältern*. Berlin: Beuth-Verlag, 2007.

AD2000-HP2/1: *Verfahrensprüfung für Fügeverfahren: Verfahrensprüfung von Schweißverbindungen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2007.

AD2000-S2: *Berechnung auf Wechselbeanspruchung*. Berlin: Beuth-Verlag, 2004.

DIN 4113-2: *Aluminiumkonstruktionen unter vorwiegend ruhender Belastung – Teil 2: Berechnung geschweißter Aluminiumkonstruktionen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2002.

DIN 4766: *Herstellverfahren der Rauheit von Oberflächen. Erreichbare gemittelte Rauhtiefe Rz*. Berlin: Beuth-Verlag, 1981 – zurückgezogen.

DIN 5517-1: *Halbzeug für Schienenfahrzeuge – Teil 1: Übersicht für Stangen, Profile und Bleche aus Aluminium-Knetlegierungen*. Berlin: Beuth-Verlag, 1990.

DIN 8528: *Schweißbarkeit – Metallische Werkstoffe, Begriffe*. Berlin: Beuth-Verlag, 1973.

DIN 15018-1: *Krane – Teil 1: Grundsätze für Stahltragwerke, Berechnung*. Berlin: Beuth-Verlag, 1984.

DIN 18800: *Stahlbauten – Teil 1: Bemessung und Konstruktion*. Berlin: Beuth-Verlag, 1990.

DIN EN 515: *Aluminium und Aluminiumlegierungen. Halbzeuge. Bezeichnungen der Werkstoffzustände*. Berlin: Beuth-Verlag, 1993.

DIN EN 573-3: *Aluminium und Aluminiumlegierungen - Chemische Zusammensetzung und Form von Halbzeug - Teil 3: Chemische Zusammensetzung und Erzeugnisformen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2007.

- DIN EN 1011-4: *Schweißen – Empfehlungen zum Schweißen metallischer Werkstoffe, Teil 4: Lichtbogenschweißen von Aluminium und Aluminiumlegierungen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2001.
- DIN EN 1993-1: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Berlin: Beuth-Verlag, 2005.
- DIN EN 1999-1-1: *Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumbauten – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln, Bemessungsregeln für Hochbauten*. Berlin: Beuth-Verlag, 2000.
- DIN EN 1999-2: *Eurocode 9: Bemessung und Konstruktion von Aluminiumbauten – Teil 2: Ermüdungsfällige Tragwerke*. Berlin: Beuth-Verlag, 2001.
- DIN EN 12663: *Bahnanwendungen - Festigkeitsanforderungen an Wagenkästen von Schienenfahrzeugen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2000.
- DIN EN 13445-3: *Unbefeuerte Druckbehälter - Teil 3: Konstruktion*. Berlin: Beuth-Verlag, 2003.
- DIN EN 13480-3: *Metallische industrielle Rohrleitungen - Teil 3: Konstruktion und Berechnung*. Berlin: Beuth-Verlag, 2002.
- DIN EN 13749: *Bahnanwendungen. Radsätze und Drehgestelle. Spezifikationsverfahren für Festigkeitsanforderungen an Drehgestellrahmen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2005.
- DIN EN 15085-3: *Bahnanwendungen – Schweißen von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen – Teil 3: Konstruktionsvorgaben*. Berlin: Beuth-Verlag, 2008.
- DIN EN ISO 4287: *Oberflächenbeschaffenheit: Tastschnittverfahren. Benennungen, Definitionen und Kenngrößen der Oberflächenbeschaffenheit*. Berlin: Beuth-Verlag, 1998.
- DIN EN ISO 6520-1: *Schweißen und verwandte Prozesse – Einteilung von geometrischen Unregelmäßigkeiten an metallischen Werkstoffen – Teil 1: Schmelzschweißen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2007.
- DIN EN ISO 9692-3: *Empfehlungen für Fugenformen – Teil 3: Metall-Inertgasschweißen und Wolfram-Inertgasschweißen von Aluminium und Aluminiumlegierungen*. Berlin: Beuth-Verlag, 2001.
- DIN EN ISO 10042: *Schweißen – Lichtbogenschweißverbindungen an Aluminium und seinen Legierungen – Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten*. Berlin: Beuth-Verlag, 2006.
- DIN EN ISO 18273: *Schweißzusätze – Massivdrähte und -stäbe zum Schmelzschweißen von Aluminium und Aluminiumlegierungen – Einteilung*. Berlin: Beuth-Verlag, 2004.
- DS 952.01: *Schweißen metallischer Werkstoffe an Schienenfahrzeugen und maschinentechnischen Anlagen*. Hrsg: Bundesbahn Zentralamt. Minden: Deutsche Bundesbahn, 1991. [vorgesehener Ersatz durch DIN 6700 „Schweißen von Schienenfahrzeugen und -fahrzeugteilen“, 2001]

9 Anhang

9.1 Anhang „Literaturrecherche zum Stand der Technik“

9.1.1 Anhang „Gefüge und mechanische Eigenschaften von Aluminiumknetlegierungen“

Tabelle 9.1: Chemische Zusammensetzung von Al Mg_{4,5}Mn_{0,7} (EN AW-5083) und Al Si₁MgMn (EN AW-6082) nach DIN EN 573-3 (11.2007) (Massenanteil in %)

EN AW-6082	EN AW-5083	Bezeichnung der Legierung	
		Numerische Symbole	Chemische Symbole
Al Si ₁ MgMn	Al Mg _{4,5} Mn _{0,7}		
0,7-1,3	0,40	Silizium (Si)	
0,50	0,40	Eisen (Fe)	
0,10	0,10	Kupfer (Cu)	
0,40-1,0	0,40-1,0	Mangan (Mn)	
0,6-1,2	4,0-4,9	Magnesium (Mg)	
0,25	0,05-0,25	Chrom (Cr)	
-	-	Nickel (Ni)	
0,20	0,25	Zink (Zn)	
0,10	0,15	Titan (Ti)	
-	-	Gallium (Ga)	
-	-	Vanadium (V)	
-	-	Bemerkungen	
0,05	0,05	einzel	andere Beimengungen
0,15	0,15	insgesamt	
Rest	Rest	Aluminium (Al)	

Tabelle 9.2: Physikalische Eigenschaften der Legierungen Al Mg_{4,5}Mn (EN AW-5083) und Al Si₁MgMn (EN AW-6082) (Angaben nach [OSTERMANN 2007])

Physikalische Eigenschaft		Al Mg _{4,5} Mn (EN AW-5083)	Al Si ₁ MgMn (EN AW-6082)
Dichte	ρ in g/cm ³	2,66	2,71
Elastizitätsmodul	E in N/mm ²	71000	70000
Schubmodul	G in N/mm ²	26800	26400
Querkontraktionszahl	ν	0,33	0,33
Zugfestigkeit	R_m in N/mm ²	300-420*	130-340**
0,2%-Dehngrenze	$R_{p0,2}$ in N/mm ²	145-370*	60-310**
Bruchdehnung	A_5 in %	23-5*	27-11**
Bruchdehnung	A_{50} in %	22-5*	26-11**
Härte Brinell	HB	70-115*	35-95**
Härte Vickers	HV	75-120*	35-100**
Wechselspannungsfestigkeit (R=-1, N=10 ⁸ , P _{U50})	$\sigma_{d,-1}$ in N/mm ²	125-140*	60-105**
Solidustemperatur	T_{sol} in °C	580	575
Liquidustemperatur	T_{liq} in °C	640	650
Wärmeausdehnungskoeffizient	α in 10 ⁻⁶ /K	23,8	23,1
Wärmeleitfähigkeit	λ in W/(m·K)	110-140	170-220
Elektrische Leitfähigkeit	κ in m/Ωmm ²	16-19	24-32
* Die Werte sind abhängig vom Verfestigungszustand O-HX.			
** Die Werte sind abhängig vom Verfestigungszustand O-T6.			

9.1.2 Anhang „Schmelzschweißen von Aluminiumknetlegierungen“

Tabelle 9.3: Chemische Zusammensetzung der Schweißzusatzwerkstoffe S Al 5183 (Al Mg4,5Mn), S Al 5556A (Al Mg5Mn) und S Al 4043 (Al Si5) nach DIN EN ISO 18273 (05.2004) (Massenanteil in % (m/m))

Al 5556A	Al 5183	Al 4043	Legierungskurzzeichen	
			Numerisch	Chemisch
Al Mg5Mn	Al Mg4,5Mn0,7	Al Si5		
0,25	0,40	4,5-6,0	Silizium (Si)	
0,40	0,40	0,8	Eisen (Fe)	
0,10	0,10	0,30	Kupfer (Cu)	
0,6-1,0	0,50-1,0	0,05	Mangan (Mn)	
5,0-5,5	4,3-5,2	0,05	Magnesium (Mg)	
0,05-0,20	0,05-0,25	-	Chrom (Cr)	
0,20	0,25	0,10	Zink (Zn)	
-	-	-	Gallium (Ga)	
-	-	-	Vanadium (V)	
0,05-0,20	0,15	0,20	Titan (Ti)	
-	-	-	Zirkonium (Zr)	
Rest	Rest	Rest	Aluminium (Al)	
0,0003	0,0003	0,0003	Beryllium (Be)	
0,05	0,05	0,05	einzel	andere Beimengungen
0,15	0,15	0,15	insgesamt	

9.2 Anhang „Untersuchungsobjekt“

Tabelle 9.4: Geometrische und technische Bedingungen für den untersuchten dreiachsigen Muldenkipper der Fa. MEIERLING GmbH & Co. KG

Bezeichnung	Wert	Bemerkung
Achslast	$G_A = 9000kg$	
Fallbeschleunigung	$g_n = 9,81 \frac{m}{s^2}$	
Vordere Lenkerlänge	$L_1 = 500mm$	
Hintere Lenkerlänge	$L_2 = 310mm$	
Achslastverlagerung beim Bremsen	$\Delta F_A = 0$	angenommen
(abhängig von der Bauweise des Fahrzeugs, insbesondere bei Anhängervorderachsen zu berücksichtigen)		
Abbremsung	$z = 80\%$	
Höhe der Anlenkung über der Fahrbahn	$h_A = 728mm$ $h_A = 762mm$	belastet unbelastet
Spurweite	$SP = 2040mm$	
Schwerpunkthöhe über der Fahrbahn	$h_S = 2000mm$	angenommen
Schwerpunkthöhe über dem Federauge	$h_e = h_S - h_A = 1272mm$	belastet
Federmitte	$FM = 1300mm$	
Kraftschlussbeiwert beim Wenden	$\mu_Q = 1,6$	aus Versuchen

Tabelle 9.5: Mechanische Beziehungen für ein Fahrgestell für den Lastfall „Geradeausfahrt“ (schematische Darstellungen und Formeln nach [BPW 2008])

