



„Ökologische und ökonomische Hochleistungsfüge- techniken für Stahlrohtürme von Windenergieanlagen - OPTIWELD“

– Sachbericht –

Projektlaufzeit: 01.07.2009 - 30.06.2012

Förderer: Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit
Förderkennzeichen 0325063 A-C

Projektbeteiligte:

Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover (Koordination)

Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann
Dipl.-Ing. Mareike Collmann

Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Friedrich-Wilhelm Bach
Dr.-Ing. Thomas Hassel
Dipl.-Ing. Rudolf Konya

Kjellberg Finsterwalde Schweißtechnik u. Verschleißschutzsysteme GmbH

Dr.-Ing. Todd Alexander Deißer

SIAG Tube & Tower GmbH

Dipl.-Wi.-Ing. (FH) Stephan Priebe

Berichtsumfang: 133 Seiten

Dieses Vorhaben wurde gefördert vom Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages. Die Verantwortung über den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.

Inhaltsverzeichnis

I	Kurzdarstellung	1
I.1	Aufgabenstellung	1
I.2	Voraussetzungen.....	1
I.2.1	Institut für Stahlbau	1
I.2.2	Institut für Werkstoffkunde	2
I.2.3	Kjellberg Finsterwalde	3
I.2.4	SIAG Tube & Tower GmbH.....	3
I.3	Planung und Ablauf	4
I.4	Stand der Wissenschaft und Technik.....	9
I.4.1	Türme für Windenergieanlagen	9
I.4.2	Fertigung von Stahlrohtürmen	10
I.4.3	Hochleistungsfügeverfahren zum Fügen dicker Bleche.....	13
I.4.3.1	Lichtbogenverfahren	14
I.4.3.2	Strahlschweißverfahren.....	17
I.4.3.3	Hybridverfahren	19
I.4.4	Zusammenfassung	23
I.5	Zusammenarbeit mit anderen Stellen	24
II	Eingehende Darstellung der erzielten Ergebnisse	25
II.1	Definition des Mehrdraht-Unterpulverschweißens als Referenzverfahren in der Turmfertigung.....	25
II.1.1	Untersuchung der Verfahrensvarianten zur Definition der Referenz.....	25
II.1.2	Durchführung der Schweißungen.....	26
II.2	Entwicklungen zum Plasma-UP-Hybridschweißen	31
II.2.1	Konzept einer Plasma-UP-Hybridschweißvorrichtung	31
II.2.2	Erprobung der Anlagentechnik	32
II.2.3	Anpassung der Anlagentechnik, basierend auf den durchgeführten Schweißversuchen	34
II.2.4	Fazit und Ausblick	37
II.3	Weiterentwicklung des Elektronenstrahlschweißens an der Atmosphäre für eine Anwendung im Dickblechbereich	38

II.3.1	Aufbau einer Vorrichtung für einen zusätzlichen externen Crossjet	38
II.3.2	Messung des Verluststroms in der Orificedüse	39
II.3.3	Druckmessung in der Orificedüse	41
II.4	Wahl einer geeigneten Schweißstrategie	43
II.5	Werkstofftechnische Untersuchungen	44
II.5.1	Auftreten von rissartigen Schweißdefekten bei NVEBW geschweißten Nähten...	44
II.5.2	Wärmebehandlung zur Vermeidung von Mittelrippendefekten.....	47
II.6	Verfahrensvergleich aus schweißtechnischer Sicht.....	49
II.6.1	Vergleich von Unterpulverschweißen mit der Kombination aus Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen	49
II.7	Durchführung statischer und dynamischer Versuche	53
II.7.1	Vorbereitung des Probenmaterials	53
II.7.1.1	Unterpulverschweißen	53
II.7.1.2	Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre	55
II.7.1.3	Bezeichnung der Proben	56
II.7.2	Tragfähigkeit	56
II.7.3	Durchführung der Schwingversuche	58
II.7.3.1	Randbedingungen der Schwingversuche	60
II.7.3.2	Prüfeinrichtung und allgemeine Angaben zur Versuchsdurchführung.....	61
II.7.3.3	Versuchsergebnisse – Unterpulver t = 20 mm	63
II.7.3.4	Versuchsergebnisse – Unterpulver t = 30 mm	64
II.7.3.5	Versuchsergebnisse –Non-Vacuum Electron Beam, t = 20 mm.....	65
II.7.3.6	Statistische Auswertung.....	67
II.7.3.7	Einordnung der ermittelten Wöhlerlinien in den normativen Hintergrund. 69	
II.7.3.8	Zusammenfassung der Ergebnisse der mechanischen Untersuchung.....	73
II.7.4	Analytische Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit anhand lokaler Ermüdungskonzepte	74
II.7.4.1	Zum Phänomen der Materialermüdung	74
II.7.4.2	Rechnerische Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit	76
II.7.4.3	Berechnung mit dem Kerbdehnungskonzept	77
II.7.4.4	Bestimmung der Anrisswöhlerlinie	86

II.7.4.5	Rissfortschritt	89
II.7.4.6	Rechnerische Ermittlung der Wöhlerlinie der unterpulvergeschweißten Proben	94
II.7.4.7	Rechnerische Ermittlung der Wöhlerlinie der geschädigten Proben geschweißt mit einer Kombination aus Elektronenstrahl an der Atmosphäre und Unterpulver	97
II.7.5	Fazit und Ausblick	100
II.8	Numerische Untersuchungen.....	102
II.8.1	Simulation des Temperaturfeldes	103
II.8.1.1	Entwicklung einer Ersatzwärmequelle für das Mehrdraht-Unterpulverschweißen und das Non-Vacuum Electron Beam Welding... 103	
II.8.2	Untersuchungen zur Wärmeführung beim Schweißen.....	105
II.8.2.1	Berechnung auf Grundlage analytischer Formeln	105
II.8.2.2	Numerische Simulation des Temperaturfeldes bei Mehrlagen-UP-Schweißung	107
II.8.2.3	Numerische Simulation des Temperaturfeldes der Schweißungen mit dem Elektronenstrahl an Atmosphäre	111
II.8.2.4	Auswirkung der Abkühlzeiten auf die mechanischen Gütewerte.....	111
II.8.3	Zusammenfassung	113
II.9	Beurteilung der Ergebnisse.....	114
Literatur	117

Abkürzungen

AC	Wechselstrom (Alternating Current)
CET	Kohlenstoffäquivalent nach SEW 088
CEV	Kohlenstoffäquivalent nach Norm
DC	Gleichstrom (Direct Current)
DMS	Dehnungsmessstreifen
GM	Grundmaterial
LUPuS	Laserstrahl-Unterpulverschweißen
MAG	Metall-Aktivgas-Schweißen
MIG	Metall-Intertgas-Schweißen
MSG	Metall-Schutzgasschweißen
MT	Magnetpulverprüfung
NVEBW	Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre (Non Vacuum Electron Beam Welding)
PT	Farbeindringprüfung (Penetrant Test)
REM	Rasterelektronenmikroskop
T.I.M.E.	Transferred Ionised Molten Energy; MAG-Hochstromschweißen
TE	Thermoelement
TIS	Temperaturintervall der Sprödigkeit
UP	Unterpulverschweißen
UT	Ultraschall (Ultrasonic Testing)
VEBW	Elektronenstrahlschweißen im Vakuum (Vacuum Electron Beam Welding)
VT	Sichtprüfung
WEA	Windenergieanlage
WEZ	Wärmeeinflusszone

Formelzeichen

a	Halbachse der Ellipse zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors
a	Risslänge
a _e	Endrisslänge
a _f , a _r	geometrische Parameter der GOLDAK-Ersatzwärmequelle
a _i	Anfangsrisslänge
b	geometrischer Parameter der GOLDAK-Ersatzwärmequelle
b	Wöhlerlinienexponent bezüglich der Spannung
b	Probenbreite
C	Werkstoffkonstante (Rissfortschrittsgleichung nach PARIS)
c	geometrischer Parameter der GOLDAK-Ersatzwärmequelle
c	Halbachse der Ellipse zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors
c	Wöhlerlinienexponent bezüglich der plastischen Dehnungen
d	Durchmesser
D	Schädigung
E	E-Modul
e _a	Nenndehnungsamplitude (Kerbdehnungskonzept)
F	Kraft, Belastung
f	Prüffrequenz
f _f , f _r	Wichtungsfaktoren der GOLDAK-Wärmequelle
f _y	Streckgrenze
f _u	Zugfestigkeit
h	Steghöhe bei DY-Nahtvorbereitung
H	Nahtüberhöhung
I	Schweißstrom
k _s	Abminderungsfaktor für den Bezugswert der Ermüdungsfestigkeit zur Berücksichtigung der Größenabhängigkeit
K	Spannungsintensitätsfaktor
K'	zyklischer Verfestigungskoeffizient
K _C	Bruchzähigkeit
K _t	Kerbformzahl
K _{th}	Schwellwert der Dauerfestigkeit

Formelzeichen

l	Probenlänge
L_0	Ausgangslänge zur Bestimmung der Bruchdehnung im Zugversuch
m	Wöhlerliniensteigung
m	Werkstoffkonstante (Rissfortschrittsgleichung nach PARIS)
n	Schwingspielzahl
n'	zyklischer Verfestigungsexponent
N_f	Versagensschwingspielzahl
N_{grenz}	definierte Grenzwingspielzahl im Schwingversuch
N_i	Schwingspielzahl der Risseinleitung
N_p	Schwingspielzahl des stabilen Rissfortschritts
P	Schädigungsparameter
$P_{\bar{u}}$	Überlebenswahrscheinlichkeit
Q	Wärmemenge
q	Wärmestrom
R	Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung
r	Kerbradius
r	Ausrundungsradius des Probekörpers
r_e, r_i, r_0	Geometrische Parameter der konischen Ersatzwärmequelle
S_a	Nennspannungs- bzw. Belastungsamplitude (Kerbdehnungskonzept)
t	Blechdicke
t	Zeit
U	Schweißspannung
U_b	Beschleunigungsspannung beim NVEBW
v	Schweißgeschwindigkeit
x	Position der Messsensoren
z_e, z_i	geometrische Parameter der konischen Ersatzwärmequelle
ε_a	Dehnungsamplitude in der Kerbe (Kerbdehnungskonzept)
ε_f'	zyklischer Duktilitätskoeffizient
η	thermischer Wirkungsgrad des Schweißverfahrens
θ	Nahtanstiegswinkel
$\Delta\sigma$	Spannungsschwingbreite

$\Delta\sigma_c$	Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit bei $N_C = 2 \cdot 10^6$ Schwingspielen; Kerbfall
$\Delta\sigma_{c,red}$	reduzierter Bezugswert für die Ermüdungsfestigkeit (Blehdickeneinfluss)
σ_a	Amplitude
σ_f'	Schwingfestigkeitskoeffizient
σ_m	Mittelspannung
σ_o	Oberspannung
σ_u	Unterspannung

Kurzbeschreibung

Die zunehmende Größe von Windenergieanlagen und die damit steigenden Belastungen führen zu einer deutlichen Steigerung der Dimensionen der Turmkonstruktion, die als Hauptelement der Tragstruktur überwiegend als Stahlrohrturm ausgeführt wird. Mit den derzeit eingesetzten Schweißverfahren erreichen die Hersteller Grenzen der wirtschaftlichen Effizienz und technischen Durchführbarkeit. Ziel des Vorhabens war daher, neuartige hybride Schweißverfahren durch die Kombination von Hochleistungs-Lichtbogen- und Strahlschweißverfahren zu entwickeln. Darüber hinaus wurde das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre für das Fügen großer Blechdicken modifiziert und in die Untersuchungen einbezogen. Die genannten Verfahren ermöglichen bei der Verarbeitung dicker Grobbleche größere Einschweißiefen, kürzere Schweißzeiten und hochwertige Schweißnähte.

Für die Entwicklung des neuartigen Plasma-Unterpulver (UP)-Hybridschweißens wurden mehrere Modifikationen des Plasmaprozesses notwendig, um die Leistungsfähigkeit für eine Anwendung im Dickblechbereich zu steigern, die das ursprünglich verwendete Plasmafugenhobeln nicht bieten konnte. Das Plasmastichlochschiessen zeigte den gewünschten Tiefschweißeffekt und wurde für das Schweißen von Baustählen mit einer Blechdicke von bis zu 15 mm experimentell erprobt. Dies erweitert das Leistungsspektrum des Verfahrens deutlich und zeigt Potential für weitere Entwicklungsschritte auf. Weiterhin konnten die Erkenntnisse für das Zusammenspiel von Unterpulver- und Plasmaschweißen in einem hybriden Fügeverfahren ausgebaut werden.

Während der Schweißprozessentwicklung beider Verfahren traten systematisch rissartige Defekte im Schweißgut auf, die als eine besondere Form des Erstarrungsrisses - als sogenannter Mittelrippendefekt - charakterisiert werden konnten. Diese Defektbildung durch ein Vorwärmen des Werkstücks zu vermeiden, zeigte positive Wirkung: Proben geringerer Abmessungen, d.h. mit einer Schweißnahtlänge von bis zu 200 mm, wiesen nahezu keine Defekte auf. Bei einer Überführung auf größere Abmessungen mit einer Schweißnahtlänge von 700 mm musste für große Nahtbereiche wieder eine Schädigung festgestellt werden. Somit erhöhen auch konstruktionsbedingte Randbedingungen, wie beispielsweise das Eigenspannungsfeld, als ein weiterer Aspekt die Neigung zur Bildung von Mittelrippendefekten. Umfangreiche experimentelle und theoretische Schwingfestigkeitsuntersuchungen dieser vorgeschädigten Proben zeigten gegenüber konventionell unterpulvergeschweißten Verbindungen eine Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit von etwa 46 % und verdeutlichen die Notwendigkeit fehlerfrei geschweißter Nähte für dynamisch beanspruchte Konstruktionen.

Die vorliegenden Forschungsergebnisse liefern grundlegende Erkenntnisse für die Entwicklung der Schweißverfahren und vielversprechende Ansätze, um das Potential neuartiger Hochleistungsfügetechniken in der Fertigung großer und schwerer Stahlkonstruktionen nutzen zu können. Weitere Entwicklungen sind jedoch notwendig, um reproduzierbar, hochwertige Schweißergebnisse zu erzielen.

I Kurzdarstellung

I.1 Aufgabenstellung

Die Turmkonstruktion als ein Hauptelement der Tragstruktur einer Windenergieanlage onshore wird entweder als Stahlrohr-, Stahlbeton- oder Gitterturm ausgeführt. Die Variante Stahlrohturm überwiegt von der Anzahl deutlich gegenüber den anderen beiden Varianten. Bei der Turmfertigung werden umgeformte Grobbleche durch Längs- und Rundnähte miteinander verschweißt. An die verwendeten Werkstoffe und Schweißverbindungen werden aufgrund der überwiegend dynamischen Belastung hohe Qualitätsanforderungen gestellt. Die zunehmende Anlagengröße und damit steigende Belastung führt zu einer deutlichen Steigerung der Dimensionen einer Turmkonstruktion. In diesem Zusammenhang können durchaus Grobbleche mit einer Wanddicke von 60 mm für die unteren Turmschüsse erforderlich werden.

Mit dem konventionell eingesetzten Unterpulverschweißen (UP) erreichen die Turmhersteller Grenzen der wirtschaftlichen Effizienz und technischen Durchführbarkeit. Die Schweißtechnik wird damit zu einer Schlüsseltechnologie im gesamten Herstellungsprozess. Aus den beschriebenen Randbedingungen wird es erforderlich, eine Hochleistungsfügetechnik zu entwickeln, die unter Berücksichtigung ökologischer und ökonomischer Gesichtspunkte verbesserte Schweißeigenschaften im Vergleich zu bislang eingesetzten Verfahren bietet. Das Schweißverfahren soll sowohl hervorragende Schweißnaht Eigenschaften als auch größere Einschweiß-tiefen bei reduziertem Nahtvolumen ermöglichen. In ökonomischer Hinsicht sollen dadurch deutlich geringere Schweißzeiten und geringerer Drahtverbrauch erreicht werden.

Ziel des Vorhabens ist es daher, ein hybrides Schweißverfahren, das Plasma-Unterpulver-Hybridschweißen, zu entwickeln, dieses in einer Pilotanlage zu erproben und die Qualität der Schweißnaht hinsichtlich Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit zu bewerten. Großes Potential im Bereich der Hochleistungsfügetechnik bietet auch das Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre (NVEBW). Die Anlagentechnik hierfür steht bereits am Institut für Werkstoffkunde zur Verfügung und bietet die Möglichkeit, dieses Verfahren im Hinblick auf die Anwendung beim Dickblechschweißen vergleichend in den Untersuchungen zu berücksichtigen.

I.2 Voraussetzungen

I.2.1 Institut für Stahlbau

Stählerne Tragstrukturen für Windenergieanlagen und die damit verbundene Verbindungstechnik sind am Institut für Stahlbau der Leibniz Universität Hannover ein Kernbereich der Forschungsaktivitäten. Dabei stehen die Ermüdungsfestigkeit und das Stabilitätsverhalten im Mittelpunkt. Seit fast 15 Jahren wird intensiv auf dem Gebiet der Offshore-Windenergie geforscht. Das übergeordnete Ziel der Forschungsarbeiten ist die wirtschaftliche Optimierung

der Tragkonstruktionen unter Berücksichtigung der Sicherheitsanforderungen. Zu kürzlich abgeschlossenen und aktuellen Forschungsarbeiten zählen

- BMU-Projekt: „Ganzheitliches Dimensionierungskonzept für OWEA-Tragstrukturen hinsichtlich Lasten, Langlebigkeit, Gründung und Gesamtstrukturmodellen – GIGAWIND alpha ventus“
- BMU-Projekt: „Experimentelle und numerische Untersuchungen zum Tragverhalten von Grout-Strukturen für Offshore-Windenergieanlagen“ GROW
- BMU-Projekt: „Überwiegend axial wechselbeanspruchte Grout-Verbindungen in Tragstrukturen von Offshore-Windenergieanlagen – GROWup“
- AiF-Projekt (FOSTA): „Prozesssicheres und leistungsstarkes Fügen von hochfesten Feinkornbaustählen durch ein Hybridschweißverfahren mit integrierter Vorwärmung – DOVOR“

I.2.2 Institut für Werkstoffkunde

Am Institut für Werkstoffkunde wird unter Leitung von Herrn Prof. Hans Jürgen Maier in breiten Bereichen der Werkstoffkunde geforscht. Er hat Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Friedrich-Wilhelm Bach im Oktober 2012 an der Spitze des Instituts abgelöst. Neben der Schweiß-, Löt- und Schneidtechnik zählen auch die Gebiete Stahl-, Aluminium- und Magnesiummetallurgie, Beschichtungstechnik, zerstörende und zerstörungsfreie Prüftechnik, Korrosion, Biomedizintechnik sowie Simulation und Modellierung von Werkstoffen zu den Forschungsschwerpunkten.

Das Institut für Werkstoffkunde der Leibniz Universität besitzt umfangreiche Erfahrungen im Bereich der Löt-, Schweiß- und Plasmatechniken. Gegenstand mehrerer laufender und abgeschlossener Forschungsvorhaben ist und war die Technologieuntersuchung und Beschreibung der physikalischen Vorgänge verschiedener Löt- und Schweißprozesse (u.a. des Plasmaschweißens und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißens), sowie des Plasmaschneidens. Folgende Projekte werden gegenwärtig durchgeführt:

- BMBF-Projekt „Innovative Lichtbogenverfahren für die Stilllegung und den Rückbau kerntechnischer Anlagen – Hot-Wire-Plasmaschneiden und Lichtbogen-Sauerstoff-Impulsschneiden (INNO-CUT)“
- DFG-Projekt: „Untersuchung der Schmelzbaddynamik beim Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen mit Hilfe mathematischer Modellbildung“
- DFG-Projekt „Untersuchung zum thermischen Schneiden mit dem atmosphärischen Elektronenstrahl (NVEBC)“
- FOSTA-Projekt „Nutzung des Leichtbaupotentials von hochfesten Stahlwerkstoffen für Stahlrohrtürme von Windenergieanlagen durch den Einsatz von Hochleistungsfügetechnik“

Zudem kann auch auf umfangreiche Erfahrungen zur Schweißnahtcharakterisierung zurückgegriffen werden. Am Institut für Werkstoffkunde steht moderne Versuchstechnik (u.a. Schweißstromquellen, Brenner, Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißanlage) zur Verfügung. Außerdem besteht am Institut die Möglichkeit, umfangreiche metallographische und mechanische Untersuchungen durchzuführen.

I.2.3 Kjellberg Finsterwalde

Die Kjellberg Finsterwalde Gruppe ist ein traditionsreiches Unternehmen, das auf rund 85 Jahre Firmengeschichte zurückblicken kann und gehört zu den weltweit führenden Unternehmen für Schweißelektroden, Schweißtechnik und Plasmaschneiden. Die enge Zusammenarbeit mit Forschungsinstituten und Hochschulen ist seit vielen Jahren eine wichtige Voraussetzung für diese erfolgreiche Entwicklung im Unternehmen.

Die Produktion umhüllter Schweißelektroden und Herstellung von Schweißstromquellen und –automaten stellte seit 1922 den Beginn des Weges von Kjellberg Finsterwalde an die Spitze des Weltmarktes bei der Produktion von Lichtbogenschweißtechnik in den 1930er Jahren dar. Dabei hat das Unternehmen bedeutenden Anteil an der Entwicklung und Durchsetzung des Unterpulverschweißens. Mit der Modifizierung einer Stromquelle wurde Anfang der 1960er das Plasmaschneiden begründet und es folgte die Einführung dieser Technik in viele Bereiche der metallverarbeitenden Industrie. Damit liefert das Unternehmen modernste Technik sowohl zum thermischen Fügen als auch zum Trennen. Aus unternehmensstrategischen Überlegungen konzentrierte sich die Forschung und Entwicklung in den letzten Jahren vornehmlich auf das Plasmaschneiden. Ergebnis ist die HiFocus-Technologie, mit deren Hilfe das Plasmaschneiden heute in völlig neue Einsatzbereiche der Industrie vordringen kann. Parallel dazu erfährt die Schweißtechnik seit den letzten Jahren eine starke Ausweitung, die ihre Position auf nationalen und internationalen Märkten festigt und ausbaut.

I.2.4 SIAG Tube & Tower GmbH

SIAG Tube & Tower GmbH, mit einem Herstellerwerk in Leipzig, ist ein selbständiges Tochterunternehmen der SIAG Schaaf Industrie AG im Geschäftsbereich Windenergietechnologie Onshore und Offshore. In den vergangenen Jahren hat sich die SIAG vom Siloproduzenten und Stahlbauunternehmen zum Hauptzulieferer für Stahlbauerzeugnisse der Kraftwerks- und Windenergietechnik, Bauindustrie und Infrastrukturbau entwickelt. Im Bereich der Schweißtechnik zeigte das Unternehmen mit der Umstellung vom Tandem-UP-Schweißen auf 3-Draht-UP-Schweißen besondere Innovationsbereitschaft. Die Qualitätssicherung der Schweißnähte erfolgt zerstörungsfrei sowohl firmenintern als auch durch unabhängige Institutionen. Damit kann die SIAG auf eine der modernsten Fertigungsstätten Europas verweisen.

Im März 2012 musste der Vorstand der SIAG Schaaf Industrie AG für die Holding Insolvenzantrag stellen. Von dieser Situation war auch das Werk in Leipzig betroffen. Seit Mitte März 2013 präsentiert sich die SIAG mit ihrer neuen Struktur und Kernstandorten, wozu auch Leipzig zählt.

I.3 Planung und Ablauf

Nachfolgendes Schema in Abbildung I-1 zeigt am Beispiel der Einführung eines neuen Schweißverfahrens vereinfacht den Ablauf und die Abhängigkeiten einzelner Arbeitsschritte bei der Entwicklung einer neuen Technologie bis hin zur Integration in den Fertigungsprozess.

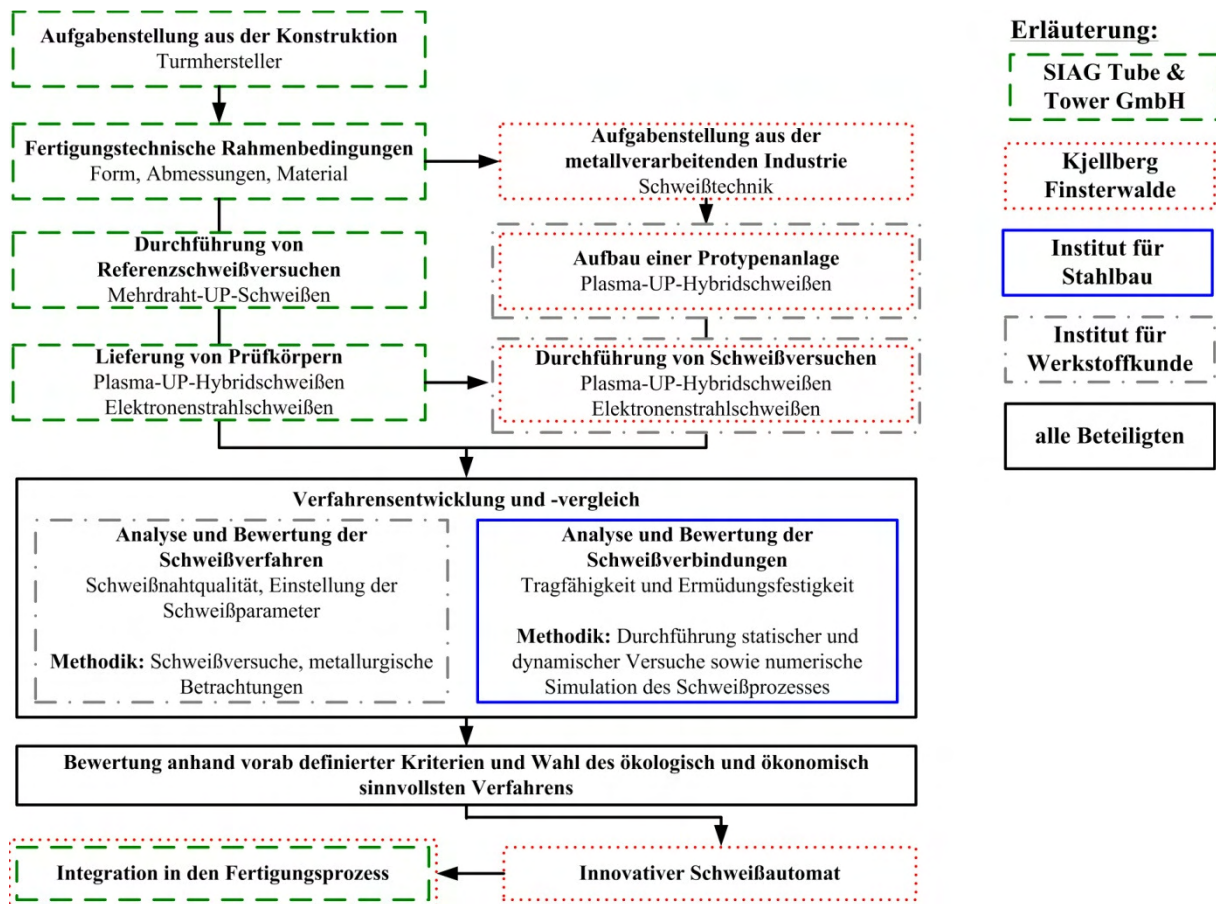


Abbildung I-1 Arbeitsplan zur Einführung einer neuartigen Schweißtechnik

Die Projektdauer des Verbundvorhabens betrug, wie beantragt, drei Jahren. Zur Strukturierung und Koordination der Forschungsarbeiten der Verbundpartner wurden anhand des Ablaufes aus Abbildung I-1 Arbeitspakete definiert, die im Folgenden kurz dargestellt werden sollen.