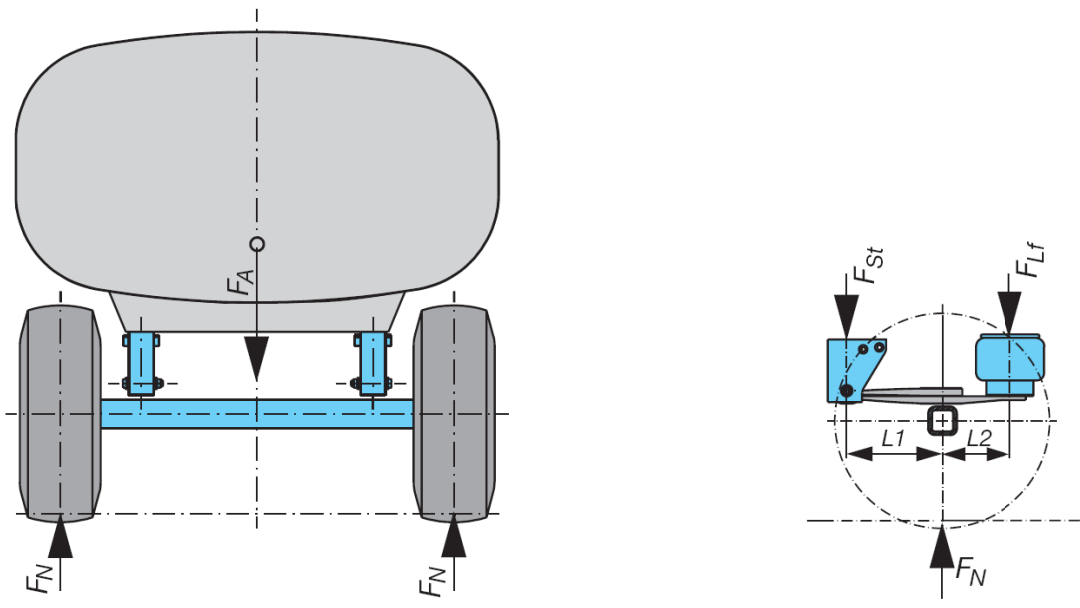
Bezeichnung	Formel	Wert
		
Achskraft (pro Achse)	$F_A = G_A \cdot g_n$	$F_A = 88290\text{ N}$
Radaufstandskraft (pro Rad)	$F_N = \frac{F_A}{2}$	$F_N = 44145\text{ N}$
Stützenkraft (pro Stütze)	$F_{St} = F_N \cdot \frac{L_2}{L_1 + L_2}$	$F_{St} = 16895\text{ N}$
Kraft auf Luftfederbalg (pro Stütze)	$F_{Lf} = F_N \cdot \frac{L_1}{L_1 + L_2}$	$F_{Lf} = 27250\text{ N}$

Tabelle 9.6: Mechanische Beziehungen für ein Fahrgestell für den Lastfall „Bremsen“ (schematische Darstellungen und Formeln nach [BPW 2008])

Bezeichnung	Formel	Wert
Achskraft (pro Achse)	$F_A = G_A \cdot g_n$	
Radaufstandskraft während der Bremsung	$F_{NB} = \frac{F_A \pm \Delta F_A}{2}$	$F_{NB} = 44145N$
Stützenkraft aus Radaufstandskraft	$F_{StN} = F_{NB} \cdot \frac{L_2}{L_1 + L_2}$	$F_{StN} = 16895N$
Balgkraft aus Radaufstandskraft	$F_{LjN} = F_{NB} \cdot \frac{L_1}{L_1 + L_2}$	$F_{LjN} = 27250N$
Bremskraft	$F_B = \frac{z}{100\%} \cdot F_{NB}$	$F_B = 35316N$
Reaktionskraft aus Bremsmoment	$\Delta F_{zB} = \frac{F_B \cdot h_A}{L_1 + L_2}$	$\Delta F_{zB} = 31740,8N$ (belastet)
Stützensumkraft in x-Richtung (Längskraft)	$F_{StX} = F_B$	$F_{StX} = 35316N$
Stützensumkraft in z-Richtung	$F_{StZ} = F_{StN} - \Delta F_{zB}$	$F_{StZ} = -14845,8N$
Luftfederbalggesamtkraft in z-Richtung	$F_{LjZ} = F_{LjN} + \Delta F_{zB}$	$F_{LjZ} = 58990,8N$

Tabelle 9.7: Mechanische Beziehungen für ein Fahrgestell für den Lastfall „Kurvenfahrt“ (schematische Darstellungen und Formeln nach [BPW 2008])

Bezeichnung	Formel	Wert
Achskraft (pro Achse)	$F_A = G_A \cdot g_n$	$F_A = 88290\text{ N}$
Kippgrenze	$F_Q = \frac{F_A \cdot SP}{h_s \cdot 2}$	$F_Q = 45028\text{ N}$
Stützkraft Kurvenaußenseite	$F_{Ka} = \frac{F_A}{2} + \frac{F_Q \cdot h_e}{FM}$	$F_{Ka} = 88203,2\text{ N}$
Stützkraft Kurveninnenseite	$F_{Ki} = \frac{F_A}{2} - \frac{F_Q \cdot h_e}{FM}$	
Stützensumkraft in y-Richtung (Querkraft)	$F_{StY} = \frac{F_Q}{2}$	$F_{StY} = 22514\text{ N}$
Stützensumkraft in x-Richtung (Längskraft)	$F_{StX} = \frac{F_Q \cdot L_1}{FM}$	$F_{StX} = 17318\text{ N}$

Tabelle 9.8: Mechanische Beziehungen für ein Fahrgestell für den Lastfall „Wenden im Stand“ (schematische Darstellungen und Formeln nach [BPW 2008])

Bezeichnung	Formel	Wert
Achskraft (pro Achse)	$F_A = G_A \cdot g_n$	$F_A = 88290\text{ N}$
Seitenkraft auf die Achse	$F_Q = F_A \cdot \mu_Q$	$F_Q = 141260\text{ N}$
Stützensumtkraft in y-Richtung (Querkrft)	$F_{StY} = \frac{F_Q}{2}$	$F_{StY} = 70630\text{ N}$
Stützensumtkraft in x-Richtung (Längskraft)	$F_{StX} = \frac{F_Q \cdot L_1}{FM}$	$F_{StX} = 54331\text{ N}$

9.3 Anhang „Nationale und internationale Regelwerke für den Festigkeitsnachweis von Aluminium-Schweißkonstruktionen“

9.3.1 Anhang „DIN 4113“

Spalte	Zeile	1a	1b	1c		1d	2a	2b	2c	3a		3b	3c	4a	4b	4c	4d	5a	5b
				Werkstoffe, Werkstoffzustände nach	Zustand					Halbzeug	Bänder, Bleche, Platten nach DIN EN 485-2								
1		DIN EN 573-3 EN AW-6005A En AW-AISiMg(A)	DIN 1725 AlMgSi0,7	T6			-	-	-	-	-	-	-	250	200	V ≤ 25 H ≤ 15	165	115	
2a		EN AW-6060 EN AW-AIMgSi	AlMgSi0,5	T6			-	-	-	215	160	≤ 20	170	140	≤ 25	100	60		
2b				T66			-	-	-	-	-	-	195	150	≤ 25	110	65		
3		EN AW-6061 EN AW AlMg1SiCu	AlMg1SiCu	T6/ T651			290	240	≤ 100	290	240	≤ 20	260	240	≤ 25	175	115		
4a		EN AW-6063 EN AW-AIMg0,7Si		T6			-	-	-	220	190	≤ 20	195	160	≤ 25	110	65		
4b				T66			-	-	-	230	195	≤ 20	225	180	≤ 25	130	75		
5a		EN AW-6082 EN AW-AISi1MgMn	AlMgSi1	T6/ T651			295	240	≤ 100	310	240	≤ 20	290	250	V ≤ 25 H ≤ 15 H ≤ 25 ^a	185	125		
5b				T61/ T6151 T5			275	200	≤ 175	-	-	-	-	-	≤ 5	-	-		
13a		EN AW-5083 EN AW- AlMg4,5Mn0,7	AlMg4,5Mn	OH11 H112	P		-	-	-	270	110	≤ 20	270	110	≤ 200	270	110		
13b					W		275	125	≤ 50/ 40°	-	-	-	-	-	-	275	125		
13c				H12			315	250	≤ 40	-	-	-	-	-	-	-	-		
13d				H22/H32 /H116	d		305	215	≤ 40	280	200	≤ 10	-	-	-	275	140		

mit $\beta_z = R_m$ und $\beta_{0,2} = R_{p0,2}$

Bild 9.1: Mechanische Eigenschaften der Legierung für Halbzeuge der entsprechenden Wärmebehandlungszustände (Auszug aus DIN 4113 (09.2002))

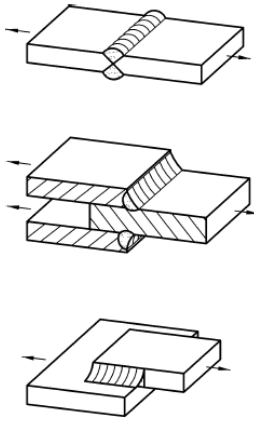
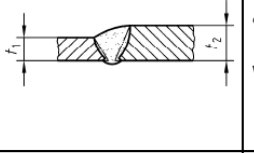
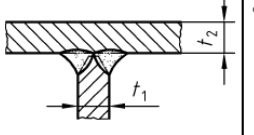
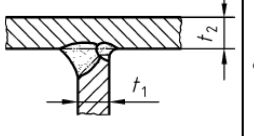
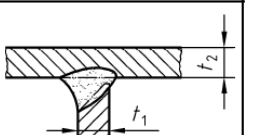
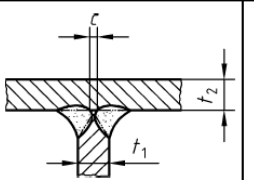
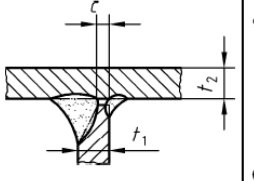
Spalte	1	2	3	4
Zeile	Nahtart	Bild	Rechnerische Nahtdicke a	Bemerkung zur Ausführung
1	Stumpfnah Stirnkehlnah Flankenkehlnah			Führt zu σ Führt zu σ_{\perp} bzw. $\sigma_{w\perp}$ bzw. zu $\tau_{w\perp}$ führt zu τ_w^a
2	Stumpfnah		$a = t_1$ wenn $t_1 \leq t_2$	
3	D(oppel)-HV-Nah (K-Nah)		$a = t_1$	Wurzel durchgeschweißt
4		Kaplage gegengeschweißt 	$a = t_1$	
5		Wurzel durchgeschweißt 		
6	D(oppel)-HV-Nah mit Doppelkehlnah			Wurzel nicht durchgeschweißt
7	HV-Nah mit Kehlnah		$a = t_1 - c$ wenn $c \begin{cases} \leq 1/5 t_1 \\ \leq 3 \text{ mm} \end{cases}$ dann $a = t_1$	

Bild 9.2: Schweißnahtformen und rechnerische Schweißnahtdicken, Teil 1 (Auszug aus DIN 4113 (09.2002))