- AP 1: Recherche und Vergleich der bislang eingesetzten unterschiedlichen Schweißverfahren zur Definition eines Referenzverfahrens

Zu Beginn des Forschungsvorhabens wurde eine Betrachtung des fertigungstechnischen Ablaufs bei der Turmherstellung insbesondere unter dem Aspekt der Schweißtechnologie erforderlich. Als Ausgangsgrößen weiterführender Untersuchungen wurden die Parameter des bislang eingesetzten Schweißverfahrens und die Kenngrößen des Werkstücks dokumentiert. Daraus leitete sich das Versuchsprogramm hinsichtlich variierender Blechdicken, Materialeigenschaften und Schweißparameter ab. Gleichzeitig diente diese Analyse

zur Definition einer Referenz für eine vergleichende Betrachtung innerhalb des Versuchsprogramms. Diese Referenz steht für den Stand der Technik bezüglich des verwendeten Schweißverfahrens und der Schweißverbindung aus dem Herstellungsprozess des Turmherstellers mit den dabei vorliegenden fertigungstechnischen Randbedingungen.

- AP 2: Aufbau der Prototyp-Anlage für das Plasma-UP-Hybridschweißen

Beim Kooperationspartner Kjellberg Finsterwalde wurde für die Entwicklung und Erprobung des Plasma-UP-Hybridschweißverfahrens eine Prototyp-Anlage auf die in AP1 ermittelten Rahmenbedingungen und das durchzuführende Versuchsprogramm entwickelt und aufgebaut worden. Diese Anlage wurde im Verlauf des Projekts mehrfach grundlegend modifiziert.

- AP 3: Durchführung von Schweißversuchen mit dem vorhandenen Mehrdraht-UP-Schweißverfahren der Turmfertigung als Referenz sowie Herstellung und Lieferung der Schweißproben für die alternativen Schweißverfahren

Im Werk der SIAG Tube & Tower GmbH in Leipzig wurden daraufhin Schweißproben mit Blechen unterschiedlicher Dicke ($t = 20 \text{ mm}$, 30 mm und 40 mm) mit der vorhandenen Mehrdraht-UP-Schweißtechnik gefertigt. Dabei wurden Parameter wie Schweißgeschwindigkeit und -zeit, Verbrauch an Schweißzusatz und -pulver sowie Energieverbrauch erfasst und dokumentiert. Diese Schweißversuche bilden die Referenz und damit Vergleichsbasis für die zu untersuchenden alternativen Schweißverfahren. Ebenfalls durch die SIAG Tube & Tower GmbH erfolgte die Bereitstellung des umfangreichen Probenmaterials zur Durchführung der Schweißversuche mit den alternativen Schweißverfahren.

- AP 4: Durchführung der Schweißversuche

Die Durchführung der Schweißversuche mit dem neuartigen Plasma-UP-Hybridschweißverfahren erfolgte an der durch Kjellberg Finsterwalde entwickelten Prototypenanlage. Es wurden Schweißversuche an unterschiedlichen Blechdicken, Nahtvorbereitungen (DY-Vorbereitung, I-Stoß) und mit verschiedenen Schweißparametern durchgeführt. Die Schweißergebnisse machten eine iterative Anpassung der Anlagentechnik notwendig. Der Fokus lag dabei auf dem Prozess des Plasmastichlochsweißens, da beim Schweißen der Hybridnähte im strahldominierten Bereich die meisten Schweißdefekte auftraten. Außerdem ist das Plasmastichlochsweißen für die Leistungsfähigkeit des Hybridverfahrens ausschlaggebend und bestimmt maßgeblich die maximal schweißbare Blechdicke. Bei der Überführung des Prozesses von Kleinproben auf größere Abmessungen ($700 \times 500 \text{ mm}$) zum Schweißen der Proben für die mechanische Prüfung des Arbeitspaketes 7 traten Schwierigkeiten mit der Gasführung und der Schweißdüsengeometrie auf. Das Schweißergebnis war nicht verwendbar und macht weitere Modifikationen notwendig. Diese Entwicklungen wurden innerhalb des Forschungsprojektes nicht abgeschlossen. Sie erfordern weitere Forschungsarbeiten.

Vergleichend erfolgten Schweißuntersuchungen mit dem NVEBW. Hier kann auf eine bereits vorhandene Anlagentechnik mit einer Strahlleistung von bis zu 25 kW und einer Beschleunigungsspannung von 175 kV zurückgegriffen werden. Für die Dickblechschweißungen wurde die Entwicklung einer Schutzgaszufuhr sowie eines Druckluftcrossjet, der das Eindringen von Schweißstäuben in den Strahlgenerator verhindert, notwendig.

- AP 5: Werkstofftechnische Untersuchungen

Im Rahmen dieses Arbeitspunktes wurde parallel zu den Schweißversuchen die Qualität der Schweißproben umfassend ausgewertet. Die Oberrampen- und Wurzelqualität wurde makroskopisch beurteilt. Makroschliffe dienten zur genauen Vermessung der Nahtquerschnitts und des Einbrandprofils sowie zur Detektion von Nahtfehlern. In Mikroschliffen erfolgte die Bestimmung des Gefüges. Zudem wurden am Institut für Werkstoffkunde zerstörungsfrei Risse, Lunker und Poren röntgenografisch bzw. über Ultraschall erfasst. Außerdem wurde die Aufhärtung bestimmt, die im Vergleich zu bestehenden Normen und Richtlinien der Schweißnahtbewertung diene.

- AP 6: Numerische Schweißsimulation

Numerische Simulationen bieten ein weites Feld an kostenoptimierter Erforschung und Analyse verschiedener Prozessabläufe. Die numerische Schweißsimulation gewinnt dabei als Teilgebiet der computerisierten Berechnungsverfahren zunehmend an Bedeutung. Zur Durchführung der Simulation wurde das FE-Programmsystem ANSYS[®] verwendet. Zum Aufbau eines Simulationsmodells war die messtechnische Begleitung der Schweißversuche notwendig. Hierbei wurden während des Schweißens punktuell Temperaturen und nach Möglichkeit auch Verformungen kontinuierlich erfasst, um die notwendige Grundlage für eine Kalibrierung und Verifizierung der Simulationsergebnisse zu schaffen. Möglich war dies insbesondere für das Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre in der Anlage des Instituts für Werkstoffkunde (AP 4). Mit diesen Parametern konnten die Modelle hinsichtlich Temperaturzyklen, Schmelzbadgeometrie und Eigenspannungsentwicklung für die Simulation angepasst werden.

- AP 7: Durchführung statischer und dynamischer Versuche

Bei Turmbauwerken werden die verwendeten Werkstoffe und Schweißverbindungen nicht nur statisch sondern auch dynamisch hoch beansprucht und sind dafür im Rahmen einer Bemessung zu dimensionieren. Neben der Schweißnahtqualität und der Wirtschaftlichkeit sind das Trag- und Duktilitätsverhalten sowie die Ermüdungsfestigkeit wichtige Kriterien zur Beurteilung einer Schweißverbindung und damit auch eines neuen Schweißverfahrens. Durch statische Zugversuche wurde zunächst geprüft, ob die Qualitäts- und Eigenschaftsanforderungen, die in der Normung, wie z.B. in der DIN EN ISO 15607 „Anforderungen und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe“, für herkömmliche Schweißnähte festgelegt sind, auch durch die Schweißnähte, hergestellt mit neuartigen Verfahren, erfüllt werden können. Um auch die Tragsicherheit unter wechselnder Belas-

tung sicherzustellen, wurden Proben guter Nahtqualität, entsprechend Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817, auch dynamisch mit konstanter Beanspruchungsamplitude geprüft. Ergebnis dieser Untersuchungen sind Spannungswöhlerlinien, die sowohl in den normativen Hintergrund eingeordnet als auch untereinander verglichen wurden.

- AP 8: Integration in den Fertigungsprozess

Nach Abschluss des Versuchsprogramms fand eine Bewertung der Ergebnisse unter ökologischen, ökonomischen, werkstofftechnischen und sicherheitsrelevanten Aspekten statt. Abschließend wurden Überlegungen zur Integration beider untersuchter Verfahren in den Fertigungsablauf angestellt.

- AP 9: Abschlussbericht und Veröffentlichung

Zum Abschluss des Forschungsvorhabens wurden die gewonnen Erkenntnisse in einem Abschlussbericht zusammengefasst. Bereits parallel zur Projektbearbeitung wurden Veröffentlichungen und Beiträge auf nationalen und internationalen Tagungen zum jeweiligen Stand des Projektes angefertigt.

Zu bestimmten Zeitpunkten des Forschungsvorhabens wurden Meilensteine definiert, die über die weitere Projektarbeit entscheiden sollten. Für die Projektlaufzeit von drei Jahren waren zwei Meilensteine vorgesehen.

- M 1: Versuchsprogramm und Vergleichskriterien festlegen

Angelehnt an die fertigungstechnischen Randbedingungen der SIAG wurde mit dem ersten Meilenstein als Abschluss des AP 1 das Versuchsprogramm für die Prototyp-Anlage zur Entwicklung des Plasma-UP-Hybridschweißens und für Schweißversuche mit Elektronenstrahlschweißen unter Atmosphäre aufgestellt. Für einen Vergleich mit dem herkömmlichen Verfahren des Mehrdraht-UP-Schweißens waren die maßgebenden Kriterien vorab festzulegen.

- M 2: Wahl des ökologisch und ökonomisch günstigsten Verfahrens

Die durch die Auswertung der Schweißversuche gewonnenen Erkenntnisse und ein Vergleich der Ergebnisse machten das mögliche Potential der beiden betrachteten Verfahren deutlich gegenüber dem konventionell eingesetzten Unterpulverschweißen deutlich. Andererseits zeigte das systematische Auftreten eines rissartigen Schweißfehlers die derzeitige Leistungsgrenze der Verfahren auf. Weitere Entwicklungen sind damit notwendig, um diese Verfahren mit reproduzierbar geschweißten, hochwertigen Verbindungen in die Anwendung zu bringen.

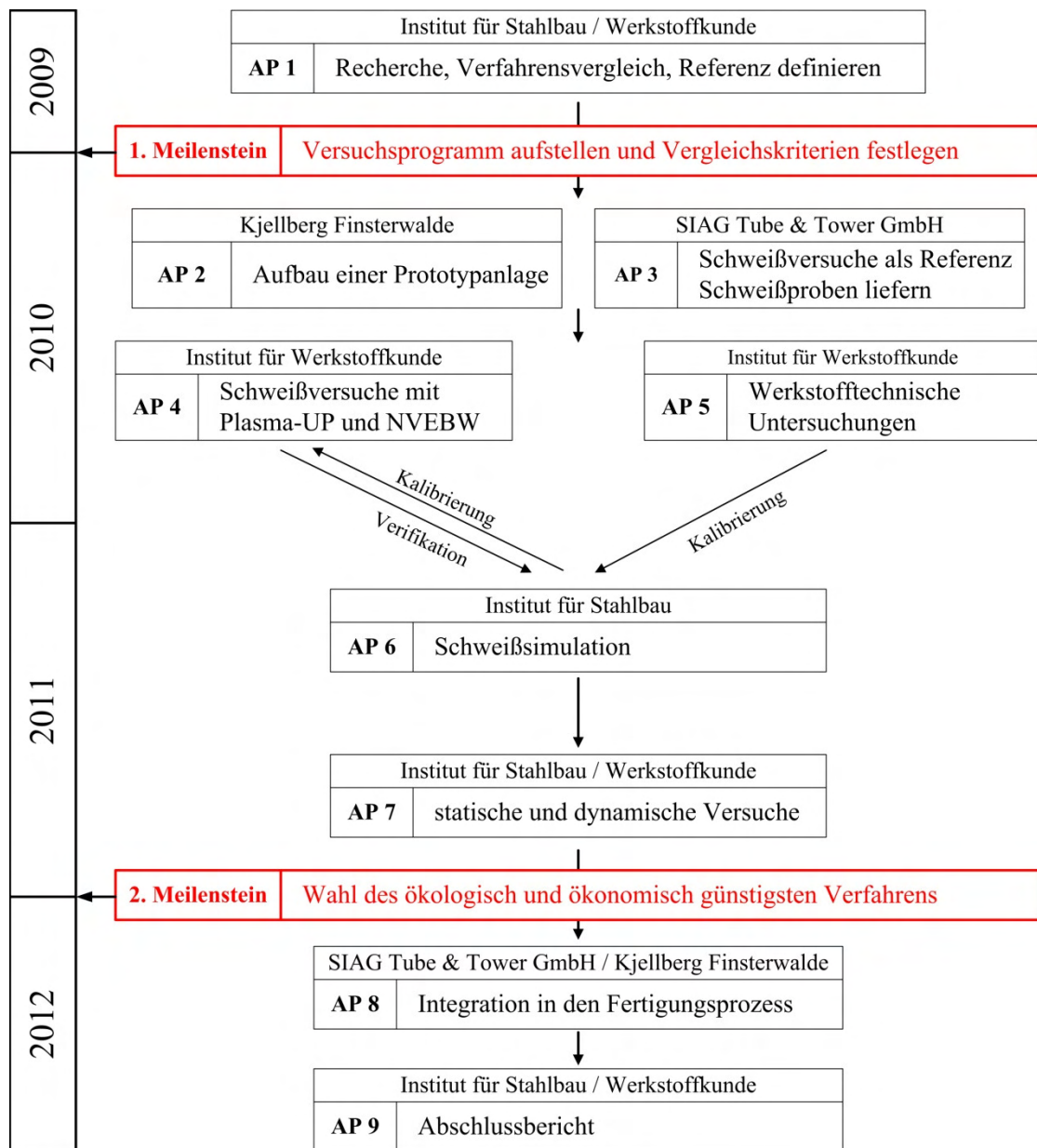


Abbildung I-2 Netzplan zu Projektbeginn

I.4 Stand der Wissenschaft und Technik

I.4.1 Türme für Windenergieanlagen

Der Turm zählt zu den größten und schwersten Bestandteilen einer Windenergieanlage und beeinflusst mit seinen dynamischen Eigenschaften das Gesamtsystem wesentlich. Mit bis zu 20% macht er einen erheblichen Anteil der Investitionskosten einer Anlage für einen Binnenlandstandort aus. Die Turmhöhe spielt damit für die Wirtschaftlichkeit einer Anlage eine entscheidende Rolle.

Zwei Punkte führen dazu, dass die Nabenhöhe der Anlagen in den letzten Jahren deutlich gestiegen ist. Zum einen bedingen der Leistungszuwachs der Anlagen und der damit verbundene größere Rotordurchmesser gleichzeitig steigende Turmhöhen. Abgeleitet aus dem 1- bis 1,5-fachen Rotordurchmesser beträgt die Turmhöhe für Anlagen mit einer Nennleistung von bis zu 3,0 MW und einem Rotordurchmesser von etwa 90 m im Durchschnitt 90 bis 114 m. Für die aktuell leistungsstärksten Anlagen mit 4,5 bis 6 MW Nennleistung und einem Rotordurchmesser zwischen 112 und 116 m nimmt die Turmhöhe auf 120 bis 130 m weiter zu. Zum anderen steigt mit zunehmender Turmhöhe auch die Energieausbeute des Rotors. Theoretisch kann durch einen Höhengsprung von 100 auf 160 m der Ertrag um 25% gesteigert werden (Dehm, 2007), denn die Windgeschwindigkeit nimmt über die Höhe zu und die Turbulenzen nehmen ab. Geringere Turbulenzen bedeuten auch eine Verringerung der Belastung für Rotor und Turm, da die Lastdifferenz zwischen der unteren und oberen Blattspitze ebenfalls abnimmt. Nach statistischen Erhebungen des Deutschen Instituts für Windenergie wiesen im Jahr 2010 34,5% der errichteten Anlagen eine Turmhöhe zwischen 101 und 120 m auf.



Abbildung I-3 links: Gitterturm; Mitte: Hybridvarianten; rechts: Fertigteilvervariante

Die Bandbreite der Ausführungen reicht von Gitterkonstruktionen über Stahlrohtürme mit und ohne Seilabspannung bis hin zu massiven Stahlbetonbauten (siehe Abbildung I-3). Auch Hybridlösungen mit einer Kombination aus Stahl und Stahlbeton haben sich etabliert. In Konzeptstudien wird darüber hinaus eine Hybridlösung mit Sandwichelementen betrachtet (siehe auch Abbildung I-4 links, (Keindorf, 2010)).

Bei Lösungen aus Stahl ist nicht nur die kreisrunde Querschnittsvariante von Interesse, sondern auch mehreckige, geschraubte Lösungen werden im Rahmen von Konzept- und Prototypenanwendungen untersucht.



Abbildung I-4 links: Konzeptstudie: Sandwichtower (Keindorf, 2010); Mitte und rechts: Prototypen modulartig aufgebauter Turmschalen mit geschraubten Verbindungen

Die vom Gesamtsystem „Windenergieanlage“ gestellten technischen Anforderungen sind mit fast jeder Variante erfüllbar, das wirtschaftliche Optimum kann jedoch nur mit einer sinnvollen Zuordnung der gewählten Turmbauweise zu den gestellten Anforderungen erreicht werden. Hinsichtlich der Turmvariante und -höhe sind für den jeweiligen Standort ein Optimum aus Wirtschaftlichkeit und Energieertrag zu finden.

I.4.2 Fertigung von Stahlrohrtürmen

Freitragende, vollwandige Stahlrohrtürme sind heute die bevorzugte Bauvariante für Windenergieanlagen. Durch ihre konische Bauform werden Materialverbrauch und Windanfälligkeit reduziert, und ihre Standfestigkeit erhöht. Weitere Vorteile dieser Variante liegen in der optimierten Fertigung im Werk mit gleichbleibend hoher Qualität und der schnellen Montierbarkeit am Aufstellort. Bewährt hat sich die Turmfertigung eines Stahlrohrturmes in mehreren Sektionen, die einzeln transportiert und beim Aufstellen vor Ort schnell durch Ringflanschverbindungen verschraubt werden können. Mit Beginn des Siegeszuges des Stahlrohrturmes in den 1990er Jahren wurde die Turmfertigung immer weiter hinsichtlich Logistik, Fertigungstechnologien und Handling optimiert, sodass die Herstellung dieser Türme zuverlässig und schnell in Serie erfolgt.

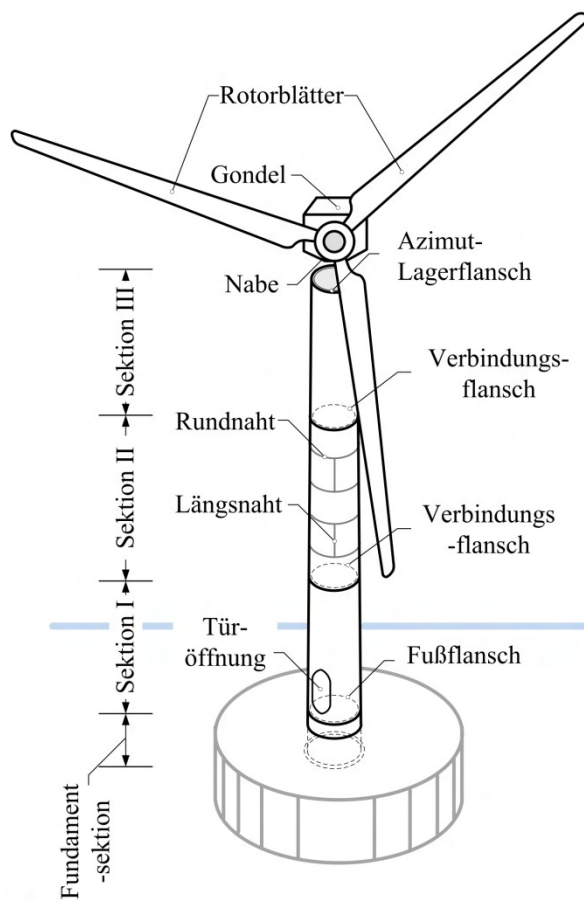


Abbildung I-5 Stahlrohrturm mit Bezeichnungen

Eine Sektion kann bis zu 36 m lang und 100 t schwer sein. Für die verwendeten Turmbleche wird überwiegend handelsüblicher Baustahl der Festigkeit S355 aber auch S235 eingesetzt. Die im Werk vorgefertigten Sektionen bestehen wiederum aus einzelnen Schüssen. Hierfür werden Stahlbleche auf Walzanlagen in eine kreisrunde Form gewalzt. Während des Vorganges ist die Form durch Lehren ständig zu prüfen. Je nach Blechdicke kann das Formen eines Schusses in der Walze bis zu einer Stunde dauern. Die maximal bearbeitbare Blechdicke wird im Wesentlichen durch die Leistungsgrenze der Walze bestimmt. Dabei können für untere Sektionen durchaus Dicken bis zu 60 mm erreicht werden.

Bevor die Bleche gewalzt werden, werden sie mit einer Nahtvorbereitung versehen. In Abhängigkeit der Blechdicke können die Bleche im I-Stoß, mit einer Y-Nahtvorbereitung mit Gegenlage oder aber für sehr dicke Bleche mit einer DY-Nahtvorbereitung verschweißt werden. Die Vorbereitung der Bleche erfolgt ebenfalls abhängig von der Blechdicke mittels Plasma- oder Autogenbrennschneiden. Ist der Schuss geformt, wird zunächst die Längsnaht geheftet und dann im nächsten Arbeitsgang Unterpulver vollständig verschweißt. Die Rundnähte zum Fügen der Einzelschüsse zu einer Sektion werden ebenfalls Unterpulver geschweißt. Dabei werden die Komponenten auf sogenannten Rollenböcken gelagert, die das Bauteil in gleichmäßiger, stufenloser Geschwindigkeit drehen. Wird an schwer zugänglichen Baugruppen ein Schweißtraktor eingesetzt, so wird dieser innerhalb der Sektion so geführt,

dass immer eine Schweißung in Wannenlage möglich ist. Gleiches gilt auch beim Einsatz eines UP-Kreuzmastes bzw. für die Innenschweißung die Lanzentechnologie. Hierbei wird der Mast konstant in Position gehalten, während sich das Bauteil dreht.



Abbildung I-6 Herstellung von Stahlrohrtürmen mit Mehrdraht-UP-Schweißtechnik im Werk SIAG Tube & Tower, Leipzig; links: Walz-Biege-Vorgang zum Formen der Grobbleche; Mitte: UP-Schweißvorgang; rechts: Ein- und Auslaufblech für den UP-Prozess

Angesichts der hohen dynamischen Belastung stellen Schweißnähte im Hinblick auf die Ermüdungsfestigkeit immer kritische Details einer Konstruktion dar und müssen mit besonderer Aufmerksamkeit behandelt werden. Die Qualitätsprüfung erfolgt mit den üblichen Prüfverfahren. Zunächst wird immer eine Sichtprüfung (VT) voran gestellt. Oberflächenrisse können daraufhin mit dem Magnetpulver (MT) oder dem Farbeindringverfahren (PT) nachgewiesen werden. Ultraschall (UT) und Röntgen (RT) dienen zum Nachweis von Fehlern innerhalb der Naht oder auch des Grundwerkstoffes. Aufgrund der schwierigen Integration in die Fertigung, verbunden mit einer Evakuierung der Halle während der Aufnahme, wird Röntgen nur noch bei bestimmten speziellen Nahtbereichen und in Ausnahmefällen durchgeführt.

Den Abschluss jeder Sektion bilden in der Regel innenliegende Flansche mit Aushalsungen. Im Bereich von Adaptern und Fußsektionen kommen auch Doppellochflansche zum Einsatz. Die Formgebung und das Anschweißen der Flansche erfordern einige Erfahrung, da diese Bauteile besonders empfindlich gegenüber Schweißverzügen sind. Hier werden erhöhte Anforderungen an die Ebenheit und Ovalisierung gestellt, um bei einer Verbindung der einzelnen Sektionen Imperfektionen wie Klaffungen zu vermeiden. Besonders kritisch sind die Ebenheitsforderungen für den Flansch der Kopfsektion, da hierüber das imperfektionsempfindliche Azimutlager aufgenommen wird. Auch für die anderen Ringflanschverbindungen führen Ovalisierungen und Klaffungen zu einer außer-planmäßigen Beanspruchung der Schrauben, die nur in Grenzen tolerierbar ist und zu einem vorzeitigen Ermüdungsversagen der Schrauben führen kann. Unbestritten ist, dass die Ringflanschverbindung hinsichtlich Kraftfluss und Ermüdungsfestigkeit nicht die optimale Verbindung zwischen den Turmsegmenten darstellt. Daher gibt es zahlreiche Forschungsarbeiten zu alternativen Lösungen, wie beispielsweise in (Veljkovic, et al., 2012), die eine Ablösung der Ringflanschverbindungen durch Reibverbindungen oder in (Keindorf, 2010) durch eine mit Vergussmaterial verpresste Rohr-in-Rohr-

Steckverbindung untersuchen. Die Verbindung des Turms zum Fundament erfolgt über ein sogenanntes Fundamenteinbauteil (Flachgründung) bzw. Ankerkörbe (Tiefgründung), die beim Bau in den Beton des Fundamentes eingegossen wird.

Die Oberflächenbehandlung ist ein wichtiges Qualitätsmerkmal der Stahlrohtürme. Korrosion ist auch in aggressiver Umgebung über Jahrzehnte zu verhindern. Nach dem Strahlen werden die Sektionen daher durch ein zertifiziertes Farb-Anstrich-System in 2 bzw. 3 Schicht geschützt.

Die wesentlichen Herausforderungen für Schweißkonstruktionen im Bereich der Windenergieanlagen lassen sich aus dem Herstellungsprozess wie folgt zusammenfassen (Rahlf, 2006):

- schweißgerechte Gestaltung auch mit Blick auf steigende Stückzahlen
- Verarbeitung dicker Bleche mit Blechdicken, die deutlich über 50 mm liegen können
- wirtschaftliche Gestaltung der Nahtformen für qualitativ hochwertige Schweißungen bei geringer oder keiner Nacharbeit und reduziertem Nahtvolumen
- geringe Verzüge zur Vermeidung von Richtarbeiten
- hervorragende Schweißqualität sowie sehr gute Ermüdungseigenschaften der Verbindung

Diese Punkte sind gleichzeitig auch die Kriterien, die bei der Beurteilung der in diesem Projekt untersuchten Verfahren, Plasma-UP-Hybridschweißen und Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre, herangezogen werden müssen.

I.4.3 Hochleistungsfügeverfahren zum Fügen dicker Bleche

Die Fortschritte in vielen Industriebereichen, wie im Gasturbinenbau, in der Reaktortechnik oder im chemischen Apparatebau, wären ohne die moderne Schweißtechnik nicht möglich geworden. Neu hinzukommende Werkstoffe mit besonderen Eigenschaften (Korrosions-, Hochtemperatur-, Festigkeitseigenschaften) stellen erhöhte Anforderungen an die Schweißverfahren und die Fertigungstechnologie. Als Hochleistungsprozesse werden dabei Verfahren definiert, die eine Abschmelzleistung von mehr als 8 kg/h aufweisen. Diese erhöhte Abschmelzleistung kann entweder in eine erhöhte Schweißgeschwindigkeit oder aber in einen größeren Nahtquerschnitt umgesetzt werden.

Als wichtigste Kriterien sollen die Schweißverfahren eine hervorragende Schweißqualität sowie eine Erhöhung der Produktivität und der Wirtschaftlichkeit garantieren. Dabei werden die leicht mechanisierbaren Verfahren mit hoher Reproduzierbarkeit an Bedeutung gewinnen (MSG-, UP-, Elektronenstrahl-, Laserstrahlschweißen). In Tabelle I-1 sind die technologischen Eigenschaften der gängigen Schmelzschweißverfahren zusammengestellt. Die genannten Kriterien dienen als erste Orientierung zur Auswahl eines Verfahrens und sind nicht allgemeingültig.

Tabelle I-1: Technologische Eigenschaften der verschiedenen Schmelzschweißverfahren nach (Spur & Stöferle, 1986) ergänzt durch (Behnisch & Neubert, 2008)

Verfahren	Kennzahl	Benennung des Prozesses	Temperatur des Energieträgers	Schweißnahtbreite	Steilheit der Abkühlkurve	Breite der WEZ	Fugenhöhe I-Naht	Schweißgeschwindigkeit	Schweißverzug	Innere Spannungen
G	311	Gasschmelz	1	4	1	4	1	1	4	1
WIG	141	WIG	3	4	2	4	1	1	4	1
E	111	Lichtbogenhand	2	3	2	3	2	2	3	2
MIG	131	MIG	3	2	3	2	2	3	3	3
MAG	135	MAG	3	2	3	2	2	3	3	3
UP	12	UP	3	2	3	2	3	4	2	3
LA	52	Laserstrahl	4	1	4	1	4	5	1	2
EB	51	Elektronenstrahl	4	1	4	1	5	5	1	2

1 = niedrig, 2 = mittel, 3 = hoch, 4 = sehr hoch, 5 = extrem hoch

I.4.3.1 Lichtbogenverfahren

I.4.3.1.1 Metall-Schutzgas-Schweißen (MSG)

Beim Metall-Schutzgas-Schweißen (MSG), das nach wie vor am weitesten verbreitet ist, wird eine endlose Elektrode in einem Lichtbogen-Prozess unter Schutzgas abgeschmolzen, um Bauteile durch eine Schweißnaht miteinander zu verbinden. Besonders in den letzten 15 Jahren gab es zahlreiche Entwicklungen, um dieses Verfahren leistungs- und konkurrenzfähiger zu machen. Elektronisch geregelte Pulsstromquellen, präzise Drahtvorschubsysteme, robuste Lichtbogenbrenner sowie die Entwicklung neuer Prozessvarianten (Kurzlichtbogen mit geringem Energieeintrag, Hochleistungssprühlichtbogen, Impulslichtbogen, TIME) haben die Abschmelzleistung auf 10 bis 12 kg/h gesteigert. Die Abschmelzleistung kann durch Verwendung der Mehrdrahttechnik, z.B. der Tandemanordnung zweier getrennter hintereinander laufender Lichtbögen nochmals auf etwa 18 kg/h gesteigert werden, (Platz, 2009) (Schmidt & Kammerhuber, 2010).

I.4.3.1.2 Unterpulverschweißen (UP)

Das Unterpulverschweißen wird mit langer Tradition und großem Erfahrungsschatz beim Fügen großvolumiger Bauteile mit großen Verbindungsquerschnitten angewendet. Zu dem Hauptanwendungsgebiet dieses Verfahrens gehört daher das Schweißen langer, gerader Nähte sowie von Rundnähten an großen Querschnitten und Rohrdurchmessern, sodass es insbesondere im Stahl-, Brücken-, Schiff- und Behälterbau, in der Rohrherstellung, im Maschinen- und Nutzfahrzeugbau und in der Offshore-Industrie eingesetzt wird. Auch in der Turmfertigung von Windenergieanlagen mit den für das Unterpulverschweißen üblichen Nahtlängen und -formen hat es sich als Hochleistungsfügeprozess durchgesetzt.

Das Unterpulverschweißen gehört zur Gruppe der verdeckten Verfahren des Lichtbogensschweißens. Kennzeichen des Prozesses sind die blanke Drahtelektrode mit üblichen Durchmesser von 2,0 bis 5,0 mm, die mechanisch zugeführt wird und das Schweißpulver, das die Aufgabe ähnlich der Umhüllung bei Stabelektroden erfüllt. Durch einen entsprechenden Aufbau des Brenners taucht die Elektrode in eine Pulverschüttung ein. Der Lichtbogen brennt

dabei zwischen freiem Elektrodenende und Werkstück durch das Pulver abgeschirmt von der Atmosphäre. In der Umgebung des Lichtbogens wird ein Teil des Pulvers zu Schlacke aufgeschmolzen. Diese flüssige Schlacke und das darüber liegende Pulver schützen das Schmelzbad vor der umgebenden Atmosphäre. Es entsteht eine Kaverne mit ionisierten Gasen, in der der Lichtbogen brennt und der Werkstoffübergang tropfenförmig stattfindet. Zusätzlich begrenzt und stabilisiert diese geschlossene Kaverne den Lichtbogen und verringert die Abstrahlverluste, sodass ein hoher thermischer Wirkungsgrad erreicht wird. Da besonders durch den Schutz des Pulvers eine geschlossene Schweißkaverne und damit ein vor der Atmosphäre geschützter, stabiler Schweißprozess möglich ist, können Schweißstromstärke, -spannung und -geschwindigkeit stark variiert und an die jeweilige Schweißaufgabe angepasst werden. Die Anwendungsvielfalt lässt sich durch Verfahrensvarianten mit Mehrdrahtanwendung, wie sie in Abbildung I-7 dargestellt sind, weiter steigern.

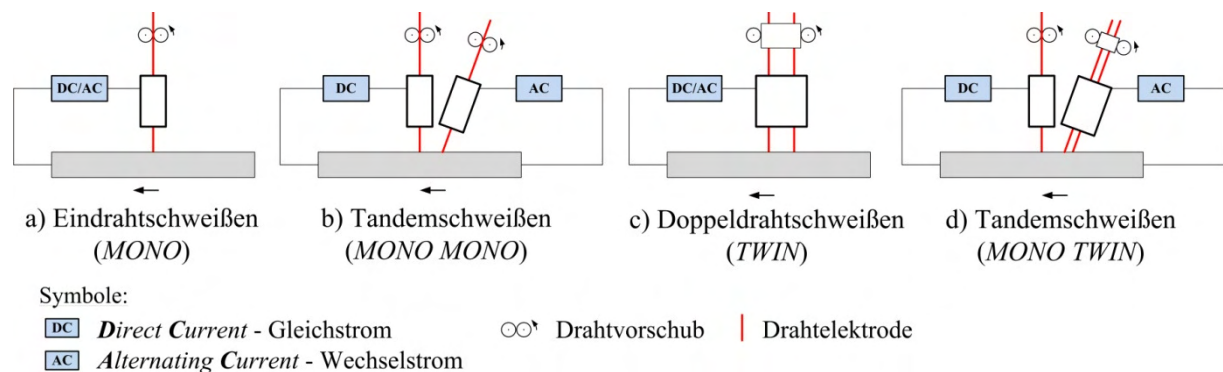


Abbildung I-7 Gängige Verfahrensvarianten für das UP-Schweißen (ESAB)

Bei den gebräuchlichen Drahtelektroden durchmessern von 3 bis 5 mm betragen die Stromstärken ungefähr zwischen 300 und 1200 A bei Schweißspannungen zwischen 25 und 40 V. Hiermit lassen sich bei Mehrdrahtanwendungen Abschmelzleistungen bis ca. 35 kg/h und Schweißgeschwindigkeiten von 30 bis 150 cm/min erzielen, (Hochreiter, 1995) (DVS-Merkblatt 0915, 2000) (Dilthey, 2006).

Zusätzlich werden weitere Mehrdrahtprozesse wie Tandemdoppeldraht oder Mehrdrahtanwendungen mit bis zu sechs stromführenden Drähten, letztere noch in der Versuchsphase, eingesetzt. Im Stahl-, Schiff-, Apparate- und Behälterbau wird üblicherweise mit bis zu drei Drähten geschweißt. Im Rohrleitungsbau werden bis zu fünf Drähte eingesetzt.

Anwender (Dirksen & Paschold, 2006) heben besonders die hohe Verfahrenssicherheit und geringe Reparaturquote bei UP-geschweißten Nähten hervor. Die Gerätetechnik ist robust und der durch das Verfahren verursachte Verschleiß ist sehr gering. Der hohe Wirkungsgrad verbunden mit einem tiefen Einbrand führt zu geringeren Toleranzanforderungen bei der Nahtvorbereitung. Größere Spalte sind mit geeigneten Voraussetzungen überbrückbar.

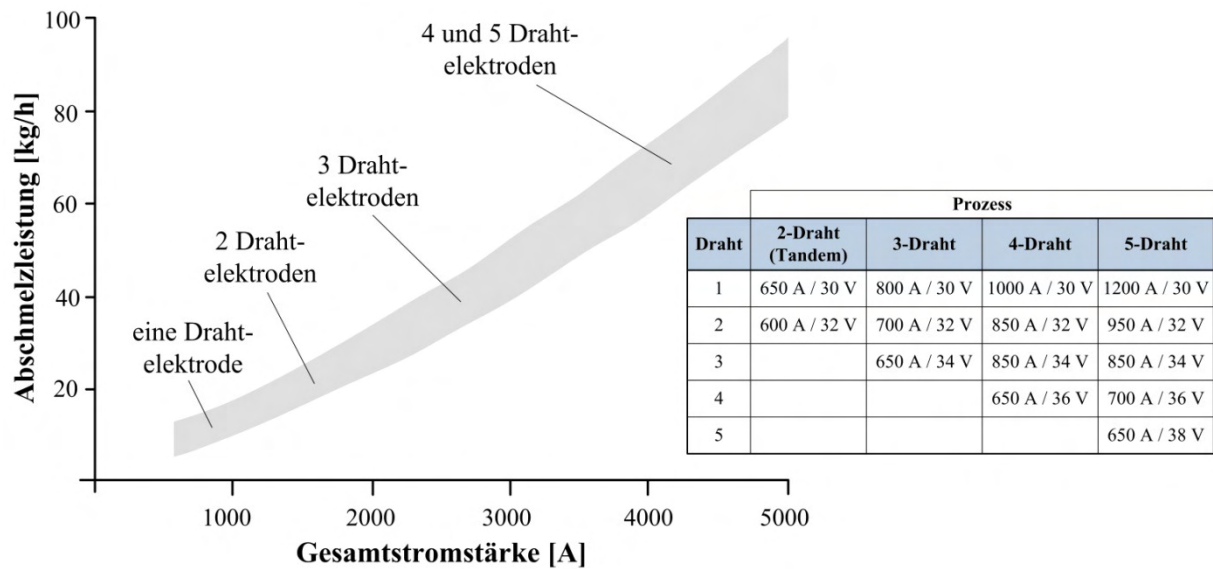


Abbildung I-8 Abschmelzleistung in Abhängigkeit von der Anzahl der Drahtelektroden bei einem Drahtelektroden \varnothing von 3 und 4 mm und typische Schweißparameter für Elektroden \varnothing von 4 mm (DVS-Merkblatt 0915, 2000)

I.4.3.1.3 Plasmaschweißen

Beim Plasmaschweißen brennt der Hauptlichtbogen ebenso wie beim WIG-Schweißen zwischen der nicht abschmelzenden Wolframelektrode (- Pol) und dem Werkstück (+ Pol). Während der Lichtbogen beim WIG-Verfahren frei brennt, wird er beim Plasmaschweißen zusätzlich durch eine wassergekühlte Plasmadüse eingeschnürt und durch kalten Gaszufluss außerhalb der Düse zu einem Plasmastrahl fokussiert. Zwischen Wolframelektrode und Plasmadüse wird ein Plasmagas geleitet. Als Plasmagas werden hauptsächlich das gegenüber Helium leicht ionisierbare Argon oder ein Argon/ Heliumgemisch verwendet. Im Unterschied zum MSG-Schweißen brennt der Lichtbogen kontinuierlich zwischen Elektrode und Schmelzbadoberfläche. Dies führt zu einem deutlich ruhigeren Schweißprozess, bei dem Spritzer fast vollständig vermieden werden und Nähte mit hoher Oberflächengüte möglich sind.

Das Plasmaschweißen ist ein vielfältig anwendbares Schweißverfahren. In Abhängigkeit der Leistungsparameter spricht man von Mikroplasma-, Weichplasma- und Plasmastichlochschiessen. Mittels Mikro- und Weichplasma-schweißen mit Stromstärken von 0,05 bis 200 A sind Blechdicken bis 3,0 mm möglich. Beim Plasmastichlochschiessen wird die Leistung noch weiter auf 150 bis 500 A erhöht, die Wärmeeinbringung noch weiter konzentriert, sodass ein Durchstechen über die gesamte Blechdicke möglich wird und sich ein sogenanntes Stichloch ausbildet. Bei Entstehung des Stichlochs wird die Schmelze zur Seite weggedrückt. Bewegt sich der Plasmastrahl fort, fließt sie wieder zusammen. Bei zu geringer Oberflächenspannung der Schmelze setzt ein unkontrolliertes Abfließen (Durchsacken der Schmelze) nach unten ein, (Fahrenwaldt & Schuller, 2006). Besonders beim Fügen von Baustahl ist dieser Prozess schwer beherrschbar, da die Schmelze eine geringe Viskosität und Oberflächenspannung aufweist. Der Prozess der Stichlochbildung wird schnell instabil. Bisher wurde dieses

Verfahren weniger für das Fügen von Baustählen eingesetzt. Blechdicken von 4 bis 10 mm sind jedoch beherrschbar, (Siewert, et al., 2008). Beim Schweißen ohne Zusatzwerkstoff kann eine verstärkte Porenbildung ein weiteres Problem darstellen, (Böhme, 1975) (Killing & Killing, 2002).

I.4.3.2 Strahlschweißverfahren

I.4.3.2.1 Tiefschweißeffekt

Ein wesentliches Merkmal von Strahlschweißverfahren mit Laser- und Elektronenstrahl ist der sogenannte Tiefschweißeffekt, der auch schon beim Plasmastichlochschiessen, wie oben beschrieben, beobachtet werden kann, siehe Abbildung I-9.

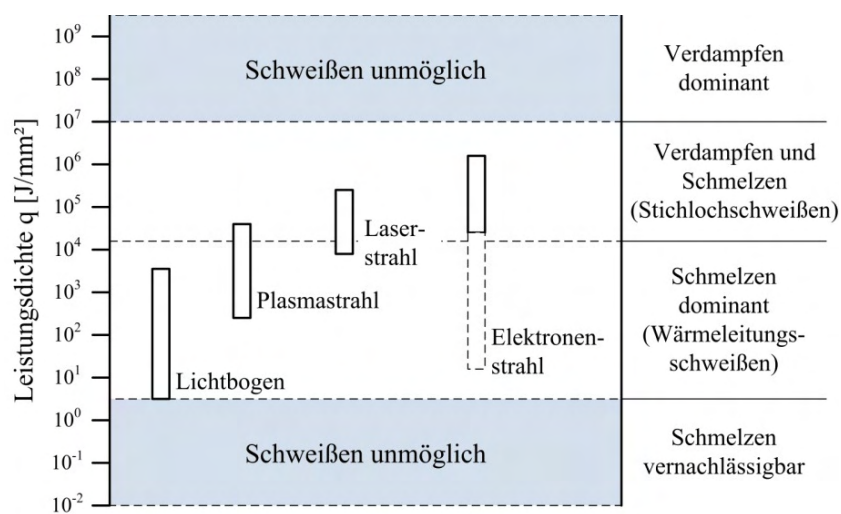
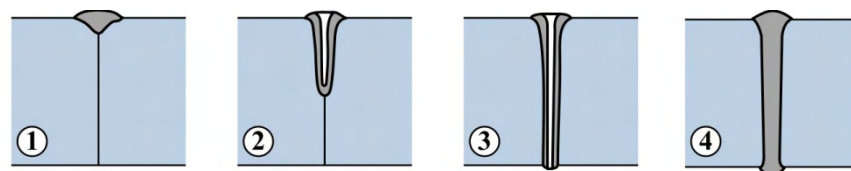


Abbildung I-9 Leistungsdichte unterschiedlicher Schweißverfahren (Radaj, 1999)

Hierbei wird die Schweißenergie auf einer kleinen Fläche konzentriert, sodass sich ab einer Wärmestromdichte von etwa 10^4 J/mm² über die gesamte Werkstückdicke eine Öse, auch als Stichloch oder Keyhole bezeichnet, ausbildet (siehe Abbildung I-10).



- ① Kinetische Energie wird in Wärme umgewandelt; Material wird aufgeschmolzen, teilweise verdampft
- ② Hoher Dampfdruck der Schmelze; Material wird zur Seite gedrückt, Strahl dringt tiefer ein
- ③ Durchgehende Dampfkapillare umgeben von einer „flüssigen“ Wand
- ④ Abgeschlossener Erstarrungsprozess; je nach Wunsch Schweißnaht, Bohrloch oder Schnittfuge

Abbildung I-10 Verschiedene Phasen des Aufbaus eines Keyholes für den Tiefschweißeffekt (Fritz & Schulze, 2006)

Verglichen mit Lichtbogenverfahren können Bauteile bei gleicher Blechdicke in weniger Lagen geschweißt werden. Dies führt zu folgenden Vorteilen

- höhere Schweißgeschwindigkeiten,
- geringerer Energieeintrag pro Längeneinheit,
- damit geringere Schweißverzüge und
- eine schmalere Wärmeeinflusszone.

Auf der anderen Seite folgen aufgrund des geringen Strahldurchmessers und der damit geringen Spaltüberbrückbarkeit von Strahlverfahren hohe geometrische Anforderungen an die Nahtvorbereitung. Darüber hinaus sind durch den geringeren Wärmeeintrag die Abkühlraten sehr hoch, was zu einer Aufhärtung im Nahtbereich und damit zu verschlechterten mechanischen Eigenschaften der Naht führen kann, (Poprawe, 2005).

I.4.3.2.2 Laserstrahlschweißen

Als modernes Fügeverfahren wird der Laser seit Anfang der 1970er zum Schweißen und Schneiden in der industriellen Anwendung erfolgreich genutzt. Die geringe, aber konzentrierte Wärmeeinbringung erzeugt sehr tiefe aber schlanke Nähte mit einer möglichst geringen Beeinflussung des Grundmaterials. Bei zusätzlichen hohen erreichbaren Schweißgeschwindigkeiten vermindert die geringe Wärmeeinbringung mögliche Schweißverzüge.

Für den Einsatz eines Lasers sind sowohl die Wellenlänge als auch die verfügbare Leistung und Strahlqualität ausschlaggebend. In der schweißtechnischen Fertigung haben sich wegen der erforderlichen Ausgangsleistungen bis heute vor allem die CO₂-Laser und die Nd:YAG (Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat)-Laser durchgesetzt. Industrielle Standardwerte für CO₂-Laser liegen heute bei 5 bis 20 kW, im Laborbetrieb bis zu 40 kW. In den letzten Jahren kam es zu einem rasanten Leistungsanstieg im Bereich der Faserlaser, die diese auch für eine Anwendung im Schiff-, Automobil- und Rohrleitungsbau interessant macht. Maximal sind derzeit 20 kW Leistung möglich. Hiermit sind Blechdicken bis zu 20 mm einlagig schweißbar (Gook, et al., 2008). Bei Schweißungen in diesen Leistungsbereichen ist der Schweißprozess jedoch durch besondere Maßnahmen zu stabilisieren, um störende Nebeneffekte wie das Auftreten einer sogenannten Metaldampffackel zu vermeiden. Weiterhin sind verglichen mit CO₂-Laser bei Schweißungen mit Faserlaser höhere Schweißgeschwindigkeiten und eine schlankere Nahtgeometrie, verbunden mit einer sehr schmalen Wärmeeinflusszone möglich. Durch die hohen Schweißgeschwindigkeiten und die damit gleichzeitig geringen Abkühlzeiten neigen Laserstrahl geschweißte Verbindungen zu Aufhärtungen und Porenbildung. Außerdem werden sehr hohe Anforderungen an die Nahtvorbereitung und Spannvorrichtung gestellt, da nur geringe Spaltweiten überbrückbar sind.

I.4.3.2.3 Elektronenstrahlschweißen

Das Vakuum-Elektronenstrahlschweißen (VEBW) ist ein gängiges Verfahren für das Fügen großer Nahttiefen, (Schultz, 2000). Eine konventionelle Vakuum-Elektronenschweißanlage

setzt sich aus den drei Hauptkomponenten Strahlerzeugung, Strahlführung und Vakuumarbeitskammer zusammen. Mit diesem Verfahren können extrem tiefe und gleichzeitig schmale Schweißnähte erzeugt werden. Winkerverzug und Querschrumpfung sowie andere störende Einwirkungen beim Schweißen sensibler Komponenten sind minimal. Das Spektrum der Anwendungsmöglichkeiten reicht vom Schweißen feinsten Folien bis hin zum Fügen von Werkstücken mit mehr als 200 mm Blechdicke in einem einzigen Arbeitsgang. Nachteilig sind jedoch bei großen Konstruktionen die erforderlichen großen Vakuumkammern zur Bauteilevakuierung mit langen Evakuierungszeiten, die derzeit in dieser Größenordnung kaum zur Verfügung stehen. Ein weiterer gravierender Nachteil ist wie auch beim Schweißen mit dem Laser die Notwendigkeit einer sehr genauen Nahtvorbereitung, bei der nur wenige Zehntelmillimeter Abweichung erlaubt sind. Dies ist in der Fertigung von Strahlrohrtürmen nahezu nicht realisierbar.

Beim Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre (NVEBW) wird gegenüber dem Schweißen im Vakuum die Vakuumkammer durch ein Druckstufensystem ersetzt. Der Elektronenstrahl wird zwar im Vakuum erzeugt, dann aber über das Druckstufensystem an die Atmosphäre ausgekoppelt, sodass dort der Schweißprozess stattfinden kann. Beim Austritt des Strahls an die Atmosphäre kollidieren die Elektronen mit den Molekülen der Luft und werden gestreut. Die Streuung der Elektronen bewirkt eine Aufweitung des Elektronenstrahls an der Atmosphäre. Der aufgeweitete Elektronenstrahl sorgt beim Schweißen für eine gute Spaltüberbrückbarkeit und eine große Toleranz des Verfahrens gegenüber Drahteinsatz, Versatz, Positionierfehlern und Ungenauigkeiten bei der Nahtvorbereitung. Jedoch ist aufgrund der Abnahme der Leistungsdichte des Elektronenstrahls an der Atmosphäre die Einschweißtiefe deutlich kleiner als beim Vakuum-Elektronenstrahlschweißen. Das Haupteinsatzgebiet der NVEBW-Technik liegt daher heute überwiegend im Feinblechbereich (Aluminium, Stahl) mit Blechdicken zwischen 0,5 und 5 mm und wurde dort umfangreich erforscht. Die Einschweißtiefe kann aber aufgrund der großen zur Verfügung stehenden Strahlleistung (bis zu 25 kW) einlagig bis zu 25 mm betragen. Dickblechschweißungen waren bislang jedoch noch nicht Gegenstand von Forschungsarbeiten. Weiterführende Informationen zum Prinzip des NVEBW, zu Anwendungen und Forschungsarbeiten können der Literatur entnommen werden, (Schubert & Kloss, 2001) (Szelagowski, 2003) (Hinse-Stern, 2004).