Spalte	1	2	3	4
Zeile	Nahtart	Bild	Rechnerische Nahtdicke a	
			Bemerkung zur Ausführung	
8	HV-Naht			
9	Kehlnaht		$a \leq 0,7t_1$	Nahtdicke a ist die Höhe des einschreibbaren gleichschenkligen Dreiecks
10	Doppelkehlnaht			
<p>^a In begründeten Ausnahmefällen dürfen Flankenkehlnähte überhöht oder ungleichschenkelig ausgeführt werden und das erhöhte a-Maß auch bei einem entsprechenden Nachweis berücksichtigt werden (siehe 6.3.4). Dies ist z. B. der Fall, wenn die Nahtflanke der Blechdicke entspricht und daher nur auf diese Weise die Anordnung einer kürzeren und trotzdem ausreichend tragfähigen Schweißnaht möglich ist.</p>				

Bild 9.3: Schweißnahtformen und rechnerische Schweißnahtdicken, Teil 2 (Auszug aus DIN 4113 (09.2002))

9.3.2 Anhang „Eurocode 9“

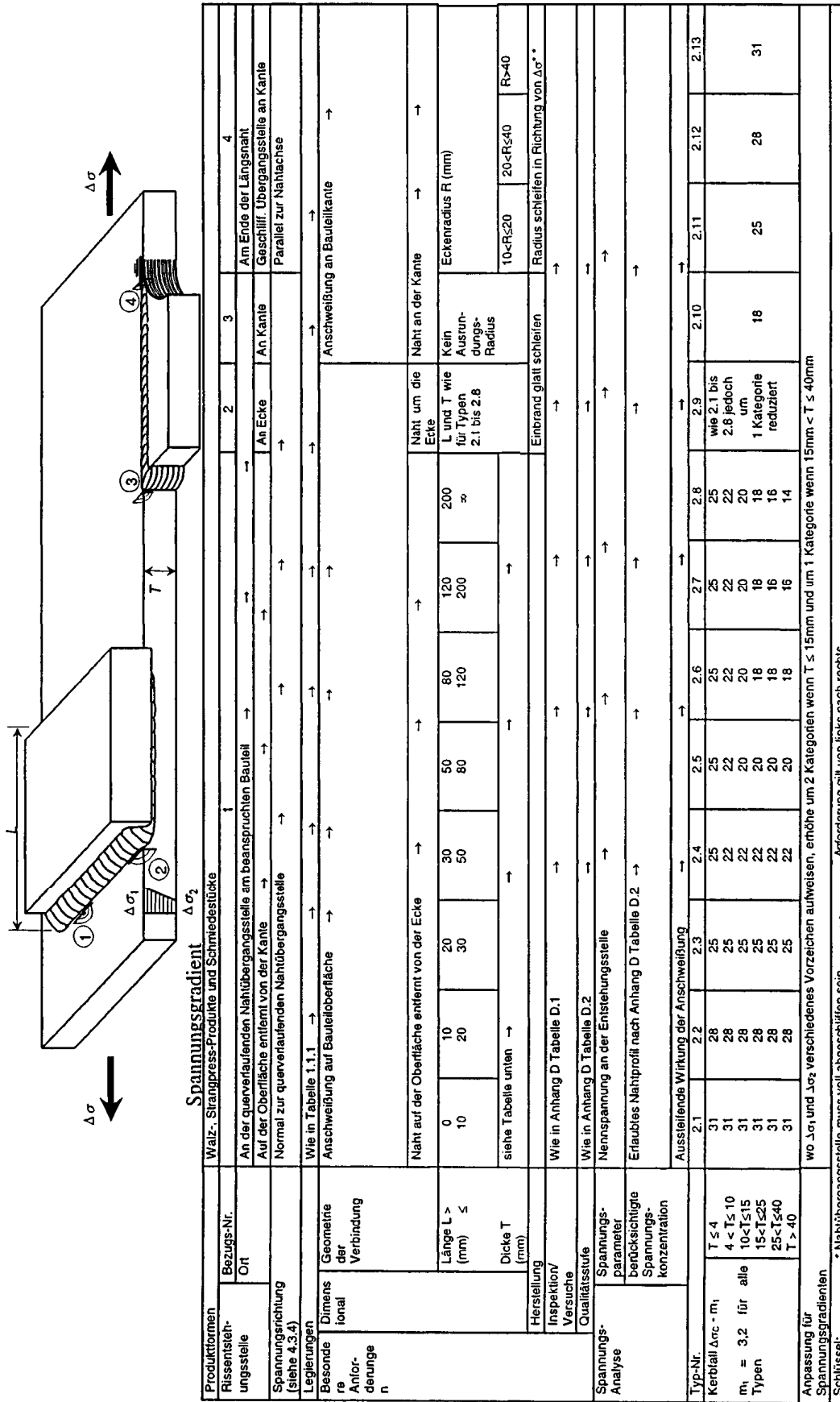
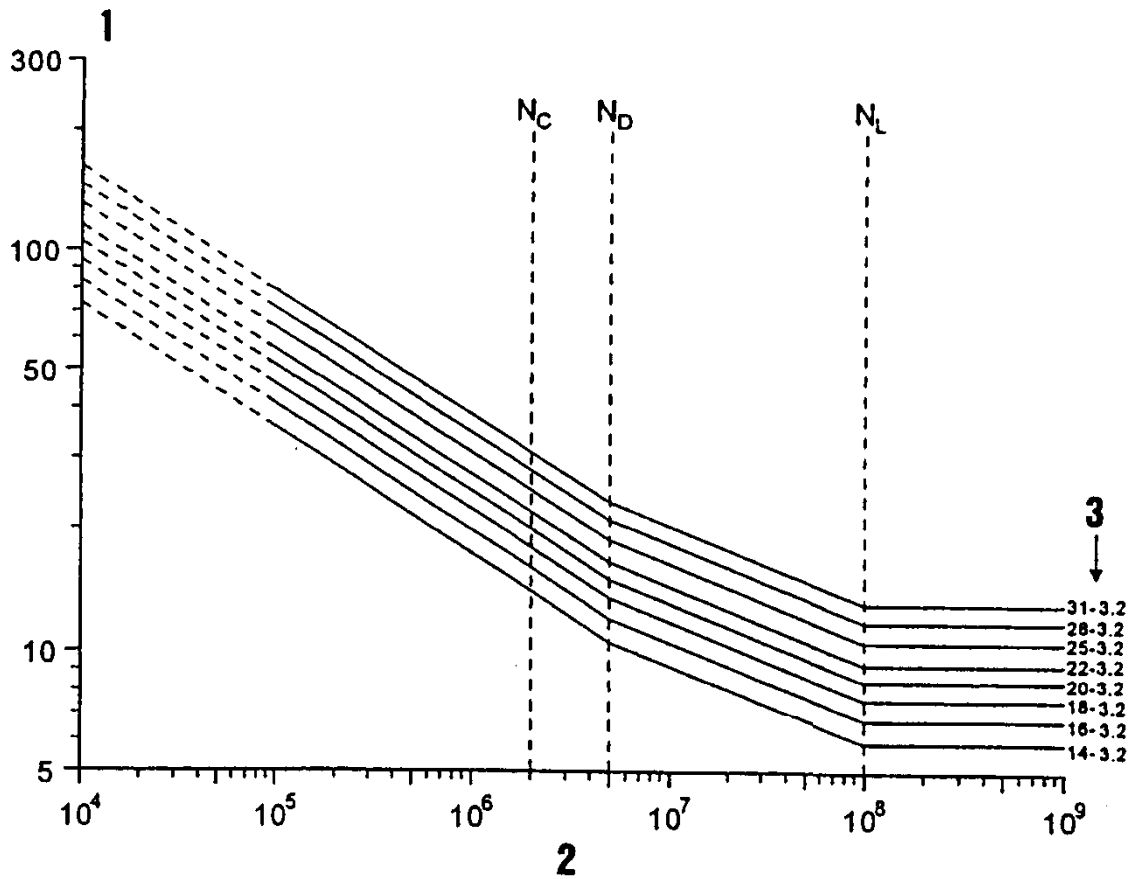


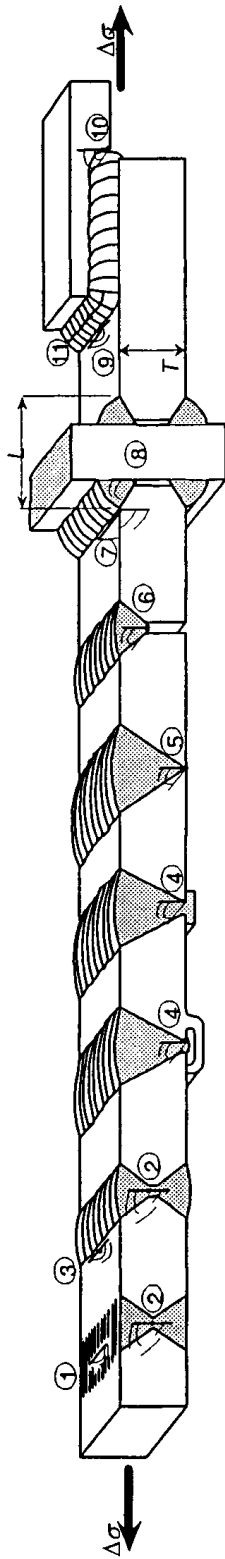
Bild 9.4: Kerbfälle für Bauteile mit Anschweißungen – querliegende Nahtübergangsstelle



- 1 Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, N/mm²
- 2 Anzahl der Spannungszyklen N
- 3 Kerbfall

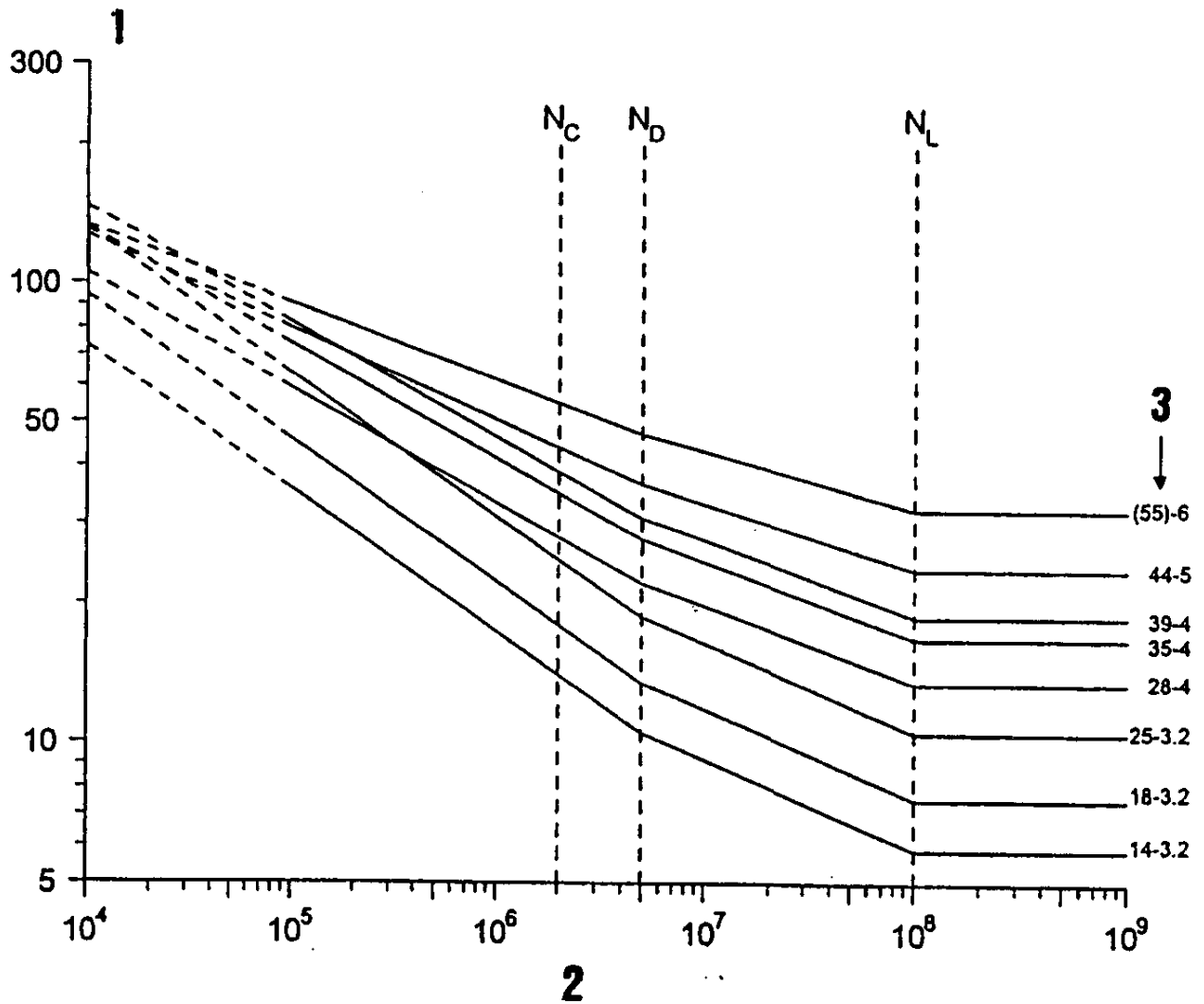
Kerbfall ($N=2 \times 10^6$)		$N=10^5$	$N_D=5 \times 10^6$	$N_L=10^8$
$\Delta\sigma$	m_1	$\Delta\sigma$	$\Delta\sigma_D$	$\Delta\sigma_L$
31	3,2	79,1	23,2	13,1
28	3,2	71,4	21,0	11,8
25	3,2	63,8	18,8	10,6
22	3,2	56,1	16,5	9,3
20	3,2	51,0	15,0	8,4
18	3,2	45,9	13,5	7,6
16	3,2	40,8	12,0	6,8
14	3,2	35,7	10,5	5,9

Bild 9.5: $\Delta\sigma$ -N-Kurven und numerische Werte von $\Delta\sigma$ (in N/mm²) für Bauteile mit Anschweißungen – querliegende Nahtübergangsstelle



Produktformen Rissensteht- ungsstelle	Walz-, Strangpress-Produkte und Schmiedestücke											
	1,2	3,2	4	5	6	7	8	9, 10	11	Gussteile		
Bezugs-Nr. Ort	Fehlstelle auf Übergang od. Innen- Oberfläche oder innen Fehlstelle Normal zur Nahtachse											
Spannungsrichtung (siehe 4.3.4)	→											
Legierungen	Wie in Tabelle 1.1.1											
Besondere An- for- derungen	Verbindungs- Typ	Stumpstoß →										
	Naht-Typ	Stumpnaht →										
	Vorbereitung	beidseitig →										
	Durch- schweißung Übergang	voll →										
Her- stel- lung	Wurzel	Abschrägung 1 zu 4 bei Breiten- oder Dickenänderung geschliffen →										
	Überhöhung	bleichen geschliffen										
Inspektion/ Versuche	Enden	Auslaufbleche an den Enden benutzt, abgeschnitten und bleichen geschliffen in Richtung von $\Delta\sigma$ →										
	Qualitätsstufe	Wie in Anhang D Tabelle D.1 → Wie in Anhang D Tabelle D.2 →										
Span- nungs- analyse	Spannungsparameter	Nettospannung am maßgebenden Nahtquerschnitt und Spannung aus spezifizierten (Versatz-)Exzentrizität (ohne Nahtüberhöhung) Nettoquerschnitt →										
	berücksichtigte Spannungs- konzentration	Nahtprofil, nicht-spezifizierter Exzentrizität und Fehlstellen wie in Anhang D Tabelle D.2 erlaubt →										
Typ-Nr. Kerbfall $\Delta\sigma \cdot m_1$	Ausstieflängs Wirkung des Querelements											
	3.1		3.2	3.3	3.4	3.5	3.6	3.7	3.8	3.9	3.10	3.11 bis 3.20
	(55-6)		44-5	(39-4)	35-4	(35-4)	wie Tabelle 5.1.2(a)		18-3,2	wie Typen 3.1 bis 3.10		minus ein Kerbfall
	(44-5)		28-4	25-3,2	18-3,2	14-3,2	Typ 2.1 bis 2.9		18-3,2	3.6 und 3.7		14-3,2
Schlüssel: NA = nicht anwendbar → Voraussetzung gilt von links nach rechts () Vor Gebrauch der Werte in Klammern siehe 5.2.1(10)												

Bild 9.6: Kerbfälle für Schweißverbindungen zwischen Bauteilen



- 1 Spannungsschwingbreite $\Delta\sigma$, N/mm²
- 2 Anzahl der Spannungszyklen N
- 3 Kerbfall

Kerbfall ($N=2 \times 10^6$)		$N=10^5$	$N_D=5 \times 10^6$	$N_L=10^8$
$\Delta\sigma_C$	m_1	$\Delta\sigma$	$\Delta\sigma_D$	$\Delta\sigma_L$
(55)	6	90,6	47,2	32,5
44	5	80,1	36,6	23,9
39	4	82,5	31,0	18,8
35	4	74,0	27,8	16,8
28	4	59,2	22,3	13,5
25	3,2	63,8	18,8	10,6
18	3,2	54,9	13,5	7,6
14	3,2	35,7	10,5	5,9

Bild 9.7: $\Delta\sigma$ -N-Kurven und numerische Werte von $\Delta\sigma$ (in N/mm²) für Schweißverbindungen zwischen Bauteilen

9.3.3 Anhang „FKM-Richtlinie“

Spannungskennwerte	nicht geschweißt		flächenförmig		geschweißt	
	Schweißnahtübergangsquerschnitt		Schweißnahtübergangsquerschnitt		Schweißnahtübergangsquerschnitt	
Spannungsart	Normalspannung in x	Normalspannung in y	Normalspannung in x	Normalspannung in y	Normalspannung in x	Normalspannung in y
Symbol	$S_{zlx} = S_x$	$S_{zy} = S_y$	$S_{zlx} = S_x$	$S_{zy} = S_y$	$S_{w,x} = \sqrt{S_{zlx}^2 + T_{zlx}^2 + T_{l,zlx}^2}$	$S_{w,y} = \sqrt{S_{zly}^2 + T_{zly}^2 + T_{l,zly}^2}$
Maximalwert	$S_{max,ex,x}$	$S_{max,ex,y}$	$S_{max,ex,x}$	$S_{max,ex,y}$	$S_{max,ex,w,y}$	$T_{max,ex,w,y}$
Minimalwert	$S_{min,ex,x}$	$S_{min,ex,y}$	$S_{min,ex,x}$	$S_{min,ex,y}$	$S_{min,ex,w,y}$	$T_{min,ex,w,y}$
Bauteil-Normwerte	Aus Halbzug- bzw. Probenstück-Normwerten R_{mH} und R_{pH}		Aus Bauteil-Zeichnungswerten $R_{m,z}$ und $R_{p,z}$		Aus Bauteil-Zeichnungswerten $R_{m,z}$ und $R_{p,z}$	
	Zugfestigkeit	$R_m = K_{um} \cdot K_A \cdot R_{mH}$	$R_m = 0,94 \cdot R_{m,z}$			$R_m = R_{m,z}$
Fließgrenze	$R_p = K_{4p} \cdot K_A \cdot R_{pH}$		$R_p = \frac{K_{4p}}{K_{2m}} \cdot \frac{K_{pH}}{R_{mH}} \cdot R_m$		$R_p = \frac{K_{4p}}{K_{2m}} \cdot \frac{K_{pH}}{R_{mH}} \cdot R_{m,z}$	
	Nichtgeschweißt					
Werkstoff-Festigkeitskennwerte	Stahl und Eisengusswerkstoff		Andere Werkstoffgruppen		Aluminiumwerkstoff	
	Nichtrostender Stahl		Aluminiumwerkstoff		Aluminiumgusswerkstoff	
	$d_{def} \leq 7,5 \text{ mm}$		$d_{def} \leq d_{def,NP}$		$d_{def} \leq d_{def,NP}$	
	$K_{um} = 1207$		$K_{um} = 1$		$K_{um} = 1$	
	$K_{up} = 1207 \cdot (d_{def} / 7,5 \text{ mm})^{-0,1022}$		$K_{up} = 1 - 0,7686 \cdot a_{um} \cdot \lg(d_{def} / 7,5 \text{ mm})$		$K_{up} = 1$	
	$K_{up} = 1207 \cdot (d_{def} / 7,5 \text{ mm})^{-0,1922}$		$K_{up} = 1 - 0,7686 \cdot a_{up} \cdot \lg(d_{def} / 7,5 \text{ mm})$		$K_{up} = 1$	
	$K_{up} = 1207$		$K_{up} = 1$		$K_{up} = 1$	
	$K_{up} = 1207 \cdot (d_{def} / 7,5 \text{ mm})^{-0,1022}$		$K_{up} = 1 - 0,7686 \cdot a_{up} \cdot \lg(d_{def} / 7,5 \text{ mm})$		$K_{up} = 1$	
	$K_{up} = 1207 \cdot (d_{def} / 7,5 \text{ mm})^{-0,1922}$		$K_{up} = 1 - 0,7686 \cdot a_{up} \cdot \lg(d_{def} / 7,5 \text{ mm})$		$K_{up} = 1$	
	Technologischer Größtenfaktor		Stahl und Eisengusswerkstoff		Aluminium	
Anisotropiefaktor		Eisen-gusswerkstoff		Aluminiumnetzwerkstoff		
Druckfestigkeitsfaktor		Mehrachsiges Spannungen		Spannung in bevorzugter Bearbeitungsrichtung		
Schubfestigkeitsfaktor		K _A = 1		K _A = 1		
Temperaturfaktoren		Zugspannungen (Zug oder Biegezug)		Druckspannungen (Druck oder Biegedruck)		
		$f_e = 1$		$f_e > 1$		
		$R_{um} = f_e \cdot R_m$		$R_{um} = f_e \cdot R_m$		
		$R_{up} = f_e \cdot R_p$		$R_{up} = f_e \cdot R_p$		
		$K_{T,m}, K_{T,p}$		$K_{T,m}, K_{T,p}$		
Konstruktionskennwerte	nicht geschweißt		flächenförmig		geschweißt	
	Schweißnahtübergangsquerschnitt		Schweißnahtübergangsquerschnitt		Schweißnahtübergangsquerschnitt	
	Spannungsart	Zug oder Druck in x	Zug oder Druck in x	Zug oder Druck in y	Zug oder Druck in x	Zug oder Druck in y
Konstruktionskennwerte	K _{Sk,x} = 1		K _{Sk,y} = 1		K _{Sk,x} = 1	
	K _{Sk,y} = 1		K _{Sk,x} = 1		K _{Sk,y} = 1	
Statistische Bauteilfestigkeit	Zug oder Druck in x		Zug oder Druck in x		Zug oder Druck in x	
	Zug oder Druck in y		Zug oder Druck in y		Zug oder Druck in y	
Nennwert		$S_{Sk,x} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$S_{Sk,x} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$S_{Sk,y} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$S_{Sk,y} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$
Nennwert		$S_{Sk,y} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$S_{Sk,x} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$S_{Sk,y} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$S_{Sk,x} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$
Nennwert		$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,y}}$	$T_{Sk} = \frac{f_e \cdot R_m}{K_{Sk,x}}$