I.4.3.3 Hybridverfahren

Die Zahl der Schweißverfahren und hier insbesondere der Hybridverfahren hat in den letzten Jahren immer mehr zugenommen (Fritz & Schulze, 2006) (Riedel, 2004). Durch die Kombination positiver Eigenschaften bereits bewährter Fügeverfahren und deren Wirkung in einer gemeinsamen Prozesszone können schweißtechnische und wirtschaftliche Vorteile erzielt werden (siehe Abbildung I-11). Zahlreiche Veröffentlichungen und Projekte der letzten Jahre belegen die stetige Entwicklungs- und Forschungsarbeit für immer neue Anwendungen.

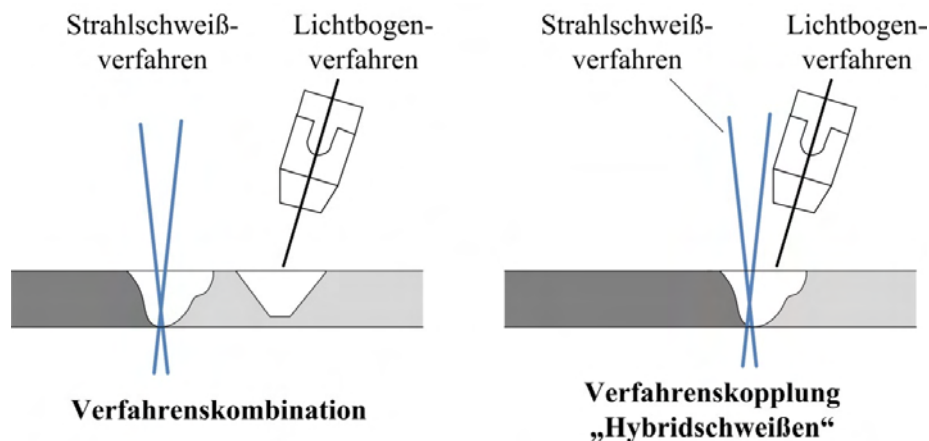


Abbildung I-11 Zur Definition einer Verfahrenskombination und einer Verfahrenskopplung nach (DVS-Merkblatt 3216, 2005)

I.4.3.3.1 Laser-MSG

Seit Beginn der 1990er Jahre wird intensiv an der Entwicklung hybrider Verfahren, die Strahl- und Lichtbogenschweißverfahren kombinieren, gearbeitet. Einzug in die praktische Anwendung hat hierbei besonders die Kombination aus Laser und MAG oder MIG-Schweißen gefunden. Beide Verfahren wirken in einer Prozesszone. Dies führt zu einer besseren Spaltüberbrückbarkeit, gleichzeitiger Zuführung von Zusatzmaterial, einem höheren Wirkungsgrad und langsamerer Abkühlung, (Bagger & Olsen, 2005) (Defalco, 2007).

Wichtig für das Schweißergebnis ist unter anderem die Anordnung des Lichtbogens zum senkrecht einfallenden Laserstrahl: Lichtbogen stechend dem Laser folgend oder schleppend dem Laser vorauslaufend. Bei schleppender Anordnung wird eine bessere Spaltüberbrückbarkeit erreicht, da der Laser in durch den Lichtbogen bereits aufgeschmolzenes Material einschweißen kann. Ob eine stechende oder schleppende Anordnung zu bevorzugen ist, hängt von vielen Faktoren, wie der Stabilität des Lichtbogens, der Reduzierung von Schweißspritzern, der Sicherheit gegen ein Durchfallen der Wurzel, der Breite der Naht, den Einbrandkerben oder der Neigung zu inneren Fehlern wie Poren und Rissen, ab. Daher ist es wichtig die Schweißaufgabe und die verschiedenen Parameter ganzheitlich abzuwägen. Weitere für das Schweißergebnis wichtige Parameter sind der Winkel zwischen Laser und Brennerachse, die Fokusslage, Wahl und Einsatz von Schutzgasen und die Abstimmung der Schweißparameter der Einzelverfahren, die näher in (Fuhrmann, 2007) (DVS-Merkblatt 3216, 2005) zusammengefasst sind.

In der praktischen Anwendung können Blechdicken bis zu 15 mm einlagig geschweißt werden (Rohrleitungsbau), in der Regel liegen die Blechdicken aber im Bereich von 8-10 mm. In der Forschung wird derzeit ein Blechdickenbereich bis 25 mm untersucht, allerdings treten hierbei häufig Risse in der Mitte der erstarrenden Schweißnaht auf. Dieser systematische Defekt ist derzeit Gegenstand der Forschung, (Schuster, 2004) (Fuhrmann, 2007) (Schuster, et al., 2011).

I.4.3.3.2 Laser-UP (LUPuS)

Das Laser-UP Schweißen stellt eine Kombination aus CO₂- Laser und Unterpulverschweißen dar und wurde am Institut für Schweißtechnik und Fügetechnik an der RWTH Aachen entwickelt und im Jahr 2005 patentiert. Die Gerätetechnik, Entwicklung und Schweißergebnisse sind in den Veröffentlichungen (Dilthey, et al., 2006) (Olschok, 2008) (Reisgen, et al., 2011) dargestellt. Motiviert wurde dieses Hybridverfahren durch eine verstärkte Porenbildung beim Laser-MSG-Hybridschweißen in Lage/ Gegenlage. Denn beim Einschweißen in die erste Lage kann sich das Stichloch, erzeugt durch den Laser, nicht mehr ausbilden und das Entgasen der Wurzel wird verhindert. Dadurch kommt es hier zu einer vermehrten Porenbildung. Durch die erhöhte Streckenenergie beim Unterpulverschweißen bleibt die Schmelze länger flüssig und ein Entgasen wird möglich.

Ist beim Laser-MSG-Hybridschweißen die Anordnung des MSG-Prozesses in stechender und schleppender Anordnung möglich, ist beim LUPuS bedingt durch die UP-Technik der Laser stets in Schweißrichtung führend anzuordnen. Denn das Pulver und die sich beim Schweißen bildenden feste Schlacke machen eine nachfolgende Anordnung des Lasers unmöglich. Ein wesentlicher Punkt bei der Kopplung der beiden Prozesse ist die Integration eines Trennbleches zwischen beiden Techniken, die verhindert, dass das Pulver des UP-Prozesses nicht nach vorn in das Sichtloch fällt und die Laserstrahlung durch das Pulver und nicht durch das Bauteil absorbiert wird. Eine sorgfältige Abstimmung der Prozesse mit Einbeziehung des Trennblechs führte im Bereich der Dickbleche zu metallurgisch und mechanisch-technologisch qualitativ hochwertigen Schweißnähten. Bleche mit Dicken von 20 mm mit V-Nahtvorbereitung, Nullspalt und mit Badsicherung sind realisierbar. Weiterhin konnte die Durchführbarkeit einer DY-Naht in Lage/ Gegenlage an 35 mm dicken Blechen mit einer Steghöhe von 25 mm gezeigt werden.

I.4.3.3.3 Laser-WIG und Laser-Plasma

Das Laser-WIG-Hybridschweißen unterscheidet sich vom Laser-MSG-Hybridschweißen, dass anstelle der abschmelzenden Drahtelektrode, eine nicht abschmelzende Wolframelektrode benutzt wird. Handelsübliche WIG-Stromquellen kommen dabei zur Anwendung. Der Laser-WIG-Hybridprozess wird sowohl ohne Zusatzwerkstoff, um z.B. Blechkanten bei Schweißungen an Kehlnähten am Überlappstoß zu glätten, so wie auch mit Zusatzwerkstoff, der über eine Kaltdrahtfördereinheit dem Prozess zugeführt wird, eingesetzt. Aufgrund der geringeren Abschmelzleistung ist das Verfahren in der Industrie deutlich weniger verbreitet als das Laser-MSG-Hybridschweißen, (Poprawe, 2005).

Verglichen mit der Variante Laser-MSG handelt es sich beim Laser-Plasma-Hybridschweißen um eine bisher wenig untersuchte Verfahrenskopplung. Möglich ist hierbei sowohl eine konzentrische Anordnung von Laserstrahl zu Plasmabrenner als auch ein sequentielle von senkrecht einfallendem Laserstrahl mit dazu winklig angeordnetem Plasmastrahl, (Stelling, 2008). Der Laserstrahl übt dabei einen stabilisierenden Effekt auf das Plasmastrahlschweißen aus, sodass die Effizienz des Hybridprozesses verglichen mit der Summe der Einzelprozesse ge-

steigert werden kann. Untersuchungen zum Plasma-Laser-Hybridschweißen beschränken sich in erster Linie auf dünne Bleche verschiedener Werkstoffe ohne den Einsatz von Zusatzwerkstoff mit einer Dicke bis zu 2 mm. In (Stelling, 2008) konnte für hochlegierte austenitische Stähle bei Verwendung eines Nd:YAG-Lasers mit einer maximalen Ausgangsleistung von 4,4 kW eine wirtschaftliche und technisch sinnvolle Anwendung für einen Blechdickenbereich von 5 bis 8 mm realisiert werden. Ebenfalls in der Entwicklungsphase befindet sich die Kopplung eines Lasers mit geringer Ausgangsleistung (500 W) mit einem Plasmabrenner in sequentieller Anordnung. Hierdurch kann die Prozessstabilität des Plasmaschweißens und die Spaltüberbrückbarkeit gegenüber dem reinen Laserstrahlprozess verbessert werden. Ebenso können Schweißgeschwindigkeit und Nahtqualität gesteigert werden (Emmelmann, et al., 2011).

I.4.3.3.4 Plasma-MIG

Bereits Anfang der 1970er Jahre wurden erste Untersuchungen von den Philips Forschungslaboren in Eindhoven (NL) zu einer Kombination von Plasma- und Metall-Schutzgasschweißen mit Anordnung in einem Schweißbrenner veröffentlicht. Der MIG-Lichtbogen ist dabei konzentrisch von einem Plasmalichtbogen umgeben. Diese Anordnung stellt hohe Anforderungen an das Brennerdesign, insbesondere an den Drahtvorschub, die Komplexität der Parameterauswahl und die Prozesssteuerung, und führte dazu, dass diese Technik erst in jüngerer Zeit mit der neueren Entwicklung von elektronischen Schweißstromquellen zu einer Renaissance kam. Die Gerätetechnik und Informationen bei verschiedensten Schweißanwendungen ist in (Kusch, 2004) (DVS-Merkblatt 0966-1, 2005) (Rosenfeld, et al., 2006) (Fischer, et al., 2009) im Detail beschrieben. Neben Lichtbogenlöt- und Auftragsschweißen ist in erster Linie das Verbindungsschweißen von Aluminiumlegierungen Anwendungsgebiet dieses Verfahrens. Hier sind Blechdicken von 2 bis 8 mm ohne Nahtvorbereitung schweißbar. Als Schweißposition wird die Wannenlage bevorzugt. Möglich sind aber auch Horizontal- und Querposition. Beim Schweißen von Stahllegierungen befindet sich die Technik im Versuchsstadium. Bisher sind Blechdicken bis 6 mm im I-Stoß realisierbar. Eine zusätzliche Variante dieses Verfahrens wird in (Bültermann & Lang, 2011) dargestellt. Die Anordnung der beiden Verfahren erfolgt nicht mehr konzentrisch sondern sequentiell. Der vorlaufende Plasmastrahl sorgt durch die Ausbildung eines Stichloches für den Tiefschweißeffekt, ein sicheres Erfassen der Wurzel, höhere Schweißgeschwindigkeiten und einen schmaleren Nahtquerschnitt. Der MSG-Prozess liefert den Zusatzwerkstoff (siehe Abbildung I-12).

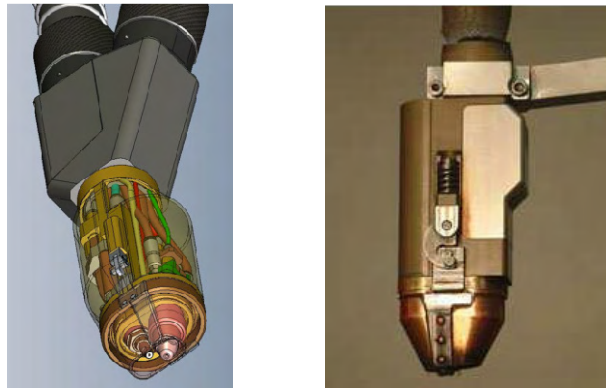


Abbildung I-12 Aufbau des Plasma-Hybridbrenners (Plasma Laser Technologies – PLT)

Beide Verfahren werden über eine gemeinsame Gasdüse bedient (Plasma Laser Technologies – PLT). An un- und niedriglegierten Baustählen sind Stumpfstoße mit Blechdicken bis 12 mm und beidseitig bis 25 mm erreichbar. Das Verfahren zeichnet sich, verglichen mit dem Laser-MSG-Hybridschweißen durch eine noch bessere Spaltüberbrückbarkeit aus, da der Plasmastrahl nicht so stark konzentriert wird wie der Laserstrahl.

I.4.4 Zusammenfassung

In vielen Industriebereichen wie im Schiff-, Anlagen- und Rohrleitungsbau aber auch bei Großkomponenten für die Windenergie steigt der Bedarf an leistungsfähiger und schneller Fügetechnik, um der erhöhten Nachfrage und der steigenden Bauteilgröße gerecht zu werden. Lange und mehrlagige Schweißnähte beim Fügen dicker Bleche führen die konventionelle MAG- und UP-Schweißtechnik an die Grenzen einer effizienten und ökonomischen Durchführbarkeit.

Die künftige Entwicklung in der Schweißtechnik wird daher gekennzeichnet sein durch

- den Zwang zur Kostensenkung (kurze Schweißzeiten, hohe Mechanisierung oder Automatisierung, hohe Prozessstabilität, hohe Ausfallsicherheit)
- die erweiterte Anwendung (neue Werkstoffe, neue Füge- und Trennmethoden) und
- den Austausch bestehender Verfahren durch einfacher mechanisierbare und leistungstärkere Verfahren

Tabelle I-2 fasst die maximal einlagig fügbaren Blechdicken der oben beschriebenen Verfahren entsprechend ihrer Literaturstellen nochmals zusammen. Eine Blechdicke von $t = 20$ mm zeigt sich für eine einlagig gefügte, qualitativ hochwertige Naht als Herausforderung und kann für das Projekt als Ziel und Anknüpfungspunkt für eine Weiterentwicklung definiert werden.

Tabelle I-2: Maximal schweißbare Blechdicke von Stahllegierungen bei einlagiger Ausführung

Verfahren	Nahtvorbereitung	Blechdicke	Bemerkung
Lichtbogenverfahren			
UP	I-Stoß	1,5 ... 8 mm	Ohne Wurzelschutz
	V-Naht	4 ... 20 mm	
Plasmastichlochsweißen	I-Stoß	4 ... 10 mm	Baustahl
Strahlschweißverfahren			
Laserstrahlschweißen	I-Stoß	25 mm	CO ₂
	I-Stoß	20 mm	Faserlaser
Electron Beam Welding	I-Stoß	200 mm	
Non Vacuum Electron Beam	I-Stoß	0,5...5 mm	Anwendung Feinblech
Hybridschweißverfahren			
Plasma-MIG	I-Stoß	12 mm	Entwicklung
Laser-UP	Y-Naht	20 mm	Entwicklung
Laser-MSG	Y-Naht	15 mm	Praktische Anwendung
	Y-Naht	25 mm	Entwicklung
Laser-Plasma	I-Naht	5 mm	Entwicklung

I.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Eine Zusammenarbeit mit anderen Stellen hat nicht stattgefunden.

II Eingehende Darstellung der erzielten Ergebnisse

Die Ergebnisse des Projektverbundes werden von den Projektbeteiligten gemeinschaftlich dargestellt.

II.1 Definition des Mehrdraht-Unterpulverschweißens als Referenzverfahren in der Turmfertigung

*Verfasser: Dipl.-Wi.-Ing. (FH) Stephan Priebe (SIAG Tube & Tower GmbH),
Dipl.-Ing. Mareike Collmann (Institut für Stahlbau, Leibniz Universität
Hannover)*

Arbeitspaket: AP 1 und 3

Als Lichtbogenschweißverfahren gehört das UP-Schweißen zu den Hochleistungsverfahren, das seit langen Jahren zum Fügen großvolumiger Bauteile mit großen Verbindungsquerschnitten angewendet werden. Es zeichnet sich durch seine hohe Verfahrenssicherheit und geringe Reparaturquoten aus. Auch in der Turmfertigung von Windenergieanlagen mit den für das Unterpulverschweißen üblichen Nahtlängen und -formen hat es sich als Hochleistungsprozess durchgesetzt und ist in seinen Grundzügen bereits im Stand der Technik unter I.4.3 dargestellt.

II.1.1 Untersuchung der Verfahrensvarianten zur Definition der Referenz

Zu Beginn des Projektes waren das Unterpulverschweißen als Referenzverfahren und die jeweilige Verfahrensvariante weiter zu definieren. Im Rahmen eines mehrwöchigen Großversuchs an Turmsektionen der laufenden Produktion mit einer Dicke zwischen 20 und 35 mm ist bei einer UP-Tandemanlage der Kopf 2 auf UP-Doppeldraht umgerüstet worden, um die Effektivität der Turmfertigung weiter zu steigern. Es wurden Abschmelzleistungen von 35 kg/h mit jeweils 1000 A an beiden Köpfen angestrebt. Der Kopf 2 erhielt für diesen Zeitraum eine leistungsfähigere Stromquelle, und auch die nötige Drahtversorgung wurde auf größere Gebinde angepasst. Die Auswertung dieser Versuche hat gezeigt, dass selbst bei Blechdicken von 35 mm die maximal mögliche angestrebte Abschmelzleistung von bis zu 35 kg/h bei 1000 A/Kopf 1 und 1000 A/Kopf 2 nicht umsetzbar ist. Der Nahtquerschnitt ist im Vergleich zu UP-Tandem schmaler und überhöht, speziell die Nahränder waren ungleichmäßiger. Als Ursache ist besonders der negative Einfluss der rotierenden 2 mm Drähte beim Düsenaustritt am Kopf 2 hervorzuheben.

Das getestete UP-Doppeldrahtverfahren ist unumstritten eine leistungsfähige Variante des UP-Schweißens. Im Vergleich zum etablierten UP-Tandemschweißen sind die in der SIAG Leipzig produzierten Stahlrohtürme mit einer durchschnittlichen repräsentativen Blechdicke zwischen 20 und 40 mm die Leistungsreserven dieses Verfahren nicht voll umsetzbar. Für den überwiegend genutzten Parameterbereich (600...800 A) ergeben sich damit keine Vorteile, sondern die Betriebskosten für Kontaktbacken, Vorschubrollen und Draht liegen höher. Das Verfahren mit seinen Möglichkeiten für hohe Abschmelzleistungen lässt sich dort voll aus-

nutzen, wo Querschnitte mit Blechdicken weit größer als 50 mm effektiv zu verschweißen sind. Hierbei kann eine konventionelle X-Naht Vorbereitung oder aber eine Sondernahtvorbereitung (J-Naht, Tulpennaht etc.) zum Einsatz kommen. Aus diesen Erkenntnissen konnte abgeleitet werden, dass das beim Turmfertiger in der Produktion installierte und bewährte Tandemschweißen bzw. die Mehrdrahtvariante mit drei Drähten Stand der Technik ist. Es konnte somit als Referenz definiert werden.

II.1.2 Durchführung der Schweißungen

Das Schweißen von Probenmaterial zur Untersuchung der Tragfähigkeit und Ermüdungsfestigkeit erfolgte im Werk der SIAG Tube & Tower GmbH in Leipzig. Jeweils drei Schweißproben aus Blechen der Stahlgüte S355 J2+N (siehe auch Tabelle II-1 und Tabelle II-2) mit den Gesamtabmessungen 500 x 700 mm bei einer Dicke von $t = 20$ mm, 30 mm und 40 mm wurden mit der vorhandenen Mehrdraht-UP-Schweißtechnik als Stumpfstoß mit einer DY-Nahtvorbereitung nach DIN EN ISO 9692-2 geschweißt. Diese Abmessungen wurden auch für die Großproben, geschweißt mit dem Elektronenstrahl an der Atmosphäre, verwendet. Durch die gewählten Abmessungen sollte die Streuungen bei Herstellung des Probenmaterials für die Schwingprüfung verringert werden. Außerdem zeigte sich auch, ob die zu entwickelnden Verfahren einen über die Nahtlänge stabilen Schweißprozess realisieren können und sich damit für eine Umsetzung in der Praxis als tauglich erweisen. Die in Verfahrensprüfungen nach DIN EN ISO 15614 geforderten Randbedingungen wurden aufgegriffen. Um die Proben über die gesamte Schweißnahtlänge zu nutzen, wurden zusätzlich Ein- und Auslaufbleche verwendet.

Tabelle II-1: Chemische Zusammensetzung laut Prüfzeugnis und Festigkeiten – Teil 1

Blechdicke [mm]	C [%]	Mn [%]	Si [%]	P [%]	S [%]	Cu [%]	Ni [%]	Cr [%]	Mo [%]	V [%]	Ti [%]
20	0,161	1,400	0,310	0,014	0,003	0,040	0,030	0,070	0,012	0,003	0,002
30	0,130	1,430	0,150	0,016	0,010	0,030	0,034	0,040	0,010	0,005	0,005
40	0,160	1,250	0,180	0,012	0,006	0,030	0,020	0,040	0,010	0,057	0,000
Normvorgabe nach DIN EN 10025-2	max. 0,20	max. 1,60	max. 0,55	max. 0,025	max. 0,025	max. 0,55	k. A.	k. A.	k. A.	k. A.	k. A.
Normvorgabe DIN EN 10025-3	max. 0,20	0,9- 1,65	max. 0,50	max. 0,030	max. 0,025	max. 0,55	max. 0,50	max. 0,30	max. 0,10	max. 0,12	max. 0,05

Tabelle II-2: Chemische Zusammensetzung laut Prüfzeugnis und Festigkeiten – Teil 2

Blechdicke [mm]	Al [%]	N [%]	Nb [%]	CET* [%]	CEV [%]	f _y [N/mm ²]	f _u [N/mm ²]	ε [%]
20	0,025	0,006	0,001	0,308	0,416	382	539	27,1
30	0,028	0,005	0,000	0,278	0,384	374	527	27
40	0,040	0,008	0,000	0,290	0,393	376	541	27
Normvorgabe nach DIN EN 10025-2	k. A.	k. A.	k. A.		t = 20, 30 mm 0,45 t = 40mm 0,47	345	470-630	22
Normvorgabe DIN EN 10025-3	min. 0,02	max. 0,015	max. 0,05		t = 20, 30 mm 0,43 t = 40mm 0,47	340	470-630	22

*Definition nach SEW 088

Um die drei Großproben einer Blechdicke möglichst reproduzierbar zu schweißen, wurden durch den Turmfertiger Schweißanweisungen erstellt. Die Schweißungen erfolgten während des Fertigungsbetriebes an einer UP-Anlage zum Schweißen von Längsnähten. Das Zeitfenster für die Versuche war daher gering. Um typische Herstellungstoleranzen zu ermitteln und diese für die Vergleichsverfahren darzustellen, wurden die Proben vermessen. Von besonderer Bedeutung waren resultierende Spaltmaße und Stegversätze, da sowohl das Plasma-UP als auch das NVEBW erhöhte Genauigkeitsanforderungen an die Schweißnahtvorbereitung stellen.

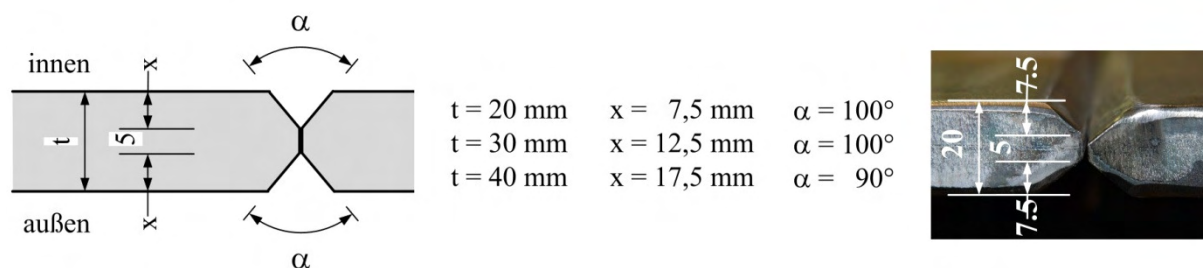


Abbildung II-1 DY-Nahtvorbereitung in Abhängigkeit der Blechdicke

Die Nahtvorbereitung wurde durch Autogenbrennschneiden hergestellt und anschließend metallisch blank verschliffen. Nach dem Ausrichten wurden zum Ausgleich des Spaltmaßes und als Wurzelsicherung für die folgenden UP-Lagen eine Lage MAG als Stützlage geschweißt. Ab einer Dicke von t = 30 mm wurden die Bleche in der Nahtfuge und im Nahtzonenbereich mit dem Vorwärm Brenner auf etwa 100-125°C vorgewärmt. Die Wurzellage wurde in der Regel im Eindrahtverfahren (Abbildung I-7 a)) verschweißt. Für Füll- und Decklagen wurde nach Möglichkeit das Tandemverfahren (Abbildung I-7 b)) eingesetzt. Während des Schweißens sind die Schweißparameter, Spannung und Stromstärke, sowie Schweißgeschwindigkeit und -zeit erfasst und dokumentiert worden. Zur zeitlichen Aufnahme der Temperaturzyklen während des Schweißens sind Thermoelemente vom Typ K, I mit d = 0,5 mm in verschiede-

nen Abständen, beginnend mit einem Abstand von 15 mm zur Fase der Nahtvorbereitung, appliziert worden. Die Proben mit $t = 20$ mm wurden zusätzlich mit Dehnungsmessstreifen, $0^\circ/90^\circ$ T-Rosette, für eine Messung der Dehnungskomponenten in x- und y-Richtung versehen. Die Anordnung der Messtechnik ist in Abbildung II-2 zu sehen.

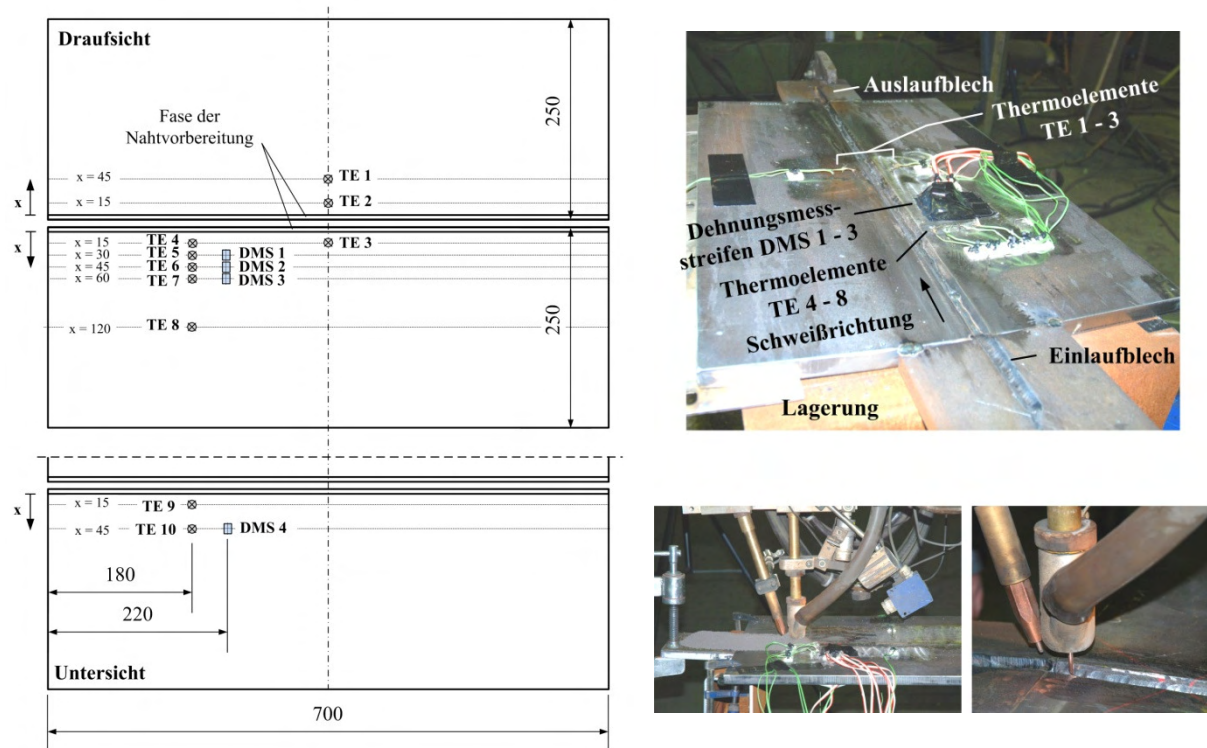


Abbildung II-2 links: schematische Darstellung des Messaufbaus; rechts: Versuche im Werk SIAG Tube & Tower GmbH Leipzig

Grundsätzlich ist anzumerken, dass die Reproduzierbarkeit der Schweißversuche selbst für Bleche gleicher Dicke schwierig ist. Schon aufgrund der geometrischen Randbedingungen aus der Nahtvorbereitung wie Spaltmaß, Versatz und Öffnungswinkel unterscheiden sich die Proben stark, sodass während der Schweißung auf die Gegebenheit unterschiedlich reagiert werden muss. In Tabelle II-3 zeigt sich dies insbesondere in der Anzahl der Schweißlagen und in den maximalen Temperaturen mit einem Abstand von 15 mm zur Fase der Nahtvorbereitung jeweils für die Lagen innen und außen, die sehr stark variieren. Eine detaillierte Darstellung der geometrischen IST-Werten der Nahtvorbereitung und eine Dokumentation der Schweißparameter während der Schweißversuche können dem Anhang entnommen werden.

Tabelle II-3: Daten der Schweißversuche

Nr.	Abmessungen			Spalt- maß [mm]	Öffnungs- winkel [°]	Lagen			Strecken- energie gesamt [kJ/cm]	max T, x = 15 mm	
	Dicke [mm]	Länge [mm]	Breite [mm]			innen	außen	gesamt		innen [°C]	außen [°C]
1	20	700	250	0,8	100	2	4	6	13,9	486,6	319,5
2	20	700	250	1,3	100	3	3	6	14,2	447,1	438,9
3	20	700	250	0,8	100	3	3	6	14,5	512,3	457,8
4	30	700	250	0,6	100	4	6	10	29,0	467,6	569,6
5	30	700	250	1,6	100	6	6	12	31,3	499,7	553,0
6	30	700	250	1,4	100	6	5	11	30,6	422,5	534,9
7	40	700	250	0,5	90	7	8	15	40,1	n. e.	n. e.
8	40	700	250	0,5	90	7	8	15	44,3	n. e.	n. e.
9	40	700	250	0,5	90	7	7	14	41.	n. e.	n. e.

Exemplarisch sind die Temperaturzyklen für die 3. und 5. Probe in Abbildung II-3 und Abbildung II-4 dargestellt. Auf Grundlage dieser Daten erfolgt eine Untersuchung der Wärmeleitung hinsichtlich Vorwärm-, Zwischenlagen- und Arbeitstemperatur.

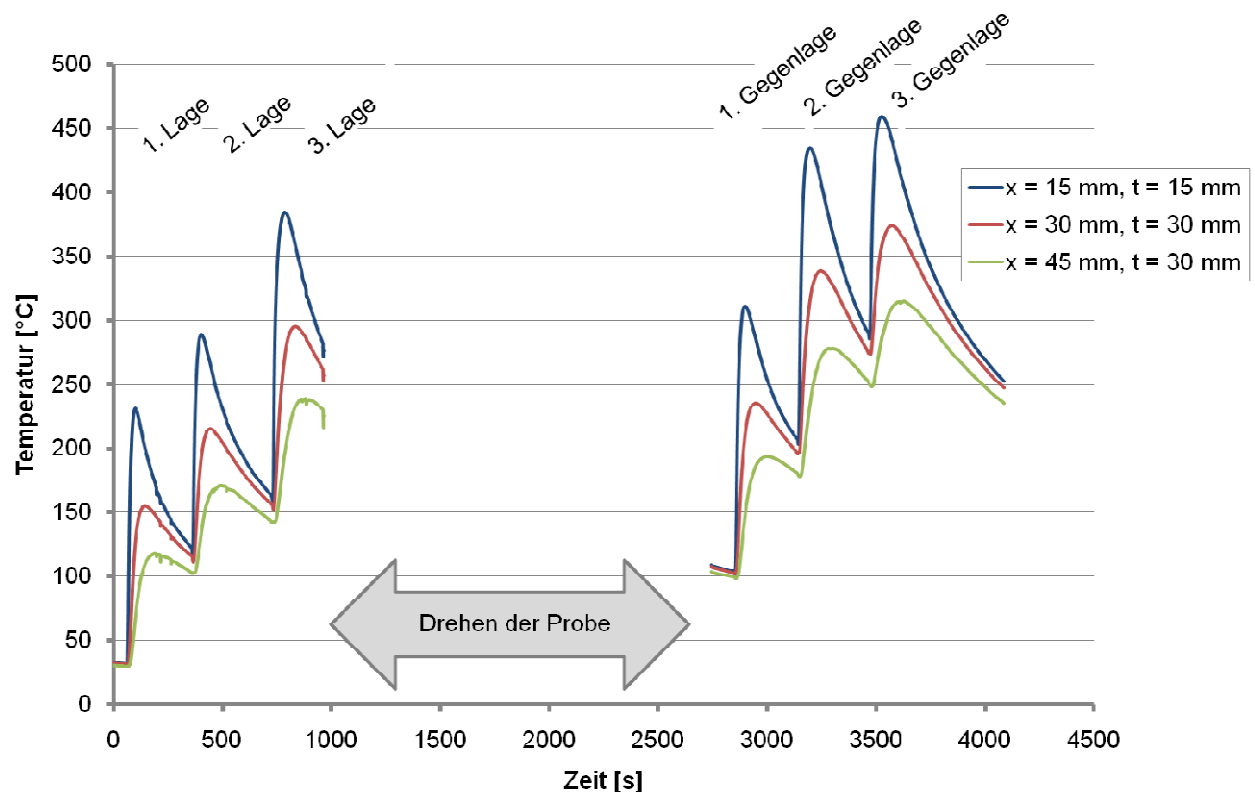


Abbildung II-3 Temperaturzyklus der 3. Probe (Versuch 20.3), t = 20 mm

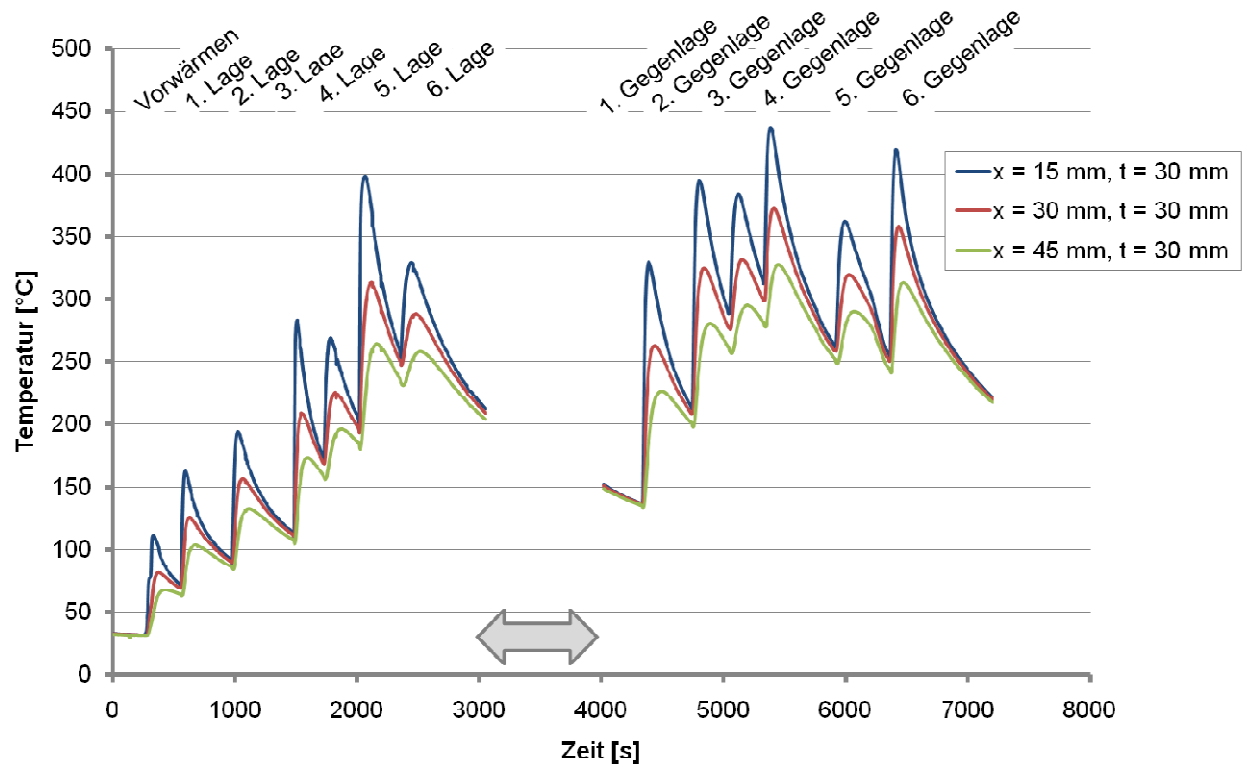


Abbildung II-4 Temperaturzyklus der 2. Probe (Versuch UP 30.2), $t = 30 \text{ mm}$

Die geschweißten Proben wurden im Anschluss einer Sichtprüfung gemäß DIN EN ISO 17637 (ehemals DIN EN 970) unterzogen und per Ultraschall nach DIN EN ISO 17640/ 11666 (ehemals DIN EN 1714/ 1712) geprüft. Die Schweißverbindungen erfüllen die Voraussetzungen zur Einordnung in Bewertungsgruppe B nach DIN EN ISO 5817, die für hoch dynamisch beanspruchte Bauteile anzusetzen ist.

II.2 Entwicklungen zum Plasma-UP-Hybridschweißen

Verfasser: Dr.-Ing. Todd Alexander Deißer

(Kjellberg Finsterwalde Schweißtechnik und Verschleißschutzsysteme GmbH)

Arbeitspaket: AP 2 und 4

II.2.1 Konzept einer Plasma-UP-Hybridschweißvorrichtung

Im Normalfall erfolgt vor dem Schweißen der Bleche die Vorbereitung der Fügezone, die sogenannte Schweißnahtvorbereitung. Dabei wird durch thermische (z.B. Plasmaschneiden) oder mechanische Verfahren eine für den Schweißprozess (z.B. UP-Schweißen) günstige Nahtgeometrie eingestellt. Welche Nahtform mit welchen geometrischen Parametern eingestellt wird, hängt stark von den geforderten Eigenschaften sowie den nachfolgend eingesetzten Schweißverfahren und zusätzlichen Randbedingungen ab. Diese Details werden u.a. von der Wissensbasis des Anwenders gebildet.

Im angedachten gekoppelten Prozess, folgend Plasma-UP-Hybridprozess genannt, sollten die Prozesse „Plasma“ und „UP-Schweißen“ prozesstechnisch verknüpft und aus Sicht der Anwendung zusammengefasst werden. Dies bedeutete also, dass die Zusammenführung zweier unabhängiger Verfahren erfolgen muss: Auf der einen Seite des UP-Schweißens, auf der anderen Seite des Plasmaprozesses. Hinsichtlich der Auswahl des Plasmaprozesses konnte auf bereits vorhandene Erkenntnisse (EP 1 570 939 B1, Howaldtswerke-Deutsche Werft GmbH) aufgebaut werden. An Blechen aus dem Bereich des Schiffbaus wurde ein ähnlicher Prozess vorgestellt, der einen Plasmafugenhobel einsetzt. Im Patent wird dieser Hybridprozess dazu angewendet, Bleche mit Dicken bis zu 15mm durch einen zweiseitigen Schweißprozess zu fügen und war somit günstig, als Ausgangspunkt der im vorliegenden Projekt gestellten Aufgabe zu dienen. Resultierend wurde der in Abbildung II-5 dargestellte Versuchsstand errichtet und in Betrieb genommen.

In der Bildmitte sind die beiden Brenner angeordnet. Es ist eine teilautomatisierte Achsenführung für die Hybrid-Brennereinheit integriert worden, die eine störungsfreie, gleichmäßige Bewegung der beiden Brennerköpfe über das Probenblech ermöglicht. Darüber ist der Pulvervorrat angeordnet, rechts davon die UP-Steuereinheit mit der Möglichkeit, Schweißstrom und –spannung sowie den Drahtvorschub zu variieren. Die Drahtaspel, die nicht im Bild zu sehen ist, befindet sich darüber. Im linken Bildbereich ist die sogenannte Gasbox für den Plasmafugenhobel angebracht. Hier werden die Gasströme des Plasmaprozesses für den Zünd- und Schweißvorgang vorgegeben. Die sehr aufwändige Anlagentechnik kann über die Fernsteuerung derart manipuliert werden, dass der Start/Stopp von Brennerbewegung, des UP-Schweiß- und des Plasmaprozesses ausgelöst werden kann. Eine Parametrisierung ist nur an den jeweiligen Prozessteuerungen möglich. Die beiden Stromquellen der verschiedenen Prozesse befinden sich aus Platzgründen im Nebenraum.



Abbildung II-5 Versuchsstand zur Erprobung des Plasma-UP-Hybrid-Schweißens

Einen wichtigen Aspekt stellte die Versuchseinspannung der Probenbleche dar, die nicht nur eine Fixierung gewährleisten musste sondern auch auf die gewählten bzw. geforderten Stoßgeometrien anzupassen war. Hierzu wurde in Absprache mit dem Institut für Werkstoffkunde eine adäquate Probenfixierung definiert, wie sie in Abbildung II-6 vergrößert gezeigt ist. Um die Vergleichbarkeit der Hybrid- und NVEBW-Ergebnisse zu ermöglichen, wurde diese Einspannung für beide Versuchsstände gewählt.

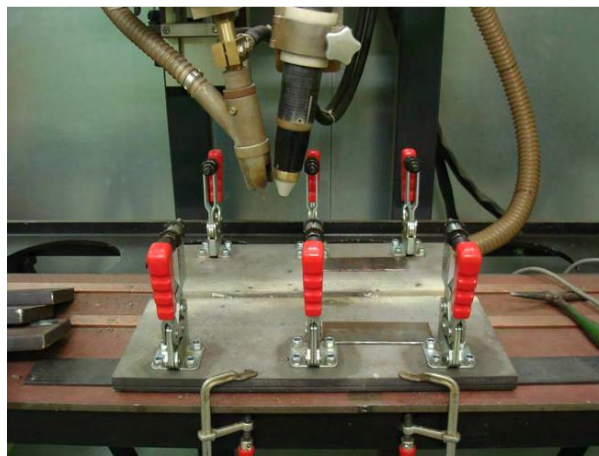


Abbildung II-6 Probeneinspannung für die Schweißversuche

II.2.2 Erprobung der Anlagentechnik

Nach Inbetriebnahme der Anlagentechnik konnten die ersten Schweißversuche durchgeführt werden, die sich auf die Erreichung einer möglichst hohen Funktionalität konzentrierten. Es traten beim Betrieb des Hybridprozesses schnell zwei anlagentechnische Problemstellungen auf. Zum einen zeigte die Kappe des Plasmabrenners vermehrt unerwünschte Anhaftungen der Schweißschlacke. Zum anderen mussten die Gasgeschwindigkeiten des verwendeten Plasmaaggregates derart gering eingestellt werden, dass eine ausreichende Kühlung der Plasmadüse und Schutzgaskappe nicht mehr gewährleistet war. Eine ausreichende Wärmeabfuhr ist jedoch für einen länger andauernden Betrieb des Kopfes unumgänglich. Durch eine Anpassung des Plasmabrenners im Bereich des Düsensystems mit dem Ziel der Erreichung einer

erhöhten Kühlleistung bei vorgegebenem Arbeitsfenster konnte der vermehrt aufgetretenen Überhitzung und Beschädigung des Brenners entgegen gewirkt werden. Es erscheint jedoch für längere Schweißnähte sinnvoll, die Düsenkappe durch eine weitere Kühlleitung zu ergänzen.

Anhaftender Schlacke an der Düsenkappe ist mit verschiedenen Beschichtungen auf keramischer Basis begegnet worden. Hierzu sind Kappen mit oxidischen und karbidischen, thermisch gespritzten Schichten eingesetzt worden. Eine Beschichtung mit Aluminiumoxid erwies sich letztendlich als kostengünstig und wirksam (vgl. Abbildung II-7).



Abbildung II-7 Brenneranordnung des Plasma-UP-Hybrid-Prozesses mit beschichteter Düsenkappe(Al_2O_3)

Es wurden umfangreiche Versuche durchgeführt, bei dem der Fokus auf das Zusammenspiel bzw. die Interaktion der beiden Prozesse (UP-Schweißen und Plasma-Fugenhobeln) gelegt wurde. Grundsätzlich kann ausgesagt werden, dass der Hybridprozess vor dem Hintergrund der angedachten Anwendung die gewünschte Funktionalität erreicht, wenn

- der UP-Brenner in stechender Position bewegt wird,
- der Plasma-Brenner schleppend angeordnet ist,
- das Plasma unter der Pulverschüttung arbeitet und
- der Abstand zwischen beiden Brenner möglichst gering gewählt wird.

Beim UP-Schweißen kann mit einem 4 mm-Schweißdraht gearbeitet werden, d.h., es wird ein hoher Füllungsgrad der aus dem I-Stoß entstandenen Fügezone erreicht. Das Erzielen einer geforderten Schweißnahtüberhöhung ist ebenfalls möglich.

Der Plasmafugenhobel wurde konstruktiv an die Aufgabenstellung angepasst. Diese bestand vorrangig in einer Reduzierung der Gasdurchflussmengen und -drücke, damit das geschmolzene Metall nicht aus der Fügezone gedrückt wird und somit dem Schweißprozess zur Verfügung steht. Dadurch konnte der Hybridprozess bei Blechdicken von bis zu 15 mm angewendet (Schweißen mit Lage und Gegenlage) werden.

II.2.3 Anpassung der Anlagentechnik, basierend auf den durchgeführten Schweißversuchen

Der Fugenhobel als Plasmaprozess weist technologische Restriktionen auf, die sich in einer begrenzten Qualität der erzeugten Schweißnähte widerspiegelt. Die Beherrschbarkeit von Blechdicken < 15 mm konnte zwar umgesetzt werden, jedoch wurde keine hohe Reproduzierbarkeit erreicht. Die Hauptgründe stellten eine unzureichende Tiefenwirkung des Plasmas sowie ein verstärktes Auftreten von bereits oberflächlich erkennbaren Nahtfehlern dar. Die Untersuchungen der gefügten Proben zeigen beim Abschweißen in der Reihenfolge Lage/ Gegenlage die Bildung einer Kanalpore im Überschneidungsbereich der geschweißten Lagen. In Zusammenarbeit mit dem Institut für Werkstoffkunde konnte diese ‚Pore‘, wie in Abbildung II-8 wiedergegeben, als besondere Ausprägung eines Heißrisses identifiziert werden (vgl. Kapitel II.5.1). Eine Vermeidung ist dadurch möglich, dass nicht eingeschweißt (Plasmafugenhobel) sondern durchgeschweißt (Plasmastichlochverfahren) wird.

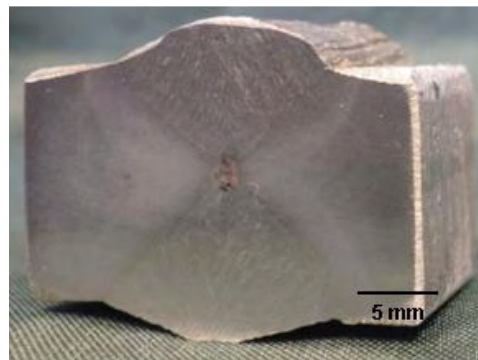


Abbildung II-8 *Mittels Hybridverfahrens gefügtes Blech mit Defekt im Überlappbereich von Lage und Gegenlage*

Gleichzeitig nimmt die Nahtbreite stark zu, sobald die Leistung des Brennersystems erhöht wird. Die Oberfläche des Bleches wird derart breit beeinflusst, dass nur mit einem UP-Prozess mit Band statt mit Draht gefüllt werden kann. Dies wurde mit getrennten Prozessschritten überprüft, nicht jedoch als Hybrid, da der Fokus der besseren Tiefenerreichbarkeit verstärkt verfolgt wurde.

Daher wurde das Plasmafugenhobeln durch das Plasmastichlochschiessen als alternative Plasmatechnologie substituiert (siehe auch Abbildung II-9). Bei der Variante des Stichlochschiessens ist die Tiefenwirkung deutlich größer (siehe auch Kapitel I.4.3.1.3 zum Plasmaschiessen und Kapitel I.4.3.2.1 zum Tiefschweißeffekt). Kann beim Fugenhobeln lediglich eingeschweißt werden, erfolgt beim Stichlochprozess eine Durchschweißung. Die vorrangig durch das Einschweißen beim Einsatz des Hobels aufgetretenen Nahtfehler (vgl. Kapitel II.5.1) konnten durch den Verfahrenswechsel deutlich reduziert werden.

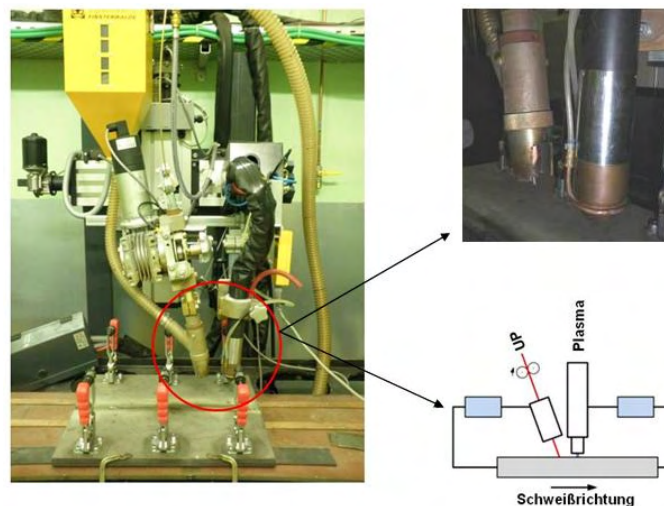


Abbildung II-9 *Modifizierte Versuchsanlage zum Plasma-UP-Hybridschweißen (Kombination aus UP- und Plasmastichlochschiessen)*

Als verfügbare Technologie wurde zunächst auf kommerziell verfügbare Stichlochbrenner zurückgegriffen. Bei geringen Blechdicken < 10 mm konnten hiermit hochwertige Fügeergebnisse erzielt werden. Höhere Blechdicken konnten nicht mehr mit guter Qualität geschweißt werden. Die Kühlung der Brenner ist für den notwendigen hohen Leistungsbereich zu gering ausgelegt, zusätzlich traten bei Leistungen mit Stromstärken oberhalb 150 A unkontrollierbare Nebenlichtbögen auf. Daher wurde eine Eigenkonstruktion entwickelt, mit der die weiteren Versuche durchgeführt wurden. Mit diesem Brennersystem konnten die guten Ergebnisse bei 6 mm, 8 mm, 10 mm und 12 mm dicken Blechen reproduziert werden. Sogar das Fügen von 15 mm gelang.