Bild 9.8: Vorgehensweise nach dem Nennspannungskonzept der FKM-Richtlinie für statisch belastete Bauteile (Fortsetzung auf der nächsten Seite)

		Stahl				Eisengusswerkstoff mit $A_0 \geq 12,5\%$				Aluminiumwerkstoff mit $A_0 \geq 12,5\%$				Aluminiumgusswerkstoff			
Sicherheit Sicherheitsfaktoren	Zugfestigkeit R_m oder Warmfestigkeit $R_{m,T}$	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	j_m	Kein duktilies Verhalten, mit örtlichen Spannungen rechnen!	
	Fließgrenze R_p oder Warmdehnungsgrenze $R_{p,T}$	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	j_p	Tabelle 1.5.1		
	Zeitstandfestigkeit $R_{m,t}$	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}	j_{nt}			Tabelle 1.5.2
	Zeitdehnungsgrenze $R_{p,t}$	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}	j_{pt}			
Allgemein		Normale Temperatur				Vereinfachungen				$R_p/R_m \leq 0,75$				$R_p/R_m > 0,75$			
Gesamtsicherheitsfaktor	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$	$f_{ges} = \text{MAX} \left(\frac{j_m}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_p}{K_{T,p}} \cdot \frac{j_{nt}}{K_{T,m}} \cdot \frac{j_{pt}}{K_{T,p}} \cdot \frac{R_m}{R_p} \right)$		

Bauteil	Spannungsart	Einzelne Spannungsarten				geschweißte				
		nicht geschweißte		geschweißte		Schweißnahtübergangsglied		Schweißnahtquerschnitt		
Auslastungsgrad	Zug oder Druck in x	$a_{sk,x} = \frac{S_{\text{max,sk,x}}}{S_{\text{sk,x}}} \leq 1$	$a_{sk,y} = \frac{S_{\text{max,sk,y}}}{S_{\text{sk,y}}} \leq 1$	$a_{sk,z} = \frac{T_{\text{max,sk}}}{T_{\text{sk}}} \leq 1$	$a_{sk,x} = \frac{S_{\text{max,sk,x}}}{S_{\text{sk,x}}} \leq 1$	$a_{sk,y} = \frac{S_{\text{max,sk,y}}}{S_{\text{sk,y}}} \leq 1$	$a_{sk,z} = \frac{T_{\text{max,sk}}}{T_{\text{sk}}} \leq 1$	$a_{sk,sv} = \frac{S_{\text{max,sk,sv}}}{S_{\text{sk,sv}}} \leq 1$	$a_{sk,sv} = \frac{T_{\text{max,sk,sv}}}{T_{\text{sk,sv}}} \leq 1$	
	Zug oder Druck in y	$a_{sk,x} = \frac{S_{\text{max,sk,x}}}{S_{\text{sk,x}}} \leq 1$	$a_{sk,y} = \frac{S_{\text{max,sk,y}}}{S_{\text{sk,y}}} \leq 1$	$a_{sk,z} = \frac{T_{\text{max,sk}}}{T_{\text{sk}}} \leq 1$	$a_{sk,x} = \frac{S_{\text{max,sk,x}}}{S_{\text{sk,x}}} \leq 1$	$a_{sk,y} = \frac{S_{\text{max,sk,y}}}{S_{\text{sk,y}}} \leq 1$	$a_{sk,z} = \frac{T_{\text{max,sk}}}{T_{\text{sk}}} \leq 1$	$a_{sk,sv} = \frac{S_{\text{max,sk,sv}}}{S_{\text{sk,sv}}} \leq 1$	$a_{sk,sv} = \frac{T_{\text{max,sk,sv}}}{T_{\text{sk,sv}}} \leq 1$	
Nachweis	Zusammengesetzte Spannungsarten									
	nicht geschweißte					geschweißte				
Auslastungsgrad	$a_{sk,sv} = q \cdot a_{NH} + (1-q) \cdot a_{GH} \leq 1$ $a_{NH} = \frac{1}{2} \left(s_x + s_y + \sqrt{(s_x - s_y)^2 + 4 \cdot t} \right)$ $a_{GH} = \sqrt{s_x^2 + s_y^2 - s_x \cdot s_y + t^2}$ $q = \frac{\sqrt{3} - t}{\sqrt{3} - 1}$					$a_{sk,sv} = \sqrt{a_{sk,sv,x}^2 + a_{sk,sv,y}^2 + a_{sk,sv,z}^2} \leq 1$				

Bild 9.8: Vorgehensweise nach dem Nennspannungskonzept der FKM-Richtlinie für statisch belastete Bauteile (Fortsetzung)

9.3.4 Anhang „IIW-Empfehlungen“




No.	Structural Detail	Description (St.= steel; Al.= aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and Remarks
200 Butt welds, transverse loaded					
211		Transverse loaded butt weld (X-groove or V-groove) ground flush to plate, 100% NDT	112	45	All welds ground flush to surface, grinding parallel to direction of stress. Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges to be ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment < 5% Required quality cannot be inspected by NDT !
212		Transverse butt weld made in shop in flat position, NDT weld reinforcement < 0.1 · thickness	90	36	Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges to be ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment < 5%
213		Transverse butt weld not satisfying conditions of 212, NDT Al.: Butt weld with toe angle ≤ 50° Butt welds with toe angle > 50°	80	32 25	Weld run-on and run-off pieces to be used and subsequently removed. Plate edges to be ground flush in direction of stress. Welded from both sides. Misalignment < 10%

Bild 9.9: Schwingfestigkeit von Stumpfstoßen nach dem Nennspannungskonzept der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006]

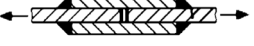
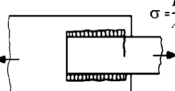
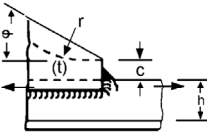

No.	Structural Detail	Description (St.= steel; Al.= aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and Remarks
611		Transverse loaded lap joint with fillet welds Fatigue of parent metal Fatigue of weld throat	63 45	22 16	Stresses to be calculated in the main plate using a plate width equalling the weld length. Buckling avoided by loading or design!
612		Longitudinally loaded lap joint with side fillet welds Fatigue of parent metal Fatigue of weld (calc. on max. weld length of 40 times the throat of the weld)	50 50	18 18	Weld terminations more than 10 mm from plate edge. Buckling avoided by loading or design! For verification of parent metal, the higher stress of both members has to be taken.
613		Lap joint gusset, fillet welded, non-load-carrying, with smooth transition (sniped end with φ < 20° or radius), welded to loaded element c < 2 · t, but c ≤ 25 mm to flat bar to bulb section to angle section	63 56 50	22 20 18	t = thickness of gusset plate
614		Transverse loaded overlap joint with fillet welds. Stress in plate at weld toe (toe crack) Stress in weld throat (root crack)	63 36	22 12	Stresses to be calculated using a plate width equalling the weld length. For stress in plate, excentricity to be considered, as given in chapters 3.8.2 and 6.3. Both failure modes have to be assessed separately

Bild 9.10: Schwingfestigkeit von Überlappstoßen nach dem Nennspannungskonzept der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006]

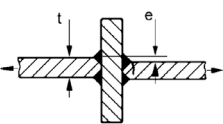
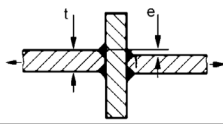
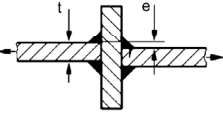
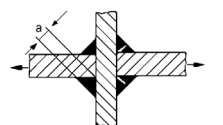
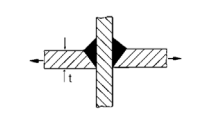
No.	Structural Detail	Description (St.= steel; Al.= aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and Remarks
400 Cruciform joints and/or T-joints					
411		Cruciform joint or T-joint, K-butt welds, full penetration, no lamellar tearing, misalignment $e < 0.15 \cdot t$, weld toes ground, toe crack	80	28	Material quality of intermediate plate has to be checked against susceptibility of lamellar tearing. Misalignment $< 15\%$ of primary plate.
412		Cruciform joint or T-joint, K-butt welds, full penetration, no lamellar tearing, misalignment $e < 0.15 \cdot t$, toe crack Single sided T-joints and cruciform joints without misalignment	71 80	25 28	Material quality of intermediate plate has to be checked against susceptibility of lamellar tearing. Misalignment $< 15\%$ of loaded plate.
413		Cruciform joint or T-joint, fillet welds or partial penetration K-butt welds, no lamellar tearing, misalignment $e < 0.15 \cdot t$, toe crack	63	22	Material quality of intermediate plate has to be checked against susceptibility of lamellar tearing. Misalignment $< 15\%$ of loaded plate. Also to be assessed as 414
414		Cruciform joint or T-joint, fillet welds or partial penetration K-butt welds including toe ground joints, weld root crack. For $a/t \leq 1/3$	36 40	12 14	Analysis based on stress in weld throat Also to be assessed as 413. Ratio a/t is calculated from weld throat over wall thickness
415		Cruciform joint or T-joint, single-sided arc or laser beam welded V-butt weld, full penetration, no lamellar tearing, misalignment $e < 0.15 \cdot t$, toe crack. Root inspected. If root is not inspected, then root crack	71 36	25 12	

Bild 9.11: Schwingfestigkeit von Kreuz- oder T-Stößen nach dem Nennspannungskonzept der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006]

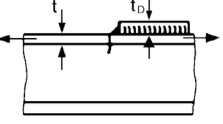
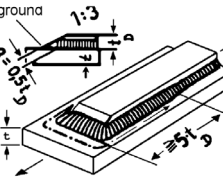
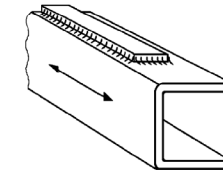
No.	Structural Detail	Description (St.= steel; Al.= aluminium)	FAT St.	FAT Al.	Requirements and Remarks
700 Reinforcements					
711		End of long doubling plate on I-beam, welded ends (based on stress range in flange at weld toe) $t_D \leq 0.8 t$ $0.8 t < t_D \leq 1.5 t$ $t_D > 1.5 t$	56 50 45	20 18 16	End zones of single or multiple welded cover plates, with or without frontal welds. If the cover plate is wider than the flange, a frontal weld is needed. No undercut at frontal welds!
712		End of long doubling plate on beam, reinforced welded ends ground (based on stress range in flange at weld toe) $t_D \leq 0.8 t$ $0.8 t < t_D \leq 1.5 t$ $t_D > 1.5 t$	71 63 56	28 25 22	Grinding parallel to stress direction.
721		End of reinforcement plate on rectangular hollow section. wall thickness: $t < 25 \text{ mm}$	50	20	No undercut at frontal weld!

Bild 9.12: Schwingfestigkeit von aufgeschweißten Versteifungen nach dem Nennspannungskonzept der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006]

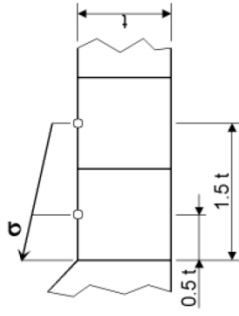
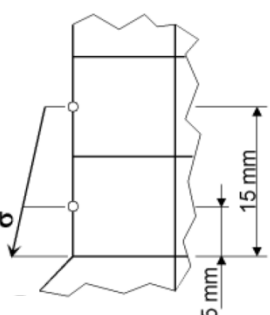
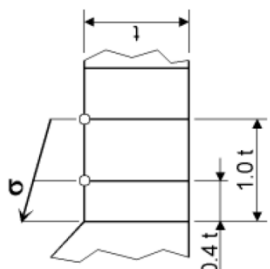
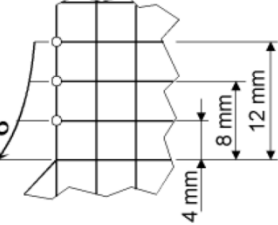
No.	Structural detail	Description	Requirements	FAT Steel	FAT Alu.
1		Butt joint	As welded, NDT	100	40
2		Cruciform or T-joint with full penetration K-butt welds	K-butt welds, no lamellar tearing	100	40
3		Non load-carrying fillet welds	Transverse non-load carrying attachment, not thicker than main plate, as welded	100	40
4		Bracket ends, ends of longitudinal stiffeners	Fillet welds welded around or not, as welded	100	40
5		Cover plate ends and similar joints	As welded	100	40
6		Cruciform joints with load-carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
7		Lap joint with load carrying fillet welds	Fillet welds, as welded	90	36
8		Type "b" joint with short attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	100	40
9		Type "b" joint with long attachment	Fillet or full penetration weld, as welded	90	36

Bild 9.13: Schwingfestigkeit konstruktiver Details nach dem Strukturspannungskonzept der IIW-Richtlinie [Hobbacher 2006]

9.4 Anhang „Numerische Berechnung“

9.4.1 Anhang „Vorgehensweise der numerischen Berechnung“

Tabelle 9.9: Empfehlungen zur Vernetzung und Extrapolation nach den IIW-Richtlinien [Hobbacher 2006]

Elementgröße	Grobe Vernetzung		Feine Vernetzung	
	Hot Spot Typ a	Hot Spot Typ b	Hot Spot Typ a	Hot Spot Typ b
Shell	$t \times t$, maximal $t \times \frac{1}{2}w$	$10mm \times 10mm$	$\leq 0,4 \cdot t \times t$, oder $0,4 \cdot t \times \frac{1}{2}w$	$\leq 4mm \times 4mm$
Solid	$t \times t$, maximal $t \times w$	$10mm \times 10mm$	$\leq 0,4 \cdot t \times t$, oder $0,4 \cdot t \times \frac{1}{2}w$	$\leq 4mm \times 4mm$
Shell	$0,5 \cdot t$, $1,5 \cdot t$ Kantenmittelpunkt	$5mm / 15mm$ Kantenmittelpunkt	$0,4 \cdot t$, $1,0 \cdot t$ Knotenpunkt	$4mm / 8mm / 12mm$ Knotenpunkt
Solid	$0,5 \cdot t$, $1,5 \cdot t$ Flächenmittelpunkt	$5mm / 15mm$ Flächenmittelpunkt	$0,4 \cdot t$, $1,0 \cdot t$ Knotenpunkt	$4mm / 8mm / 12mm$ Knotenpunkt
Extrapolationspunkte				
Shell	<ul style="list-style-type: none"> - 8-Knoten-Elemente - Shell-Elemente in den Mittenflächen der Bleche (Blechedicke als Elementeigenschaft) - Anschlussbleche bis zur Mittenfläche verlängern oder mit starren Verbindungen verknüpfen - Bei großer Biegung können die Schweißnähte als verstärkte Blechstreifen, schräge Elemente oder als starre Verbindungen modelliert werden. 			
Solid	<ul style="list-style-type: none"> - 20-Knoten-Elemente - 1 Element über der Dicke 			
Extrapolation	$\sigma_{\text{erm,Hot-Spot}} = 1,5 \cdot \sigma(0,5t) - 0,5 \cdot \sigma(1,5t)$ (linear)	$\sigma_{\text{erm,Hot-Spot}} = 1,5 \cdot \sigma_1 - 0,5 \cdot \sigma_2$ (linear)	$\sigma_{\text{erm,Hot-Spot}} = 1,67 \cdot \sigma(0,4t) - 0,67 \cdot \sigma(1,0t)$ (linear)	$\sigma_{\text{erm,Hot-Spot}} = 3 \cdot \sigma(4mm) - 3 \cdot \sigma(8mm) + \sigma(12mm)$ (quadratisch)
Randbedingungen	<ul style="list-style-type: none"> - gilt nur für $t \geq 4mm$ - Rissbildung nur an Oberflächen und nicht tragend - keine Unstetigkeiten in der näheren Umgebung - Spannungsgradient am Hot Spot nicht zu groß 	<ul style="list-style-type: none"> - gilt nur für $t \geq 4mm$ - Rissbildung nur an Oberflächen und nicht tragend - gleiche Elemente verwenden - Elementgröße darf nicht variiert werden, weil die Extrapolationsmethode stark von der Elementgröße abhängt. 	<ul style="list-style-type: none"> - gilt nur für $t \geq 4mm$ - Rissbildung nur an Oberflächen und nicht tragend - Unterscheidung zwischen voll lasttragend und nicht tragend - Netz so fein, dass die Singularität am Schweißnahtübergang die Spannungen an den Extrapolationspunkten nicht überstreifen 	<ul style="list-style-type: none"> - gilt nur für $t \geq 4mm$ - Rissbildung nur an Oberflächen und nicht tragend - Unterscheidung zwischen voll lasttragend und nicht tragend - Netz so fein, dass die Singularität am Schweißnahtübergang die Spannungen an den Extrapolationspunkten nicht überstreifen

9.4.2 Anhang „Numerische Ermittlung der Formzahlen“

Tabelle 9.10: Beanspruchung und Randbedingungen der untersuchten Lastfälle

Lastfall	Beanspruchung	Last	Einspannung	Skizze
Lastfall 1	Zugbeanspruchung	Flächenlast	feste Einspannung an oberer Fläche	
Lastfall 2	Zug- und Biegebeanspruchung	Flächenlast	feste Einspannung an linker Seitenfläche	
Lastfall 3	Zug- und Biegebeanspruchung	Flächenlast	feste Einspannung an linker und rechter Seitenfläche	

9.5 Anhang „Experimentelle Untersuchung“

9.5.1 Anhang „Schweißen von nicht artgleichen Aluminiumlegierungen“



Bild 9.14: Probenpräparation für die Gefüge- und Härteuntersuchung, nach dem Polieren (links), nach dem Ätzen (Mitte) sowie Markierungen für die Härtemessung (rechts)

Tabelle 9.11: Schweißparameter der Untersuchung „Schweißen nicht artgleicher Legierungen“

	M1/M2	M3/M4	M5/M6
naturharte Aluminiumlegierung	Al Mg _{4,5} Mn _{0,7} (EN AW-5083)	Al Mg _{4,5} Mn _{0,7} (EN AW-5083)	Al Mg _{4,5} Mn _{0,7} (EN AW-5083)
aushärtbare Aluminiumlegierung	Al Si1MgMn (EN AW-6082)	Al Si1MgMn (EN AW-6082)	Al Si1MgMn (EN AW-6082)
Zusatzwerkstoff	S Al5556A (Al Mg ₅ Mn)	S Al5183 Al Mg _{4,5} Mn _{0,7}	S Al 4043 (Al Si5)
Stromstärke in A	150	150	151
Spannung in V	21,0	21,0	22,7
Drahtvorschub in mm/min	8,9	8,9	8,9
Tischvorschub in m/min	0,48	0,48	0,48
Nahtvorbereitung	Fasen auf beiden Blechen 2,7x45°		
Winkel und Abstand des Brenners	15° stechend, 10mm Abstand		
Schweißrichtung	gleichläufig		
Lichtbogenart	Impulslichtbogen		