Ergänzt wurden die Arbeiten durch eine Anpassung der Probenaufnahme. Diese wurde derart modifiziert, dass keramische Badsicherungen und eine Formierung der Wurzel mit Argon verwendet bzw. angewandt werden können. Beides resultiert in einer verbesserten Nahtqualität und ist beim Durchschweißen als notwendig einzustufen, um ein Ausfließen der Schmelze nach unten zu verhindern. Das Formieren stellt sich bisher als die zielführende Alternative dar.

Um größere Steghöhen bearbeiten zu können, wurde das eigene Stichloch-Brennersystem derart modifiziert, dass kurzzeitig mit bis zu 350 A Stromstärke gearbeitet werden kann. Hierzu wurde eine deutlich stärkere Kühlung am Brenner etabliert.

Das neue Brennersystem ist entkoppelt vom Hybridprozess mit technologisch leichter beherrschbaren Chromnickel-Stählen auf seine Eignung hin untersucht worden. Hierzu wurden I-Stöße mit Blechdicken bis zu 17 mm erfolgreich gefügt.

Hinsichtlich des im Projekt verwendeten Stahles der Qualität S355J konnte die maximal beherrschbare Stegdicke von 15 mm noch nicht überschritten werden. Mit angepassten Schleppgasdüsen konnten leichte qualitative Verbesserungen erzielt werden (vgl. Abbildung II-10).

Es scheint aber immer noch ein Mitreißen von Sauerstoff stattzufinden, das ein unerwünschtes Durchsacken der Schmelze bewirkt.

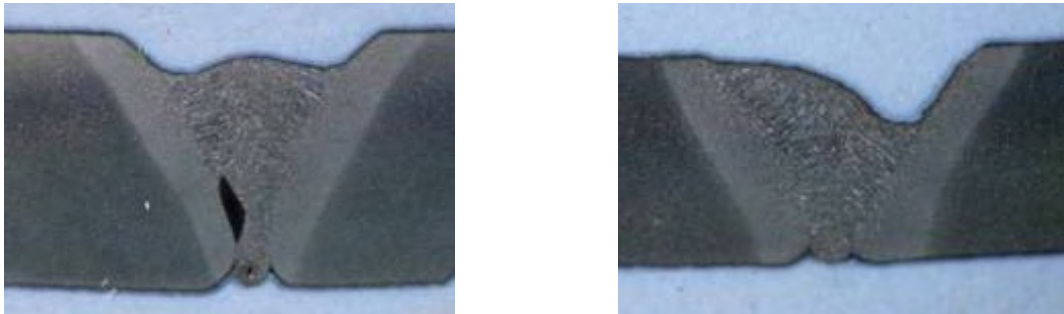


Abbildung II-10 Makroskopische Fehler beim Plasmastichlochsweißen (links: Durchsacken mit Porenbildung, rechts: ungleichmäßiges Abschmelzen der Blechflanken)

Weitere Versuche zielten daher darauf ab, diesem Phänomen durch Anpassung der Schweißposition und Variation der Plasmagaszusammensetzung gezielt entgegen zu wirken (vgl. Abbildung II-11). Auch mit diesem Werkzeug konnten wieder leichte Verbesserungen erzielt werden, eine Beherrschung signifikant höherer Stegbreiten jedoch nicht.

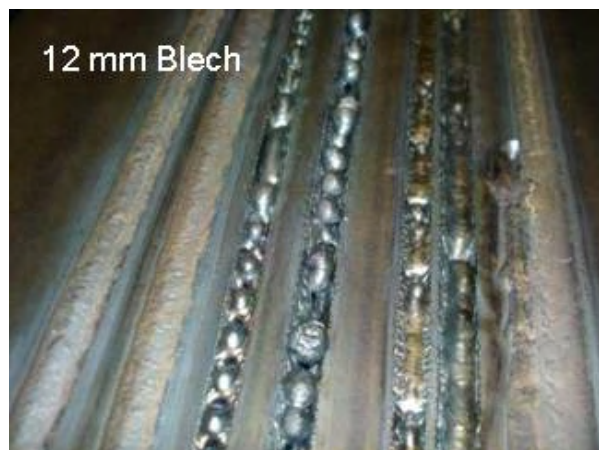


Abbildung II-11 Versuchsblech zur Parameterfindung beim Stichlochsweißen von S355 (Mitte: fehlerhafte Nähte, Randbereiche: hochwertige Ergebnisse)

Die Schleppgasdüsen zum Schutz der Schweißnaht beim Stichlochprozess wurden zum Fügen innerhalb einer V-Kontur angepasst. Hier störten jedoch hin und wieder auftretende Nebenlichtbögen den Prozess zum Teil erheblich. Das Spülen mit einer Dusche erwies sich hingegen als ausreichend.

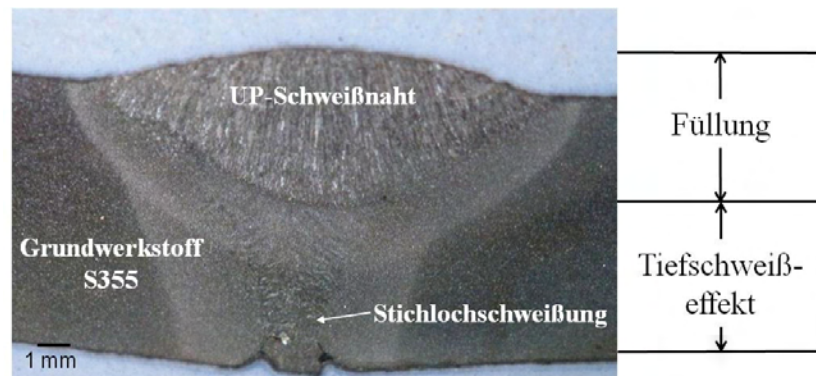


Abbildung II-12 Zweistufig gefügtes Blech (S355, $t = 10$ mm), Stegerfassung durch Plasmastichlochprozess, Füllung durch UP-Schweißen

II.2.4 Fazit und Ausblick

Die Abfolge, erst die Stoßgeometrie mittels Plasmastichlochschiweißen zu fügen und abschließend in Lage/ Gegenlage die oberflächigen UP-Nähte aufzutragen, hat sich als richtig herausgestellt. Zonen der Stichlochnaht mit kleineren Mängeln können durch die UP-Naht ausgeglichen werden. So sind leichte Schwankungen im Füllungsgrad der Fuge durch eine Anpassung der Schweißgeschwindigkeit realisierbar. Der komplette Nahtaufbau ist in Abbildung II-12 dargestellt. Bei Blechen mit einer Dicke von 20 mm können die hochwertigsten Ergebnisse erreicht werden.

Das angepasste Brennersystem konnte sich bewähren. Ein Dauerbetrieb mit Strömen bis zu 350 A scheint möglich. Örtliche Überhitzungserscheinungen am Brenner konnten im Zuge der Testschweißungen nicht mehr beobachtet werden. Steghöhen von über 15 mm sind nur sehr schwer realisierbar. Die erreichbare Reproduzierbarkeit ist sehr gering, der Prozess wird bereits durch kleine Toleranzen instabil. Der Hauptgrund kann in einer unzureichenden Abschirmung des atmosphärischen Sauerstoffes gesehen werden.

Die Überarbeitung der Schleppgasdüsen wird beständig weitergeführt. Aktuell können Schweißnähte erzeugt werden, die bereits teilweise den gewünschten metallischen Glanz aufweisen. Eine zusätzliche Potenzialtrennung zur Unterdrückung der Bildung von Nebenlichtbögen wurde ergänzend durchgeführt. Die Qualität der Schweißnähte konnte dadurch verbessert werden.

Eine Ursache auftretender Prozessinstabilitäten kann zusätzlich im Bedienungsaufwand gefunden werden. Die Anlagentechnik erfordert den Einsatz von zwei Mitarbeitern. Alle Prozessstufen, die Anpassung der Prozessgase (besonders nach dem Zünden des übertragenden Lichtbogens), das Auslösen der Schweißbewegung etc. werden manuell umgesetzt. Damit eine erhöhte Prozesssicherheit erreicht werden kann, ist eine teilweise oder vollständige Automatisierung sinnvoll. Hierzu wurden erste Maßnahmen durchgeführt, die qualitativ höherwertige Ergebnisse in Aussicht stellen. Mit der gleichen Maßnahme besteht auch die Möglichkeit, beide Prozesse zu einem echten Hybrid zu verknüpfen und in voreingestellten Parameterfenstern als kombinierten Prozess auf Bauteile anzuwenden.

II.3 Weiterentwicklung des Elektronenstrahlschweißens an der Atmosphäre für eine Anwendung im Dickblechbereich

Verfasser: Dipl.-Ing. Rudolf Konya

(Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover)

Arbeitspaket: AP 2 und 4

Vorrangiges Arbeitsziel war es eine hohe, einlagig erreichbare Einschweißtiefe mit dem Nonvakuum-Elektronenstrahl zu erreichen. Dazu muss der Elektronenstrahl vor allem eine hohe Leistungsdichte aber auch einen hohen Strahlwirkungsgrad aufweisen. Der Strahlwirkungsgrad liegt beim Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen im Bereich von 90%. Ein Großteil des Verlustes beim Strahlwirkungsgrad entsteht, wenn der Elektronenstrahl das Druckstufensystem durchläuft. Die Einflussnahme auf den Strahlwirkungsgrad ist beschränkt und mit einem erheblichen Aufwand verbunden. Dieser hohe Aufwand entsteht durch die Einflussnahme über eine konstruktive Optimierung des Druckstufensystems. Die Leistungsdichte des Elektronenstrahls wird, abgesehen von der direkten Einflussnahme über die Strahlparameter, vor allem durch die Streuung des Elektronenstrahls an der Atmosphäre bestimmt. Auf die Leistungsdichte kann durch verschiedene Faktoren positiv eingewirkt werden:

- Im Druckstufensystem kann über kurze Wege bis zum Strahlaustritt bei möglichst geringem Druck die Streuung verringert werden.
- Nach dem Strahlaustritt kann die Streuung durch einen kurzen Arbeitsabstand zum Werkstück verringert werden. Neben den Strahlparametern und der Schweißgeschwindigkeit ist der Arbeitsabstand einer der wesentlichen Schweißparameter.
- Durch die Zusammensetzung der Atmosphäre der Gase im Strahlengang kann ebenfalls die Streuung reduziert werden. Für eine Reduzierung der Streuung sind Atome bzw. Moleküle mit kleinem Durchmesser zu bevorzugen. Deshalb wird im Druckstufensystem Helium als Strahlführungsgas eingesetzt.

II.3.1 Aufbau einer Vorrichtung für einen zusätzlichen externen Crossjet

Mit einer zusätzlichen - quer zur Strahlachse gerichteten - externen Gasströmung (Crossjet), soll das Eindringen von Spritzern, Schweißstäuben und Metaldämpfen in den Strahlerzeuger während des Schweißprozesses verhindert werden. Im Strahlerzeuger können dadurch unzulässige Spannungsabfälle und damit Prozessabbrüche und Schweißdefekte verursacht werden. Die Gefahr von Spannungsabfällen durch eindringende Spritzer, Schweißstäube und Metaldämpfe steigt mit abnehmendem Arbeitsabstand und begrenzt den minimal nutzbaren Arbeitsabstand auf ca. 10 mm. Ziel ist es, mit dem zusätzlichen Crossjet Spritzer, Schweißstäube und Metaldämpfe abzulenken und am Eindringen in das Druckstufensystem zu hindern. Damit sollte anschließend der minimal nutzbare Arbeitsabstand weiter verringert werden können, um die Leistungsdichte und damit die erreichbare Einschweißtiefe steigern zu können. Der Versuchsaufbau mit externem Crossjet ist in Abbildung II-13 dargestellt. Für eine hohe kinetische Energie und damit Ablenkleistung der Gasströmung ist eine Lavaldüse genutzt

worden, die eine Überschallströmung erzeugt. Zur Erzeugen der Überschallströmung ist eine Schneiddüse aus der Autogenschneidtechnik vom Typ Gericut 1270-PY genutzt worden. Mit der genutzten Halterung lässt sich der Crossjet in den drei Raumrichtungen entlang der X-, Y- und Z-Achse zustellen. Zusätzlich kann auch der Anstellwinkel eingestellt werden.

Aufgrund des geringen Arbeitsabstandes kann es auch zu Einwirkungen des Crossjet auf das Schmelzbad kommen und dieses austreiben. Um diesem Effekt entgegen zu wirken, ist die Strömungsrichtung des Crossjet quer zur Schweißrichtung gewählt worden. Zusätzlich ist die Crossjetdüse nah am Strahlaustritt mit einem flachen Anstellwinkel ausgerichtet worden.

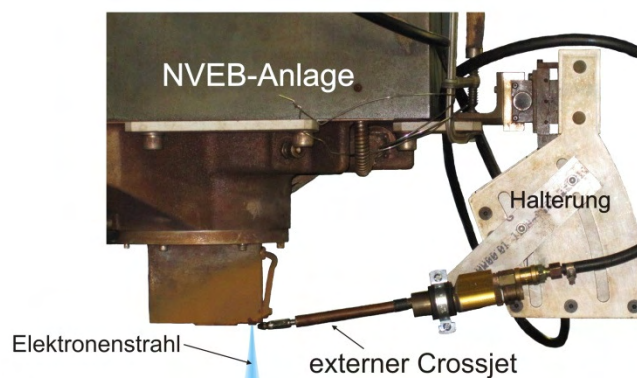


Abbildung II-13 Erweiterte NVEB-Anlage mit externem Crossjet

Der beschriebene Versuchsaufbau ist gut geeignet, dem Eindringen von Spritzern, Schweißstäuben und Metalldämpfen entgegenzuwirken. Begrenzend für eine Absenkung des Arbeitsabstandes waren nicht Spannungsabfälle und Prozessabbrüche verursacht durch Spritzer, Schweißstäube und Metalldämpfe. Vielmehr führte mit sinkendem Arbeitsabstand die Einwirkung vom Crossjet auf das Schmelzbad begrenzend auf den Arbeitsabstand. Mit dem Versuchsaufbau konnte der minimale Arbeitsabstand auf 5 mm bis 7 mm reduziert werden.

II.3.2 Messung des Verluststroms in der Orificedüse

Ca. 10 % der Strahlleistung verbleiben als Verlust im Druckstufensystem. Dabei ist die letzte Düse (Orificedüse), bevor der Elektronenstrahl an die Atmosphäre austritt, von Bedeutung. In dem Bereich sind der Druck bzw. die Dichte im Druckstufensystem und damit auch die Streuung des Elektronenstrahls am Größten. Gleichzeitig wird in der Orificedüse Helium eingebracht (Blowdown). Der Blowdown dient als Strahlführungsgas und ebenfalls als Schutz vor Spritzern, Schweißstäuben und Metalldämpfen.

Der in der Orificedüse zurückbleibende Strahlanteil ist bestimmt und bewertet worden. Gleichzeitig sind damit Grundlagen für eine mögliche online Erfassung der Verluste während eines Schweißprozesses gelegt worden. Eine solche Onlineerfassung würde es ermöglichen, Veränderungen der Verluste während des Schweißprozesses (z.B. durch Spritzer, Schweißstäube oder Metalldämpfe) aufzuzeichnen und zu bewerten, um damit Rückschlüsse auf das Schweißergebnis ziehen zu können. Die Orificedüse ist mit Hilfe von Folien gegen über der Erde isoliert worden, siehe Abbildung II-14 b). Die Orificedüse nimmt vom Elektronenstrahl

Elektronen auf. Dieser Strom wird über einen Messwiderstand an die Erde abgeführt. Das Messsignal ergibt sich aus der am Messwiderstand gemessenen Spannung. Zusätzlich ist ein Faradaykäfig verwendet worden, um gleichzeitig den Strahlwirkungsgrad aufzeichnen zu können. Bei den Versuchen ist der Arbeitsabstand vom Strahlaustritt zum Faradaykäfig bei ansonsten konstanten Parametern variiert worden. Dabei ist eine starke Abhängigkeit des Messsignals vom Arbeitsabstand festgestellt worden, siehe Abbildung II-14 a) „isolierte Orificedüse“. Vor allem bei Arbeitsabständen von 10 mm bis 40 mm, die zum Schweißen genutzt werden, ist ein Peak im Signal aufgetreten. Zurückgeführt werden diese Abhängigkeiten auf Störströme. Dazu gehören Sekundärelektronen, die beim Auftreffen des Elektronenstrahls auf den Faradaykäfig entstehen. Vor allem der Peak des Messsignals bei geringen Arbeitsabständen wird darauf zurückgeführt. Aus diesem Grund ist eine weitere Abschirmung zwischen Faradaykäfig und Orificedüse installiert worden, um diese Störsignale zu vermeiden. Durch diese Maßnahme konnte vor allem der Peak bei den relevanten Arbeitsabständen von 10 mm bis 40 mm beseitigt werden, siehe Abbildung II-14 a) „mit Abschirmung“. Weitere Störströme, die durch das leitende ionisierte Gas im Bereich begünstigt werden, machten eine weitere Optimierung der Abschirmung notwendig, siehe Abbildung II-14 a) „optimierte Abschirmung“. Mit dem letzten Aufbau sind die Verluste, die in der Orificedüse entstehen, bestimmt worden. Etwa 2,5 % bis 3,5 % Anteil des Nennstrahlstromes gehen als Verlust überwiegend in Form von Wärme in die Orificedüse. Obwohl die Streuung des Elektronenstrahls im Bereich der Orificedüse am Größten ist, entfällt auf die Orificedüse nicht der Großteil der Verluste, welche im Druckstufensystem entstehen.

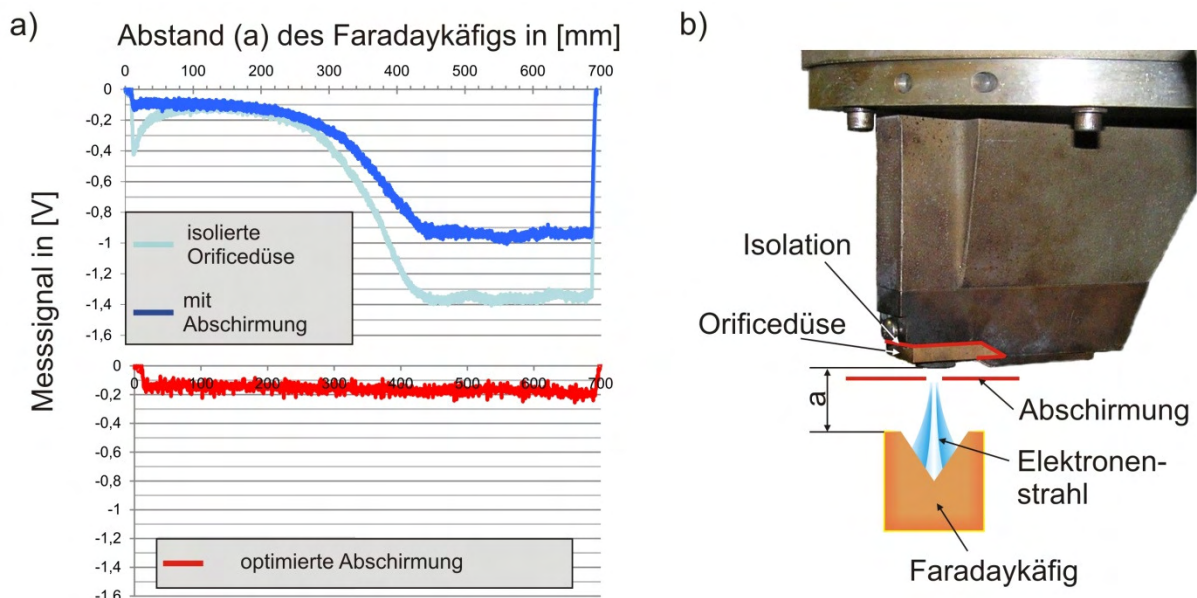


Abbildung II-14 Messung des Verluststromes an der Orificedüse. a) Messsignale in Abhängigkeit der Abschirmung und dem Arbeitsabstand b) Versuchsaufbau

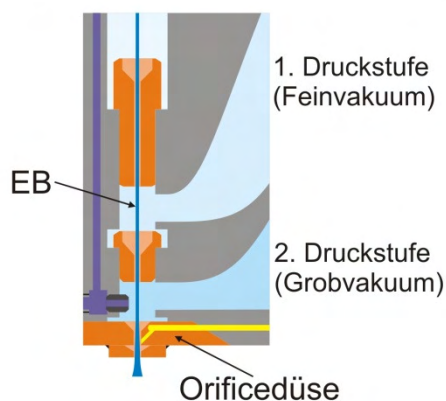
Insgesamt lagen die Schwankungen der Verluste im geringen Prozentbereich bzw. unter einem Prozent. Für Untersuchungen und zur genaueren Charakterisierung der Einflüsse einzelner Schweißparameter auf den Wirkungsgrad bzw. den Verlusten an der Orificedüse müssen weitere Untersuchungen zu den Verhältnissen an der Messstelle durchgeführt werden, um Einflüsse von Störgrößen auf das Messsignal zu vermeiden und eine ausreichende Messgenauigkeit erzielen zu können. Mit ausreichender Messgenauigkeit und –sicherheit kann das System zur Onlineerfassung der Verluste und zur Charakterisierung des Schweißprozesses genutzt werden.

II.3.3 Druckmessung in der Orificedüse

Frühere Messungen haben gezeigt, dass eine Erhöhung der Durchflussmenge vom Blowdown nicht immer zu einer Erhöhung der Einbrandtiefe führt. Vielmehr kann sogar eine Reduktion bei hohen Durchflussmengen beobachtet werden (Lau, et al., 2008). Da der Blowdown eine Heliumgasströmung ist, ist zu erwarten, dass der Elektronenstrahl weniger gestreut wird, wenn die Luft zunehmend durch Helium verdrängt wird. Die geringere Streuung des Elektronenstrahls sollte zu einer Steigerung der Einbrandtiefe führen.

Neben der Zusammensetzung der Atmosphäre spielt der Druck (bzw. die Dichte) des Gases eine wesentliche Rolle bei der Streuung des Elektronenstrahls. In der Orificedüse wird an zwei Punkten der Druck, siehe Abbildung II-15, in Abhängigkeit vom gewählten Heliumdurchfluss untersucht.

Druckstufensystem
der NVEBW Anlage vom
Typ NVEBW 25-175 TU



Versuchsaufbau: Druckmessung

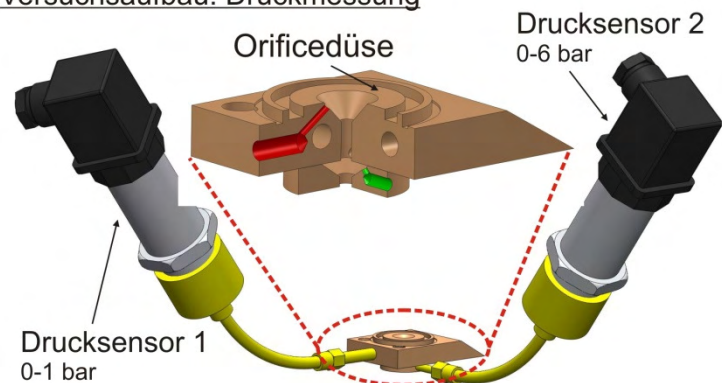


Abbildung II-15 Versuchsaufbau zur Messung des Druckes in der Orificedüse¹ des Druckstufensystems

Die Untersuchungen haben eine Abhängigkeit des Druckes an der Messstelle 2 am Drucksensor 2 gezeigt, siehe Abbildung II-16. Die Messstelle 2 befindet sich im unteren Wirbelraum der Orificedüse unmittelbar vor dem Austritt an die Atmosphäre. Der Blowdown wird in die-

¹ Für die Untersuchungen ist ein Nachbau der Original-Orificedüse genutzt worden, um die Messkanäle in die Düse einbringen zu können.

sen Wirbelraum eingeblasen. Dabei steigt der Druck für geringe Durchflussmengen von ca. 1030 hPa auf ca. 1280 hPa. Damit ergeben sich zwei gegenläufige Mechanismen, die auf die Strahlstreuung und Einbrandtiefe einwirken. Zum einen wird durch die zunehmende Verdrängung von Luft durch Helium mit steigender Durchflussmenge des Blowdown die Strahlstreuung verringert und damit die Einbrandtiefe gesteigert. Zum anderen wird durch den zunehmenden Druck mit steigender Durchflussmenge des Blowdown die Streuung des Elektronenstrahls verstärkt. Überlagert führen diese Zusammenhänge zu einem Bereich, in dem eine Steigerung des Durchflusses vom Blowdown die Einbrandtiefe steigert. Ab einem Schwellwert kehrt sich der Einfluss um, und die Streuung des Elektronenstrahls durch den Druckanstieg dominiert. Das Optimum für die Einbrandtiefe liegt etwa bei einem Durchfluss von 75 NI/min. Dieser Wert hängt vom Aufbau der Orificedüse ab und kann durch konstruktive Maßnahmen, welche auf die Gasströmungen in der Orificedüse einwirken, beeinflusst werden. Für die weiteren Untersuchungen ist der Durchfluss des Blowdown auf diesen Wert eingestellt worden.