9.5.2 Anhang „Untersuchungen zum Einfluss der Badstützengeometrie auf den Schweißprozess und die Schweißnahtgeometrie“

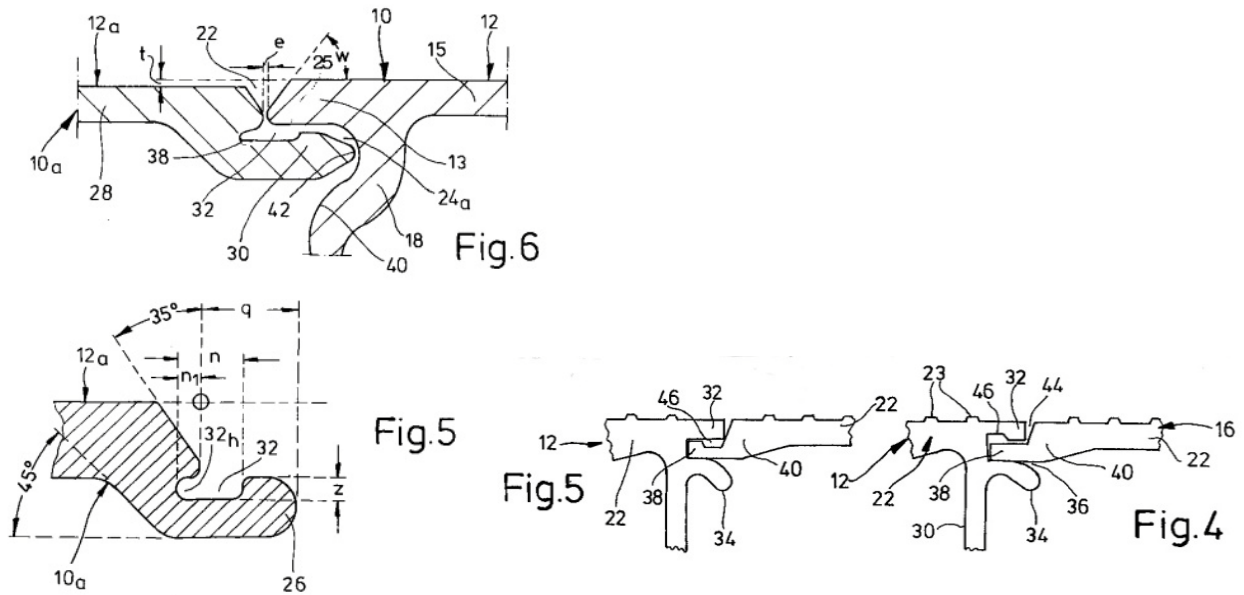


Bild 9.15: Auszug aus Patenten der Fa. ALUSUISSE

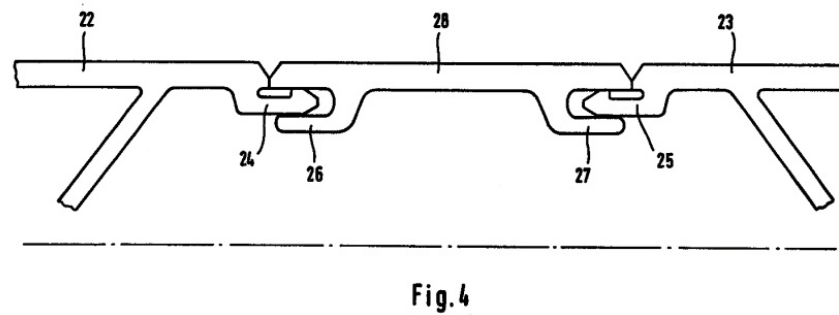


Fig. 3

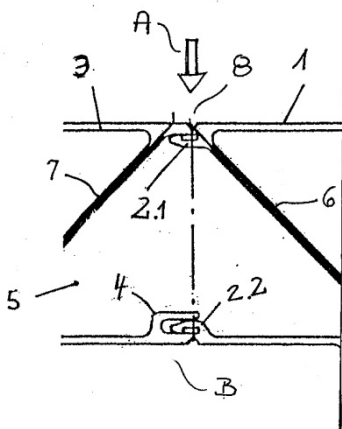


Fig. 1

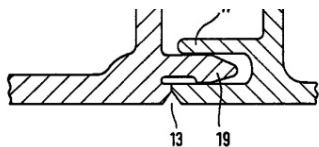
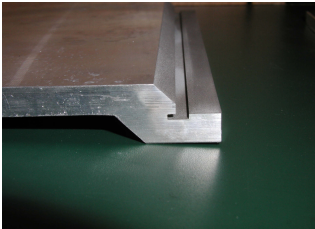
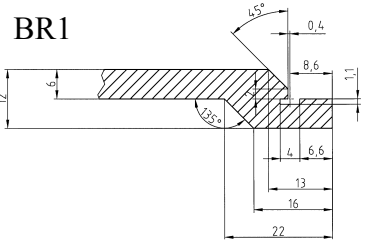
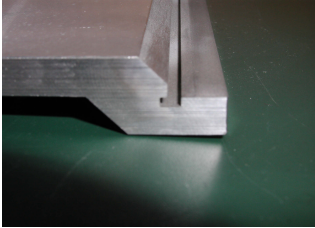
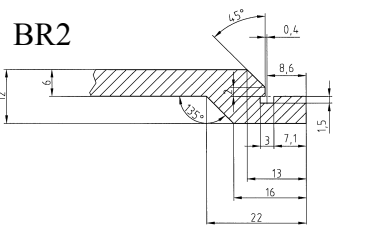
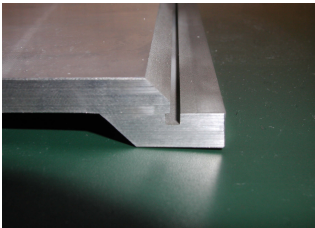
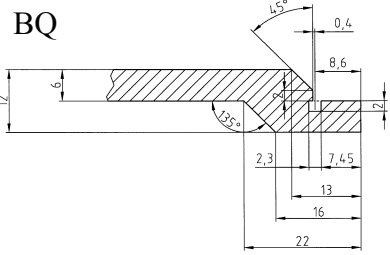
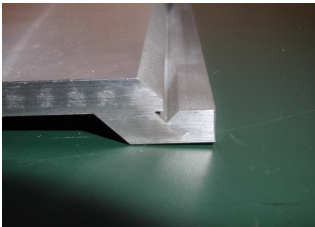
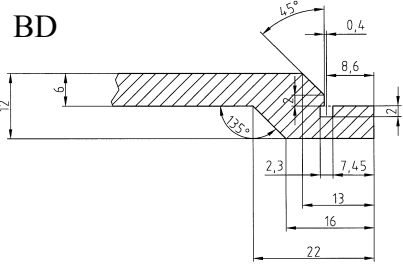
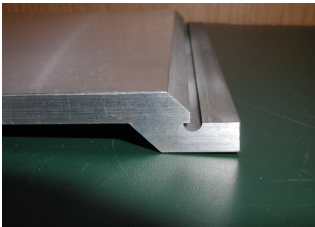
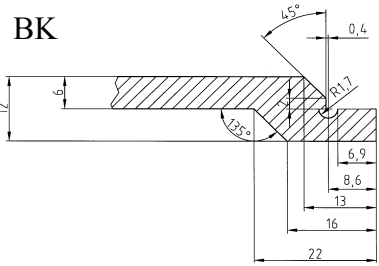


Bild 9.16: Auszug aus Patenten der Fa. VAW

Tabelle 9.12: Geometrien und Schweißparameter für die Schweißproben mit integrierten Badstützenvarianten

		Stromstärke in A	Spannung in V	Drahtvorschub in m/min	Tischvorschub (v) in m/min	Lichtbogenart	Lichtbogen- breite
	<p>BR1</p> 	200	24,8	9	0,331	Impulslichtbogen	-3
	<p>BR2</p> 	203	24,6	9	0,331	Impulslichtbogen	-3
	<p>BQ</p> 	201	24,8	9	0,331	Impulslichtbogen	-3
	<p>BD</p> 	198	24,5	9	0,331	Impulslichtbogen	-3
	<p>BK</p> 	200	24,2	9	0,331	Impulslichtbogen	-3

Maße in Millimeter

Schweißnaht		Fugenform					Empfohlener Schweißprozess ^c	Bemerkungen			
Ref.-Nr. ^a	Werkstückdicke t	Benennung	Symbol ^b	Darstellung	Schnitt	Öffnungswinkel Flankenwinkel α, β			Stegabstand b	Steghöhe c	Andere Maße
1.1	$t \leq 2$	Bördelnaht				—	—	—	—	141	
1.2	$t \leq 4$	I-Naht				—	$b \leq 2$	—	—	141	Brechung an der Wurzel-seite wird empfohlen.
		I-Naht mit Unterlage				—	$b \leq 1,5$	—	—	131	
1.3	$3 \leq t \leq 5$	V-Naht				$\alpha \geq 50^\circ$	$b \leq 3$	—	—	141	
		V-Naht mit Unterlage				$60^\circ \leq \alpha \leq 90^\circ$	$b \leq 2$	$c \leq 2$	—	131	

Bild 9.17: Fugenformen für einseitig geschweißte Stumpfnahte, Auszug aus DIN EN ISO 9692-3 (07.2001)

Tabelle 9.13: Darstellung der Ergebnisse der Badstützengeometrie „Rechteck 1“


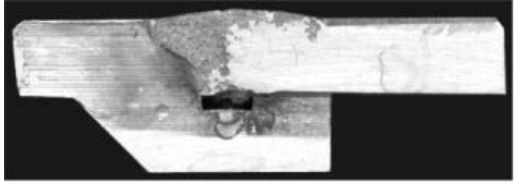

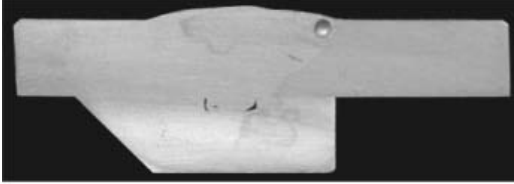

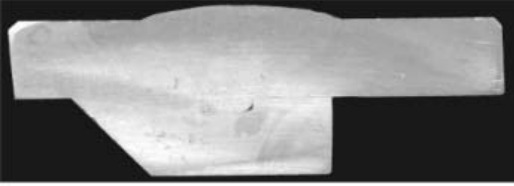

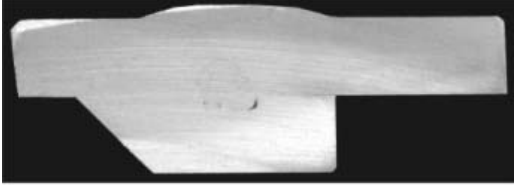

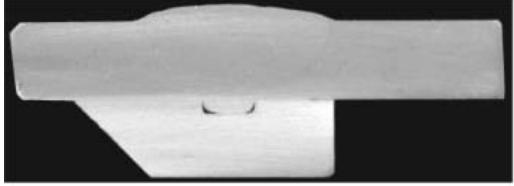
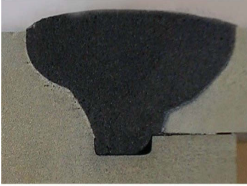
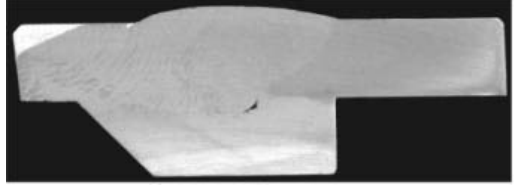
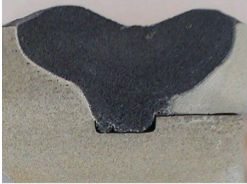
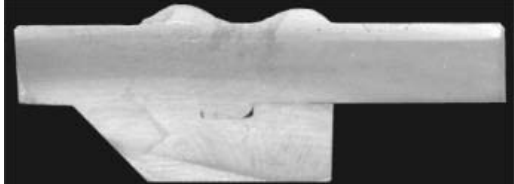
Bezeichnung	Foto	Scan
BR1 – Anfang		
BR1 – 1		
BR1 – 2		
BR1 – 3		
BR1 – 4		
BR1 – 5		
BR1 – Ende		

Tabelle 9.14: Darstellung der Ergebnisse der Badstützengeometrie „Rechteck 2“

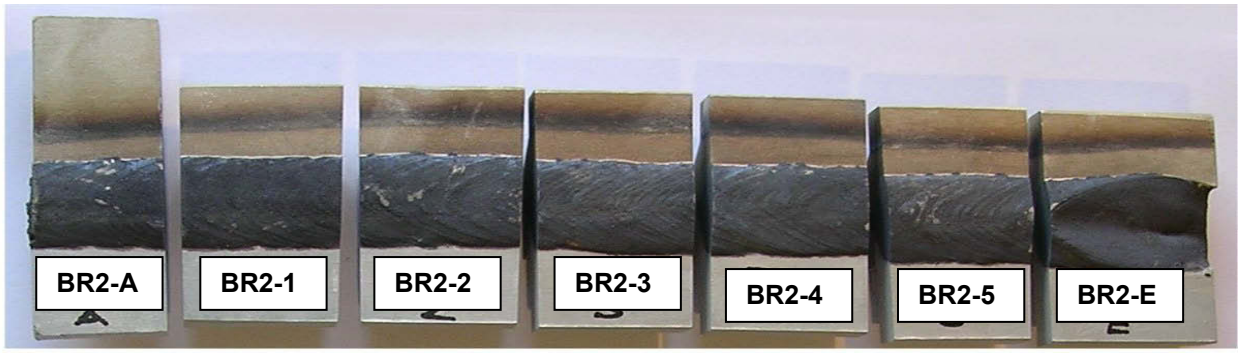
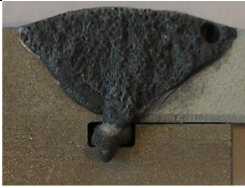
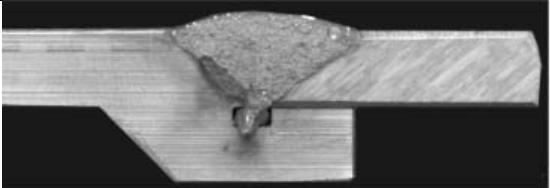
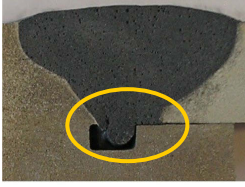
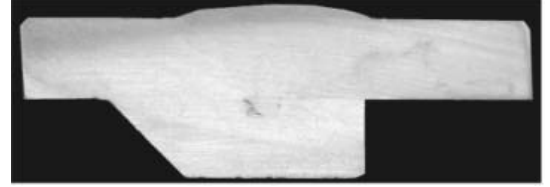
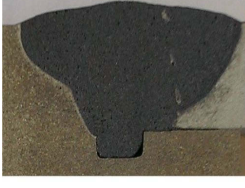
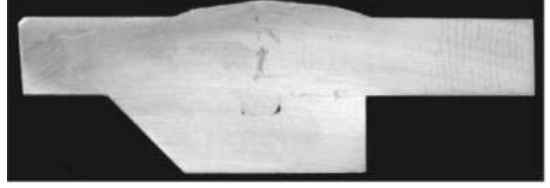