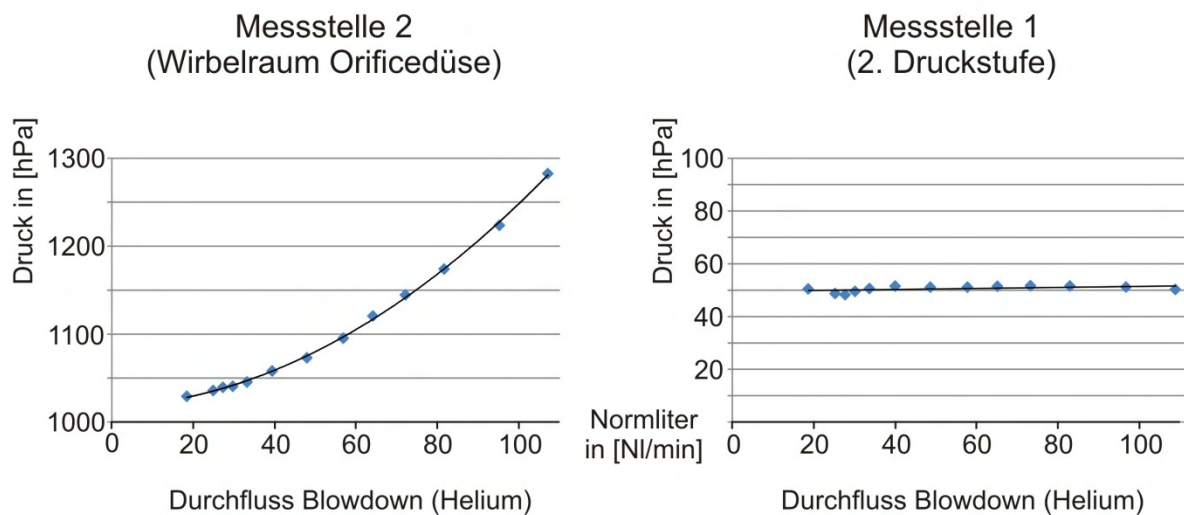


Abbildung II-16 Druckverlauf in Abhängigkeit vom Primärgasdurchfluss einer Orificedüse

II.4 Wahl einer geeigneten Schweißstrategie

Verfasser: alle Beteiligten

Arbeitspaket: Meilenstein M 1 als Zusammenfassung der bisherigen Arbeiten

Um einen ersten Stand der Verfahrensentwicklung für weitere Untersuchungen zu fixieren, wurde nach Abwägung der Erkenntnisse aus den Schweißversuchen die Blechdicke $t = 20$ mm zum Schweißen von Proben größerer Abmessungen (700 mm x 500 mm) gewählt. Für einen abschließenden Verfahrenvergleich sollten anhand dieser Großproben die mechanischen Untersuchungen zur Kerbschlagarbeit, Tragfähigkeit und Ermüdung der Verbindungen durchgeführt werden. Waren zu Beginn des Projektes auch die Blechdicken $t = 30$ und 40 mm in der Diskussion, konnten insbesondere für die Verfahrenskombination aus Plasmastichloch- und Unterpulverschweißen bis zu diesem Zeitpunkt noch keine reproduzierbaren Schweißergebnisse erbracht werden. Als Basis für einen Verfahrenvergleich sind in Abbildung II-17 die Nahtvorbereitung sowie die Schweißfolge für eine Blechdicke von $t = 20$ mm vorgestellt.

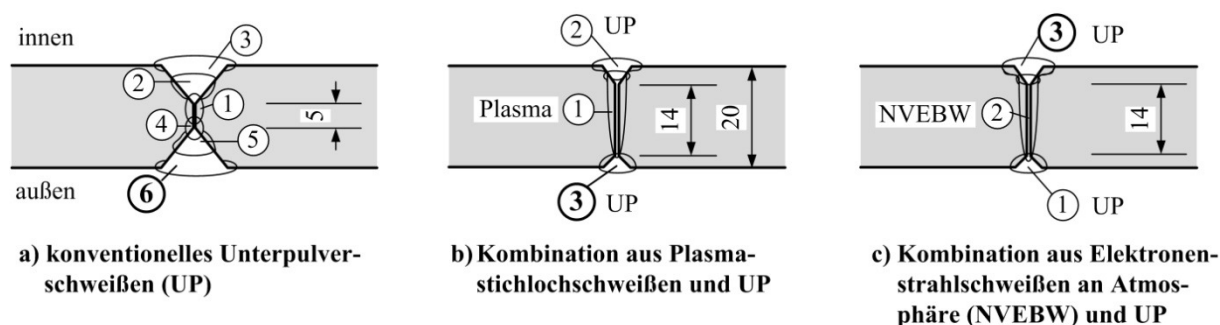


Abbildung II-17 Gewählte Schweißfolge für eine Blechdicke von $t = 20$ mm

Durch die Strahlschweißverfahren Plasmastichloch- und Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre wird eine Steghöhe von etwa 14 mm im I-Stoß gefügt. Da sich in den unter Kapitel II.2 dargestellten Schweißversuchen das Plasmastichlochschiessen als maßgebend für eine fehlerfreie, reproduzierbare Naht herausgestellt hat, wird zunächst auf eine Verfahrenskopplung mit der Unterpulverschweißtechnik verzichtet. Um weiterhin die Vorteile eines kerbarmen Nahtüberganges zu erhalten, wird die Deck- bzw. Wurzellage als Unterpulverschweißung ausgeführt. Gleiches gilt für die Kombination mit dem Elektronenstrahl an Atmosphäre. Denn bei dynamisch beanspruchten Konstruktionen spielen für eine hohe Ermüdungsfestigkeit die Nahtübergänge eine maßgebende Rolle. Die Lagenanzahl reduziert sich gegenüber einer konventionellen Unterpulverschweißung von durchschnittlich sechs auf drei Lagen und damit um 50 %.

II.5 Werkstofftechnische Untersuchungen

Verfasser: *Dipl.-Ing. Rudolf Konya*

(Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover)

Arbeitspaket: AP 5

II.5.1 Auftreten von rissartigen Schweißdefekten bei NVEBW geschweißten Nähten

Die Schweißuntersuchungen haben für Dickblechschweißungen am Baustahl S355J2 +N immer wieder auftretende typische Rissstrukturen gezeigt. Diese Defekte sind sowohl bei Einschweißungen an Blindnähten, Stumpfstoßen als auch bei DY-Nähten aufgetreten, siehe Abbildung II-18. Typischerweise liegen die Defekte im Bereich der Tiefschweißkapillare der Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißnaht und dort überwiegend im unteren Bereich, siehe Abbildung II-18 b), können aber auch im mittleren und oberen Bereich der Tiefschweißkapillare der Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißnaht auftreten, siehe Abbildung II-18 d). Außerdem sind die Defekte im Allgemeinen entlang der Mittelrippe, d.h. in der Nahtmitte vertikal ausgerichtet, siehe Abbildung II-18 d). Auch hier können davon abweichende Formen auftreten, siehe Abbildung II-18 b). Um einen Hochleistungsfügeprozess zur Steigerung der Steghöhe einsetzen zu können, ist es notwendig, die Ursachen der Defektbildung zu bestimmen und diese zu beherrschen. Aus diesem Grund sind die Defekte im Detail analysiert und zugeordnet worden, um anschließend mögliche Maßnahmen zur Vermeidung daraus ableiten zu können.

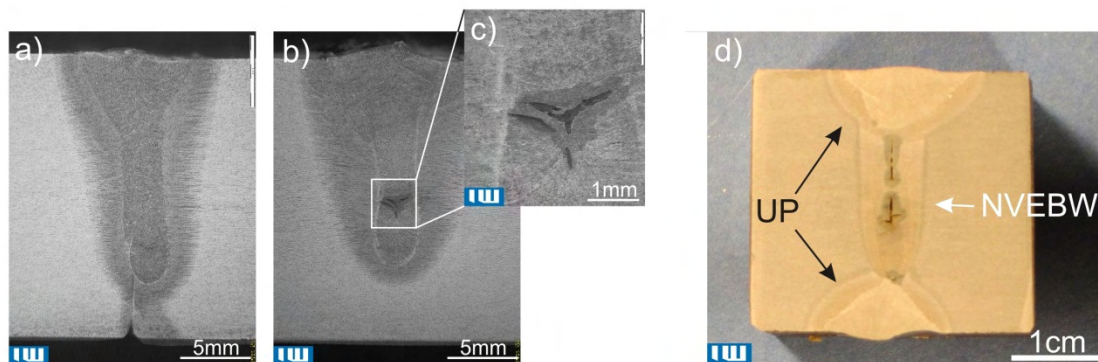


Abbildung II-18 *Beispiele für typische Defekte beim Dickblechschweißen mit dem NVEBW des Baustahls S355J2 +N a) Defektfrei, b) & c) Defekt im Unteren Nahtbereich, d) Defekte in der Nahtmitte*

Metallographische Untersuchungen der Risskanten zeigen, dass die einzelnen Rissufer nicht zusammengehören, siehe Abbildung II-19 a) und b). Das heißt die Risskanten und die Struktur des Gefüges greifen nicht ineinander. Dies deutet auf Risse hin, die während der Erstarrung entstanden sind. Zur Bestätigung sind weiterführende rasterelektronische Untersuchungen einer freigelegten Rissoberfläche durchgeführt worden. Dazu ist eine defektbehaftete Probe, die im geschädigten Bereich mit einer Kerbe geschwächt worden ist, mit Hilfe eines Dreipunktbiegeversuches aufgebrochen worden.

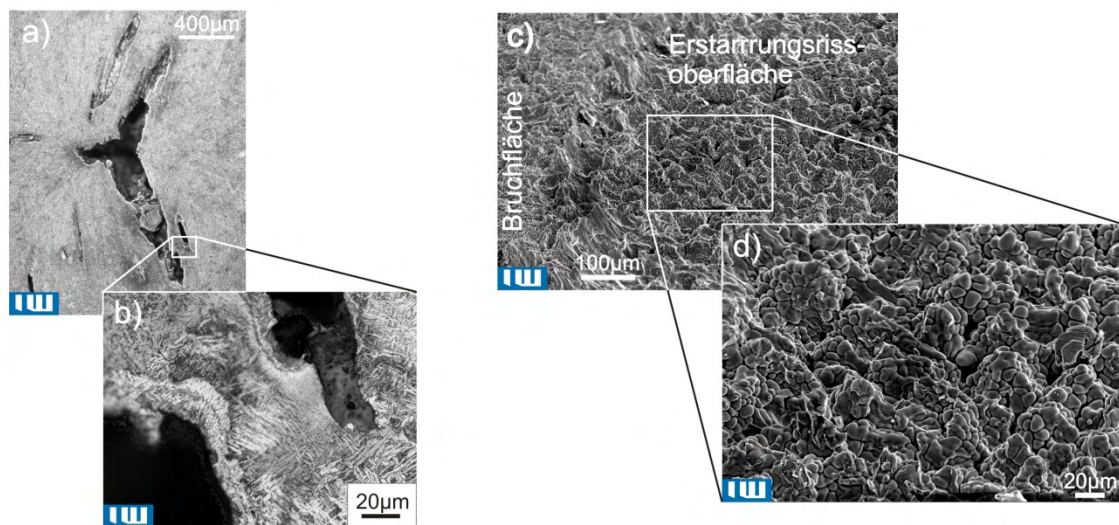


Abbildung II-19 a) & b) Metallographische Aufnahmen der Risse, c) & d) REM Aufnahmen der Rissoberfläche einer aufgetrennten Probe

Anschließende Untersuchungen mit dem Rasterelektronenmikroskop (REM) zeigen eine für Erstarrungsrisse typische Oberflächenstruktur mit freiwachsenden nicht verformten Dendriten. In Verbindung mit der Form und Lage der Erstarrungsrisse kann auf eine Sonderform der Erstarrungsrisse, dem sogenannten „Mittelrippendefekt“, geschlossen werden, der bei Tiefschweißungen mit dem Elektronenstrahl (Diltney & Woeste, 2001) und dem Laser (Schuster, et al., 1999) auftreten kann. Nach (Schuster, 2004) tritt der Defekt nahtmittig im Bereich der Berührung der Kristallisationsfront (Mittelrippe) auf. Entlang der Mittelrippe kann der Fehler im unteren Drittel der Schweißnaht (Tiefschweißpapillare), dem oberen Drittel der Schweißnaht (Nagelkopf) oder in der Mitte (Übergang Nagelkopf zur Tiefschweißkapillare) auftreten. Bei den eigenen durchgeführten Schweißversuchen sind lediglich Defekte in der Tiefschweißkapillare bis zum Übergang zum Nagelkopf beobachtet worden. Fehler direkt an der Oberfläche im Nagelkopf der Schweißnaht sind nicht aufgetreten.

Nach dem (DVS-Merkblatt 1004-1, 1996) handelt es sich bei Rissen, die während des Schweißens bei Abkühlung am Übergang flüssig/fest entstehen, um Heißrisse. Wobei Risse, die sich im Schweißgut bilden, als Erstarrungsrisse bezeichnet werden.

Der Bildungsmechanismus von klassischen Heißrissen vom Typ Erstarrungsriss wird nach den Theorien von (Borland, 1961) und (Prokhorov & Jakushin, 1968) erklärt. Nach (Borland, 1961) werden vier Stadien definiert, bei denen das Mengenverhältnis von fester zu flüssiger Phase eine entscheidende Rolle spielt. Die für die Rissentstehung kritische Phase ist das dritte Stadium, in dem nicht mehr ausreichend Schmelze vorhanden ist, um entstehende Trennungen auszuheilen, sodass die Rissgefahr steigt.

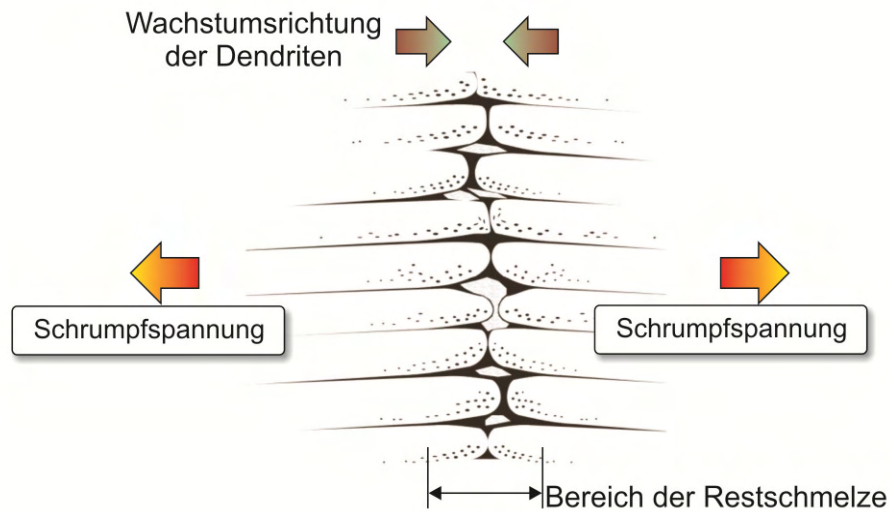


Abbildung II-20 Schematische Vorstellung zur Entstehung von Erstarrungsrisen

Einen wesentlichen Einfluss auf die Rissbildung im dritten Stadium hat die Verteilung der flüssigen Phase auf den Korngrenzen. Demnach ist eine filmartige Benetzung als ungünstig anzusehen, da diese die Fähigkeit des Werkstoffes Spannungen zu übertragen, herabsetzt.

In (Prokhorov & Jakushin, 1968) wird ein Temperaturintervall der Sprödigkeit (TIS) definiert, in dem Heißrisse entstehen können, das durch drei charakteristische Größen bestimmt wird:

- dem Temperaturbereich, in dem Heißrisse entstehen können,
- der Minimalverformung (kritische Dehnung) und
- der Minimalverformungsgeschwindigkeit (kritische Dehnungsgeschwindigkeit)

Damit haben Begleitelemente einen wesentlichen Einfluss auf die Bildung von Erstarrungsrisen. Elemente wie zum Beispiel Schwefel oder Phosphor können zur Bildung von niedrigschmelzenden Eutektika führen, die den Bereich der TIS vergrößern. Neben der Entstehung von niedrigschmelzenden Eutektika ist auch deren Verteilung und Zustand von Bedeutung. Niedrigviskose Schmelzen können zum Beispiel besser in Risse fließen und diese Ausheilen. Ein ungeordnetes und feines Korn erschwert die Rissbildung, da sie mit ihrer großen Oberfläche das Auftreten durchgehender Schmelzfilme erschwert (Schuster, 2004).

In (Schuster, 2004) wird beim Mittelrippendefekt von einer Sonderform der Erstarrungsrisbildung ausgegangen.

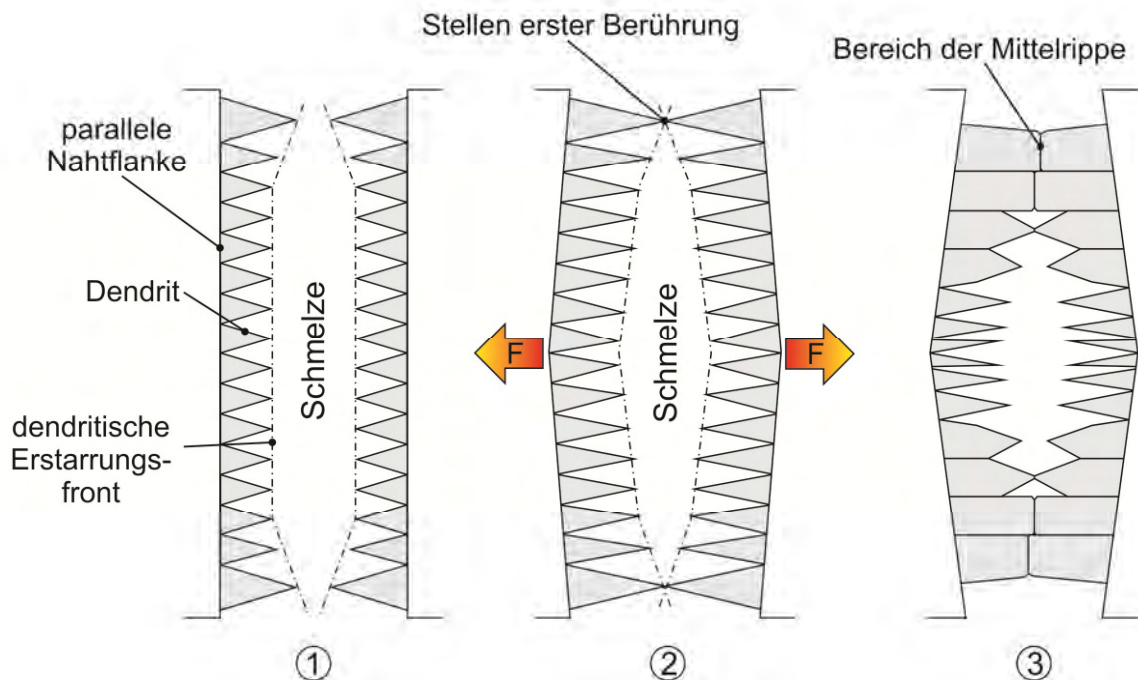


Abbildung II-21 Überlegung zur Bildung von erstarrungsbedingten Rissen (Mittelrippendefekten) beim Laserstrahlschweißen nach (Schuster, 2004)

Der schematische Ablauf der Bildung von Mittelrippendefekten ist in Abbildung II-21 dargestellt. In Abbildung II-21 1) wachsen die Dendriten ohne sich zu berühren aufeinander zu. In der zweiten Phase beginnen die ersten Berührungen zwischen einzelnen Dendriten, siehe Abbildung II-21 2). In dieser Phase beginnen auftretende Schrumpfspannungen, die Nahtflanken auseinander zu ziehen, bevorzugt in Bereichen mit vorhandener flüssiger Phase in der Nahtmitte, wo keine Kräfte übertragen werden können. In der dritten Phase wachsen die Dendriten zusammen und werden deformiert. In den Bereichen, die durch Schrumpfspannungen auseinander gezogen worden sind, wachsen die Dendriten ungehindert ohne Deformation weiter bis die gesamte Schmelze erstarrt ist und ein Hohlraum zurück bleibt. Demnach erfolgt die Mittelrippendefektbildung früher als bei der klassischen Bildung von Erstarrungsrisen.

II.5.2 Wärmebehandlung zur Vermeidung von Mittelrippendefekten

Durch Vorwärmen sollen die Schrumpfspannungen über geringere Temperaturgradienten reduziert werden. Die geringeren Schrumpfspannungen sollen die Bildung von Mittelrippendefekten erschweren.

Um den Einfluss einer Vorwärmung zu untersuchen, sind sowohl an Blindnähten als auch an I-Stößen Schweißversuche unter gleichen Bedingungen durchgeführt worden. Die Versuche sind jeweils mit einer Vorwärmung von 200 °C und ohne Vorwärmung durchgeführt worden. Die Versuchsbleche waren 200 mm lang und 100 mm in der Breite, die Schweißnahtlänge betrug ca. 180 mm. Die Bewertung erfolgte anhand von Längs- und Querschliffen. Bei den

Schweißnähten ist alle 200 μm ein Längsschliff angefertigt worden, bis die ganze Schweißnaht erfasst worden ist. Für die Versuche ist als Werkstoff S355J2 +N verwendet worden. Beim Schweißen mit dem Nonvakuum-Elektronenstrahl sind einheitlich ein Strahlstrom von 92 mA, ein Arbeitsabstand von 10 mm und eine Schweißgeschwindigkeit von 0,5 m/min eingestellt worden.

Ohne Vorwärmung konnten die in Querschliffen typischen Rissstrukturen entlang der Mittelrippe beobachtet werden, die als Mittelrippendefekte einzuordnen sind. An Längsschliffen konnten ebenfalls immer wieder periodisch wiederkehrende Rissstrukturen festgestellt werden. Dabei handelte es sich um sichelförmige Risse von wenigen Zentimetern Länge im unteren Nahtbereich, die im Endbereich sichelförmig nach oben in die Schweißnaht auslaufen, siehe die Längsschliffe ohne Vorwärmung in Abbildung II-22. Diese sichelförmigen Rissstrukturen sind sowohl bei Blindnähten als auch bei I-Stößen aufgetreten. Vereinzelt sind sie mit einer Porenbildung im unteren Nahtbereich aufgetreten. Bei einer Vorwärmung der Proben auf ca. 200 °C konnten zum Teil diese Rissstrukturen vollständig vermieden oder dessen Ausmaße deutlich gesenkt werden, siehe Abbildung II-22. Für eine quantitative Bewertung der Verringerung der Rissbildungshäufigkeit sind allerdings noch weitere Untersuchungen notwendig.

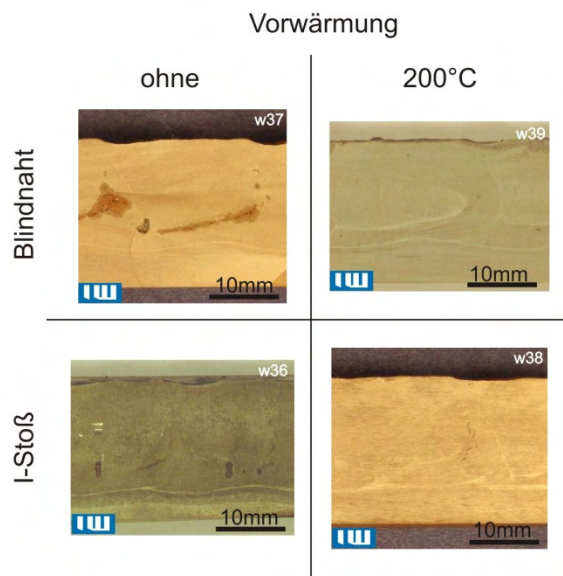


Abbildung II-22: Darstellung zum Einfluss einer Vorwärmung anhand von Längsschliffen

II.6 Verfahrensvergleich aus schweißtechnischer Sicht

Verfasser: Dipl.-Ing. Rudolf Konya (Institut für Werkstoffkunde, Leibniz Universität Hannover), Dipl.-Ing. Mareike Collmann (Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover)

Arbeitspaket: Meilenstein M 2

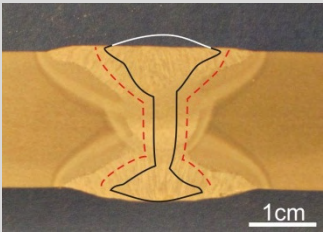
II.6.1 Vergleich von Unterpulverschweißen mit der Kombination aus Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen

Für den Werkstoff S355J2+N (Blechdicke $t = 20\text{mm}$) ist ein Vergleich der erzeugten Schweißnähte für zwei Fügestrategien durchgeführt worden. Verglichen wurde das Unterpulverschweißen mit der Kombination aus Unterpulverschweißen und dem Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen.

Der Nahtaufbau beim Unterpulverschweißen erfolgte in sechs Lagen mit einer DY-Nahtvorbereitung und einer Steghöhe von 5 mm. Als Zusatzwerkstoff ist der Zusatzdraht OK Autrod 12.20 (Normbezeichnung EN 762-S2) mit einem Durchmesser von 4 mm verwendet worden. Bei den durchgeführten drei Referenzschweißungen schwankte die Spaltbreite des Stoßes von 0,6 mm bis 1,6 mm. Bei der Kombination vom Unterpulverschweißen und dem Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen erfolgte der Lagenaufbau in 3 Lagen ebenfalls mit einer DY-Nahtvorbereitung und einer Steghöhe von 14 mm. Im ersten Arbeitsschritt ist die Wurzellage mit dem Unterpulverschweißen erstellt worden. Anschließend ist der Steg mit dem Nonvakuum-Elektronenstrahl gefügt worden. Dabei ist der Werkstoff auf 200 °C vorgewärmt und in die erste UP-Lage eingeschweißt worden. Die wesentlichen Parameter sind in Tabelle II-4 aufgeführt. Für beide Varianten sind Probebleche mit 700 mm Länge und 200 mm Breite verschweißt worden.

Die NVEB-Naht ersetzt vier UP-Nähte, sodass die Lagenzahl von sechs auf drei reduziert werden konnte. Gleichzeitig wird auch der Energieeintrag gesenkt. Mit einer Streckenenergie von $1,1\text{ kJ/mm}$ konnte die Streckenenergie im Vergleich zum Unterpulverschweißen mehr als halbiert werden. In Verbindung mit der geringeren Lagenzahl führt dies zu einer Reduktion des Gesamtenergieeintrages von $14,2\text{ kJ/mm}$ auf $5,6\text{ kJ/mm}$ (39 %), siehe Tabelle II-4. Außerdem kann durch den Einsatz des NVEBW das Schweißnahtvolumen reduziert werden. Insgesamt kann durch das geringere Nahtvolumen und die geringere Lagenzahl der Verbrauch an Zusatzmaterial gesenkt werden.