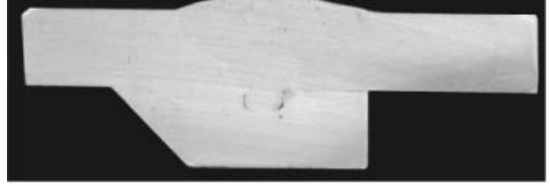




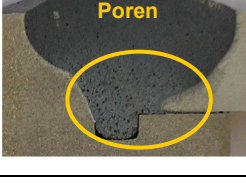

						
Bezeichnung	Foto		Scan			
BR2 – Anfang						
BR2 – 1						
BR2 – 2						
BR2 – 3						
BR2 – 4						
BR2 – 5						
BR2 – Ende						

Tabelle 9.15: Darstellung der Ergebnisse der Badstützengeometrie „Quadrat“

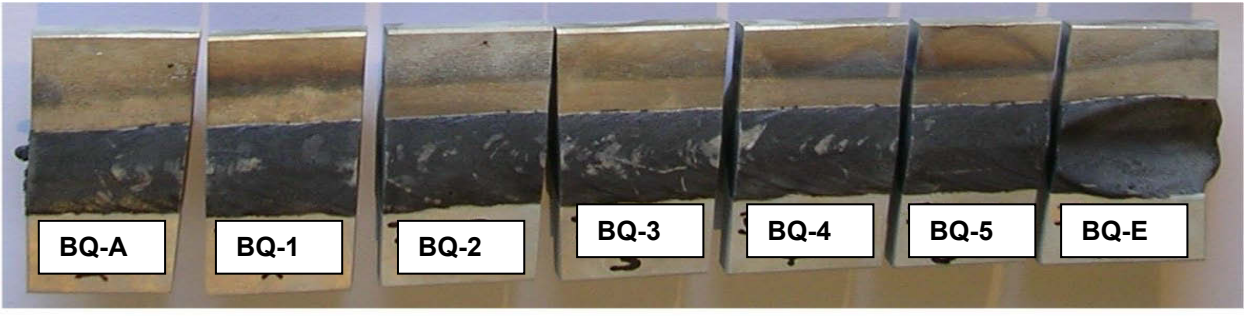

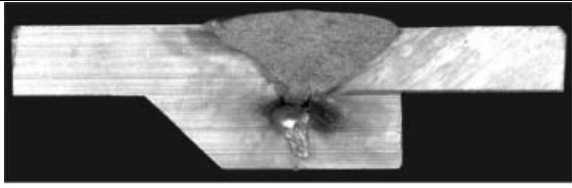

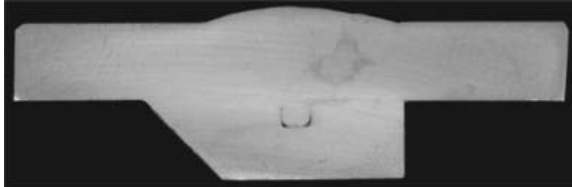


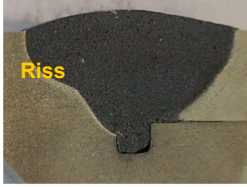





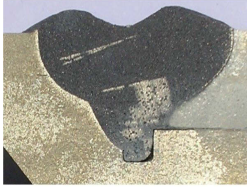
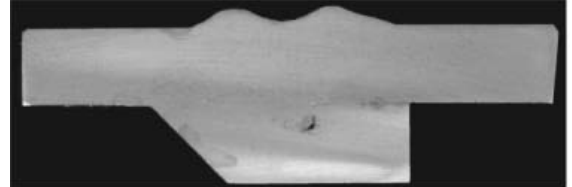
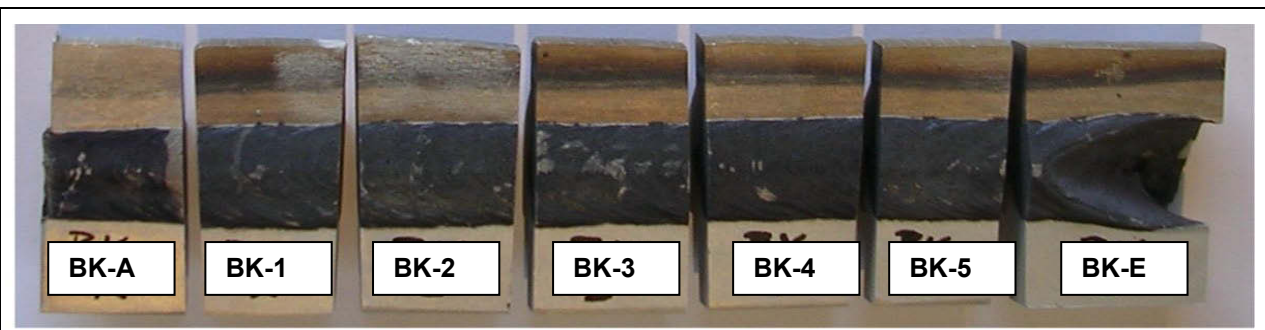
		
Bezeichnung	Foto	Scan
BQ – Anfang		
BQ – 1		
BQ – 2		
BQ – 3		
BQ – 4		
BQ – 5		
BQ – Ende		

Tabelle 9.16: Darstellung der Ergebnisse der Badstützengeometrie „Dreieck“

Bezeichnung	Foto			Scan		
BD – Anfang						
BD – 1						
BD – 2						
BD – 3						
BD – 4						
BD – 5						
BD – Ende						

Tabelle 9.17: Darstellung der Ergebnisse der Badstützengeometrie „Halbkreis“



Bezeichnung	Foto	Scan
BK – Anfang		
BK – 1		
BK – 2		
BK – 3		
BK – 4		
BK – 5		
BK – Ende		

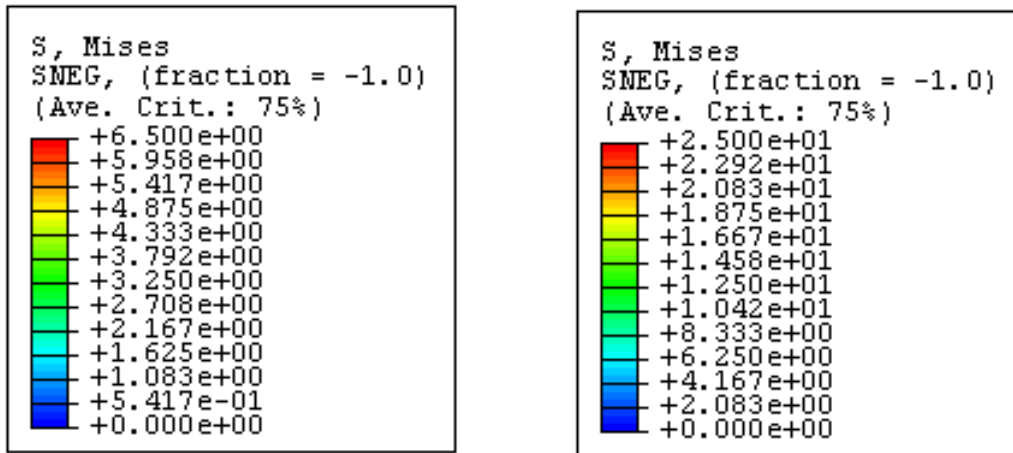


Bild 9.18: Skala der Von-Mises-Vergleichsspannungen in den folgenden Tabellen 9.17-9.21 für die Lastfälle „Zug/Druck“ (links) und „Biegung“ (rechts) jeweils in N/mm²

Für den Lastfall „Zug/Druck“ wird ein einheitlicher Skalierungsfaktor von 500 gewählt, um die sehr geringe Verformung darstellen zu können. Weil die Verformung im Lastfall „Biegung“ größer ist, ist hier ein einheitlicher Skalierungsfaktor von 50 ausreichend. Bei allen Ergebnisdarstellungen werden im Lastfall „Zug/Druck“ eine einheitliche Skala der Von-Mises-Spannungen von 0-6,5 N/mm² und im Lastfall „Biegung“ eine Skala von 0-25 N/mm² gewählt, um die Badstützenvarianten besser vergleichen zu können. Um direkt den Einfluss der Modellierung des Schweißspalts zu erkennen, wird auch hier die gleiche Skalierung gewählt, obwohl die Spannungen (außer bei der Variante „Dreieck“) deutlich über der Maximalspannung liegen. Die Färbung dieser Stellen erfolgt damit grau.

Tabelle 9.19: Darstellung der FE-Ergebnisse der Badstützengeometrie „Rechteck 2“

	Lastfall „Zug/Druck“	Lastfall „Biegung“
Modell ohne Spalt	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>
Modell mit Spalt	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>
kritischste Stelle	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>	<p> 3D Stress (Color Scale) = 1.000 Minimum = 0.000000000000000000 Maximum = 1.000000000000000000 Step Size = 0.000000000000000000 Step Time = 1.000 Iterations = 1 Iteration Scale Factor = 45.0000000000000000 </p>

Tabelle 9.20: Darstellung der FE-Ergebnisse der Badstützengeometrie „Quadrat“

	Lastfall „Zug/Druck“	Lastfall „Biegung“
Modell ohne Spalt		
Modell mit Spalt		
kritischste Stelle		

Tabelle 9.21: Darstellung der FE-Ergebnisse der Badstützengeometrie „Dreieck“

	Lastfall „Zug/Druck“	Lastfall „Biegung“
Modell ohne Spalt		
Modell mit Spalt		
kritischste Stelle		

Tabelle 9.22: Darstellung der FE-Ergebnisse der Badstützengeometrie „Halbkreis“

	Lastfall „Zug/Druck“	Lastfall „Biegung“
Modell ohne Spalt		
Modell mit Spalt		
kritischste Stelle		