Tabelle II-4 : Zusammenfassung der Parameter für die Kombination von UP mit NVEBW und ein Vergleich mit den UP-Parametern für den Werkstoff S355J2 +N mit einer Blechdicke von 20 mm a) Schliffbild der UP-Naht mit einer Kontur der Schweißnaht der UP&NVEBW Kombination mit WEZ (rote Line)

a)		NVEBW + UP			Zum Vergleich UP
		NVEB	UP		
			Decklage	Wurzel- lage	
Schweißparameter					
Lagenzahl [-]	3			6	
Spannung	175 kV	29,0 V	28,5 V	28-35 V	
Strahlstrom bzw. Stromstärke	100 mA	500 A	330 A	510-620 A	
Geschwindigkeit [mm/min]	1000	300	350	540-800	
Streckenenergie [kJ/mm]	1,1	1,6	2,9	-	
Gesamt Energieeintrag [kJ/mm]	5,6			~14,2	

Sowohl für die Kombination aus Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen als auch beim alleinigen Unterpulverschweißen ist der Härteverlauf in den Schweißnähten in mehreren Ebenen untersucht worden. Bei der Unterpulverschweißnaht sind drei Härteverläufe erstellt worden, siehe Abbildung II-23. Grundsätzlich sind drei Bereiche Grundwerkstoff, Schweißnaht und Wärmeeinflusszone zu unterscheiden. Die Härte im Grundwerkstoff ist mit 160-180 HV2 am geringsten. In der Schweißnaht steigt die Härte geringfügig an und erreicht Werte von ca. 200 HV2. Die höchsten Härtewerte sind mit bis zu 225 HV2 in der Wärmeeinflusszone ermittelt worden.

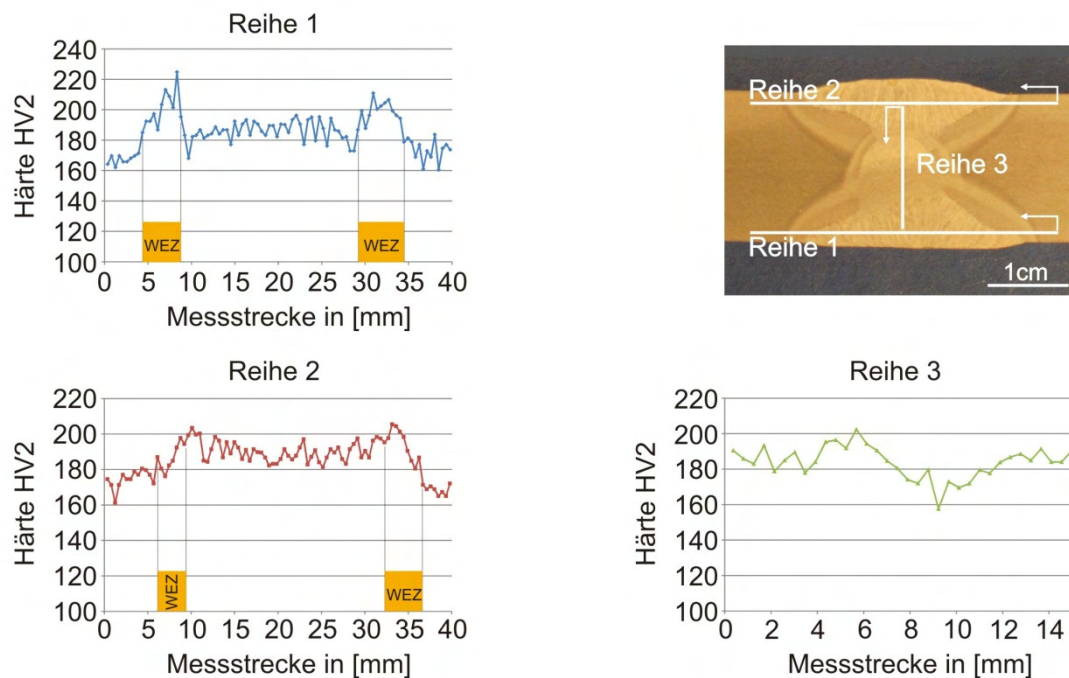


Abbildung II-23 Härteverlauf einer mehrlagigen Unterpulverschweißnaht (Blechdicke: 20 mm, Material: S355 J2+N)

Bei der Kombination von Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen sind auch die drei Bereiche Schweißnaht, Wärmeinflusszone und Grundwerkstoff zu unterscheiden. Die Härte in der Schweißnaht steigt von ca. 210HV2 im UP-Bereich auf ca. 260HV2 im NVEBW-Bereich, siehe Abbildung II-24 Reihe 3. Unabhängig vom Schweißverfahren liegen hier die höchsten Härtewerte bei 300HV2 – 350HV2 auch in der Wärmeinflusszone. Der Härteverlauf bei der Kombination von Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen unterscheidet sich im Vergleich zur reinen Unterpulverschweißnaht nur in einigen Belangen. Grundsätzlich ist der beeinflusste Härtebereich bei der Kombination von Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen schmaler (ca. 20 mm UP-Bereich und ca. 8 mm NVEBW-Bereich) als beim reinen Unterpulverschweißen (ca. 30 mm). Die leicht höheren Härtewerte bei der Kombination aus Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen werden auf den geringeren Wärmeeintrag zurückgeführt. Ein höhere Energieeintrag und der mehrlagige Lagenaufbau beim Unterpulverschweißen führt zu Anlasseffekten und reduziert die Härte. Bei der Kombination von Unterpulverschweißen und Nonvakuum-Elektronenstrahlschweißen ist sowohl der Energieeintrag als auch die Lagenzahl geringer, sodass geringere Anlasseffekte erwartet werden können.

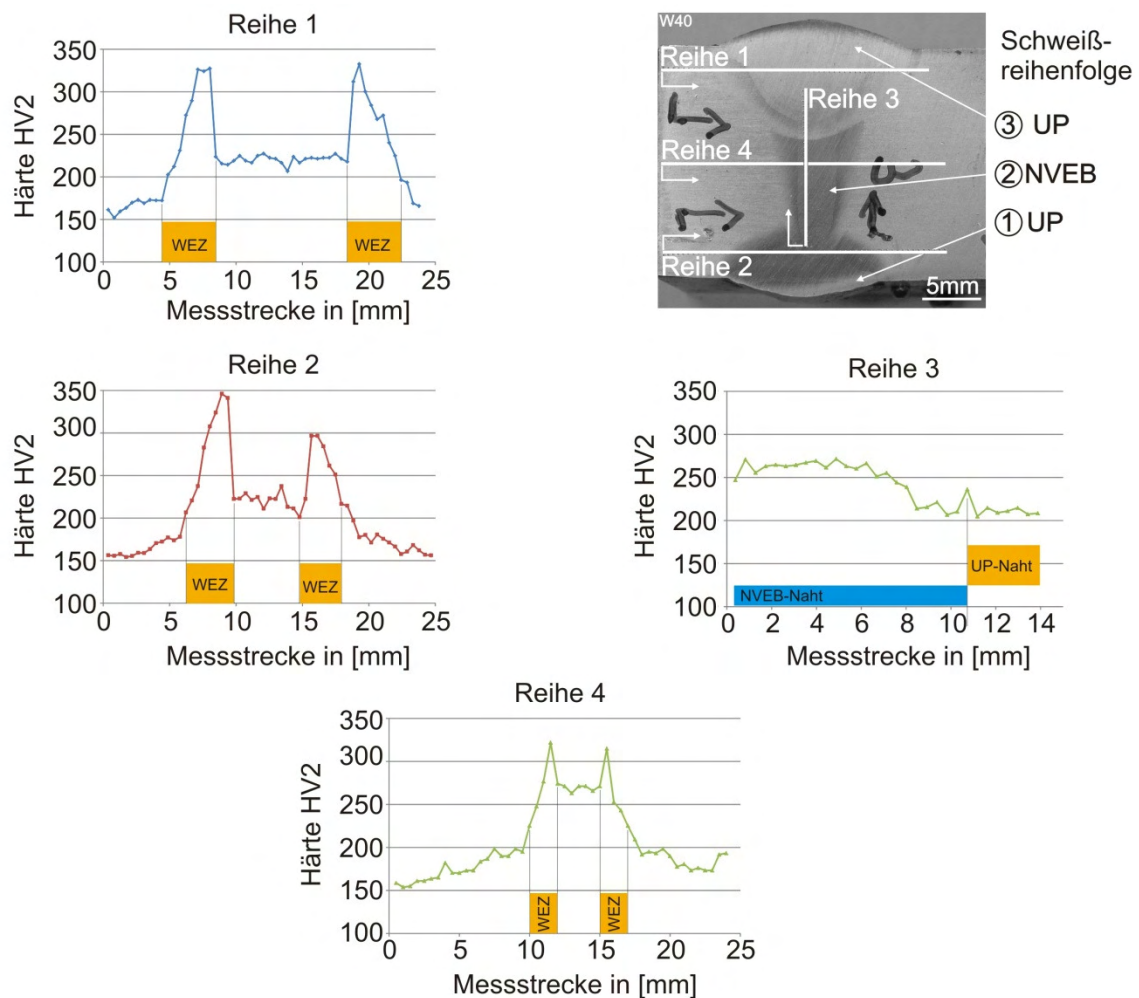


Abbildung II-24 Härteverläufe einer dreilagigen Schweißnaht mit zwei Unterpulverlagen und einer NVEB-Lage (Blechdicke: 20 mm, Werkstoff: S355J2 +N)

Abschließende Röntgenuntersuchungen und Schliffbilder haben gezeigt, dass die Mittelrippendefektbildung durch eine Vorwärmung bei der vorliegenden Blechgeometrie (700 mm x 200 mm x 200 mm) nicht vermieden werden konnte. Eine Vorwärmung kann positiv wirken, siehe Kapitel II.5.2. Ob sie allein die Bildung von Mittelrippendefekten vermeiden kann, muss jedoch im Einzelfall untersucht werden.

Neben der Vorwärmung können weitere Maßnahmen herangezogen werden, um der Mittelrippendefektbildung entgegenzuwirken. Nach Kapitel II.5.1 kann über die Erstarrung, die Vermeidung von niedrigschmelzenden Eutektika oder die Senkung von Schrumpfspannung der Bildung von Mittelrippendefekten entgegengewirkt werden.

II.7 Durchführung statischer und dynamischer Versuche

*Verfasser: Dipl.-Ing. Mareike Collmann
(Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover)*

Arbeitspaket: AP 7

Bei Turmbauwerken werden die verwendeten Werkstoffe und Schweißverbindungen hochgradig beansprucht und sind dafür im Rahmen einer Bemessung zu dimensionieren. Neben der Schweißnahtqualität, den Emissionen während der Herstellung und der Wirtschaftlichkeit sind das Trag- und Duktilitätsverhalten sowie die Ermüdungsfestigkeit wichtige Kriterien zur Beurteilung einer Schweißverbindung und damit auch eines neuen Schweißverfahrens. Durch statische Versuche (Zugversuche) soll zunächst geprüft werden, ob die Qualitäts- und Eigenschaftsanforderungen, die in der Normung, wie z.B. in der DIN EN ISO 15607 „Anforderungen und Qualifizierung von Schweißverfahren für metallische Werkstoffe“, für herkömmliche Schweißnähte festgelegt sind, auch durch die Schweißnähte, hergestellt mit neuartigen Verfahren, erfüllt werden können.

II.7.1 Vorbereitung des Probenmaterials

II.7.1.1 Unterpulverschweißen

In Kapitel II.1 wurde bereits das Schweißen der Großproben mit dem Unterpulverschweißverfahren beschrieben. Es standen damit jeweils drei Proben mit einer Länge von 700 mm und einer Breite von 500 mm und Blechdicken von sowohl 20 mm als auch 30 mm zur Verfügung. Für Zug- und Schwingversuche wurden jeweils zwei Proben zur Fertigung prüffähiger Kleinproben ausgewählt. Die verbleibenden Proben wurden für weitere werkstofftechnische Untersuchungen wie Kerbschlagbiegeversuche, Schriffe und zur Bestimmung der Härteverläufe genutzt. Die Anordnung der Proben sowie die Prüfgeometrie der Kleinproben können Abbildung II-25 und Abbildung II-26 entnommen werden. Da keine Norm die Probengeometrie für Schwingprüfungen von Schweißverbindung definiert, ist die Wahl der Geometrie individuell möglich. Um aber eine Vergleichbarkeit zu anderen Schwingversuchen aus der Literatur zu ermöglichen und auch ein ausgewogenes Verhältnis aus Breite zu Dicke zu gewährleisten, wurde die Prüfgeometrie in Anlehnung an die Norm für Querszugversuche nach DIN EN ISO 4136 gemäß Verfahrensprüfung und Probengeometrie der Zugversuche für metallische Werkstoffe DIN EN ISO 6892-1 gewählt. Darüber hinaus wurden Angaben gemäß (Forschungskuratorium Maschinenbau, 1996) verwendet.

Folgende Arbeitsschritte waren daraufhin zur Fertigung der Kleinproben notwendig:

- Auftrennen der Großproben in Streifen mit einer Breite von 75 mm per Sägeschnitt
- Richten der Proben
- Spannungsarmglühen der Proben
- Fräsen der Probengeometrie gemäß Zeichnung aus Abbildung II-26

Mechanisches Richten der Proben wurde notwendig, da es trotz einer vorgegebenen Überhöhung vor dem Schweißen der ersten Lage zu deutlichen Schweißverzügen gekommen ist. Weiter vergrößert wurden diese Verzüge durch den ausgeführten Sägeschnitt, bei dem sich Eigenspannungen aus dem Schweißprozess in Verformungen lösten. Der resultierende Winkelverzug betrug 1,1 bis 1,8°; dies bedeutete eine Überhöhung in Probenmitte von 5 bis 8 mm. Bei der Durchführung der Versuche sind diese Verzüge hinsichtlich einer zentralen Lasteinleitung nicht tolerierbar. Gerichtet wurden die Proben in einer hydraulischen Presse, die die Probe plastisch verformt. Zum Abbau dieser plastischen Spannungsanteile, die in Überlagerung mit den Last- und Schweißeigenspannungen die Versuche negativ und nicht reproduzierbar beeinflussen könnten, wurden die Proben spannungsarmgeglüht.

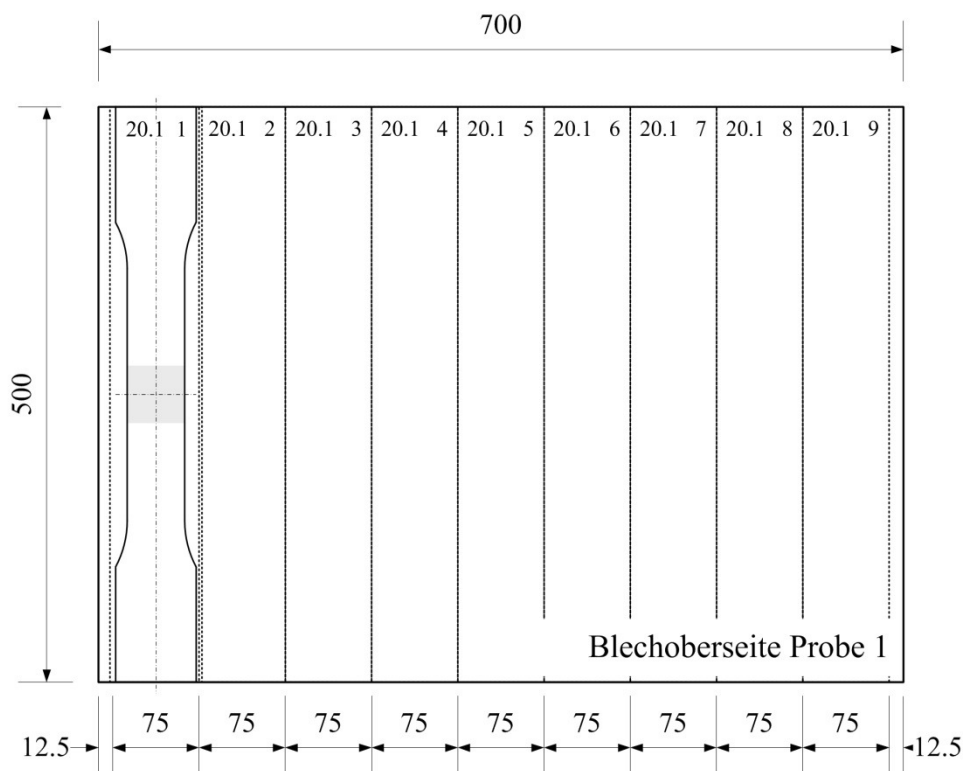


Abbildung II-25 Anordnung der Kleinproben im geschweißten Blech (500x700)

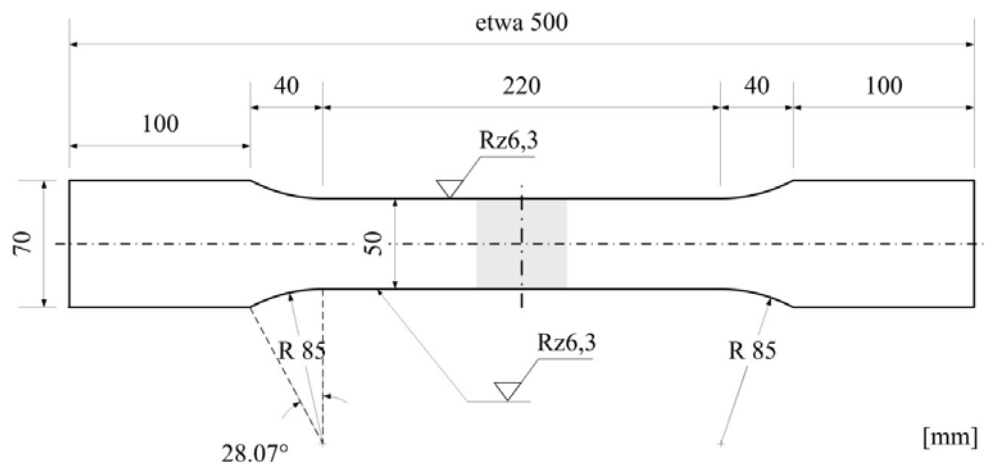


Abbildung II-26 Probengeometrie

Beim Spannungsarmglühen werden die Proben auf eine Temperatur von 550-650°C erwärmt. Die Temperatur bleibt unterhalb des ersten Umwandlungspunktes A_{c1} , der bei etwa 723°C liegt. Gefügeumwandlungen finden nicht statt und wesentliche Eigenschaften des Materials bleiben unverändert. Wichtig sind bei dieser Wärmebehandlung ein langsames Aufheizen und ebenso Abkühlen um die Entstehung von neuen Eigenspannungen zu vermeiden. Durch das Spannungsarmglühen werden Spannungen aus vorherigen Bearbeitungsschritten, wie z.B. dem Schweißen, weitgehend aber nicht vollständig bis auf den Wert der Warmdehnungsgrenze abgebaut (Seidel & Hahn, 2010). Durch das Spannungsarmglühen sind einheitliche Versuchsbedingungen für alle Versuchskörper gewährleistet.

II.7.1.2 Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre

Die Weiterentwicklung des Elektronenstrahlschweißens an der Atmosphäre wurde in Kapitel II.3 beschrieben. Auch hier wurden Großproben (700 x 500 mm) geschweißt, die im Vergleich zu den UP-geschweißten hinsichtlich Tragfähigkeit und Ermüdung geprüft wurden. Die Fertigung erfolgte analog zu dem unter II.7.1.1 beschriebenen Vorgehen. Die Randbereiche der Proben waren allerdings unbrauchbar, sodass zwei Proben weniger, d.h. insgesamt 16 Kleinprüfkörper, für die mechanischen Untersuchungen zur Verfügung standen.

Beim Zerlegen der Großproben mittels Sägeschnitt in Streifen zeigten eine Vielzahl der resultierenden Schnittflächen senkrecht in Schweißnahtmitte verlaufende rissartige Defekte. Daraufhin wurden alle Proben zerstörungsfrei durch Röntgen geprüft. Die Aufnahmen zeigen eine weitreichende Schädigung der Naht. Die Vermutung liegt nahe, dass es sich hierbei um den in Kapitel II.5.1 beschriebenen Mittelrippendefekt handelt. Trotz dieser massiven Schädigung, die für hochdynamisch beanspruchte Strukturen unzulässig sind, werden die Proben geprüft, um die Auswirkungen des Defekts auf die Tragfähigkeit und Ermüdung zu untersuchen.

Der Fertigungsablauf der Proben erfolgte analog zum Vorgehen der Unterpulver geschweißten Proben. Aufgrund der geringen Schweißverzüge war ein mechanisches Richten der Proben nicht notwendig. Um für alle Proben gleiche Ausgangsbedingungen zu schaffen, wurden

auch diese Proben spannungsarm gegläht. Abschließend erfolgte das Fräsen der Probenform nach Abbildung II-26.

II.7.1.3 Bezeichnung der Proben

Um eine Zuordnung der Einzelproben zu ihrer Position innerhalb der Großprobe zu ermöglichen, wurden die Proben, wie folgt, bezeichnet:

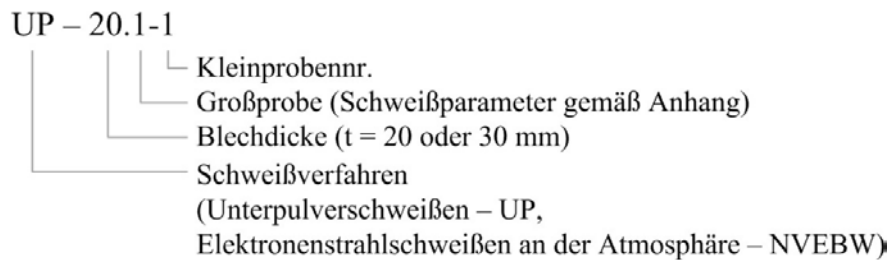


Tabelle II-5: Übersicht über die durchgeführten Versuche

	UP, t = 20 mm	UP, t = 30 mm	NVEBW, t = 20 mm
Zugversuch	3 Proben	2 Proben	3 Proben
Schwingversuch	15 Proben	16 Proben	13 Proben

II.7.2 Tragfähigkeit

Zur Ermittlung der maximalen Tragfähigkeit wurden statische Querzugversuche durchgeführt. Die wesentliche Aussage hieraus ist, ob der Bruch in der Schweißnaht bzw. der Wärmeeinflusszone (WEZ) oder im Grundmaterial erfolgt. Bei einer Zugprüfung von Schweißproben dehnt sich der Werkstoff nicht gleichmäßig, da die Schweißnaht die Verformungen behindert. Die im Versuch ermittelten Werte für Bruchdehnung und –einschnürung sind damit im Vergleich zu Versuchen am Grundmaterial nicht aussagekräftig und dienen zum Vergleich der Versuche untereinander.

Die Durchführung der Zugversuche erfolgte im unter II.7.3.2 beschriebenen Prüfraumen in Anlehnung an DIN EN ISO 4136 als Ergänzung zur DIN EN ISO 6892. Die Versuche wurden weggeregelt mit konstanter Prüfgeschwindigkeit durchgeführt. Die Ergebnisse der Prüfung sind in Tabelle II-6 zusammengefasst. Die aufgezeichneten Verläufe der Prüfkraft über den Prüfweg können dem Anhang entnommen werden.

Tabelle II-6: Durchgeführte Zugversuche

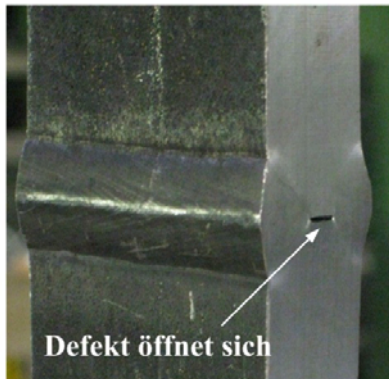
Nr.	Probe	max. Last F_{\max} [kN]	max. Zug- festigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung $L_0 = 160$ mm [%]	Bruchlage [-]
1	UP 20.3-10	551,4	551,4	25,0	GM
2	UP 20.3-14	550,5	550,5	24,0	GM
3	UP 20.1-5	551,1	551,1	24,9	GM
4	UP 30.2-4	747,5	498,3	25,1	GM
5	UP 30.3-11	742,8	495,2	25,5	GM
6	NVEBW 20.2-16	490,1	490,1	27,5	GM
7	NVEBW 20.2-10	491,3	491,3	27,1	GM
8	NVEBW 20.2-13	492,6	492,6	28,8	GM

GM – Grundmaterial

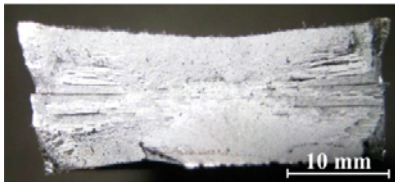
Da die Verbindungen im Grundmaterial versagen, zeigen die Kraft-Weg-Verläufe ein für Baustahl S355 typisches Verhalten: Linear-elastischer Anstieg bis zum Erreichen der Fließgrenze, daraufhin einen ausgeprägten Fließbereich und daran anschließend einen nichtlinearen Anstieg bis zum Versagen der Probe beim Wert der Zugfestigkeit. In Tabelle II-6 sind die maximalen Festigkeiten zusammengestellt.

Auch die durch den Schweißdefekt in Nahtmitte stark geschädigten Proben mit einer Kombination aus Non Vacuum Electron Beam Welding und Unterpulver versagen im Grundmaterial. Die Vergrößerung des Querschnitts durch die UP geschweißten Lagen ist ausreichend, um die Schwächung durch den Riss aufzunehmen. Die maximale Tragfähigkeit im Falle einer statischen Belastung ist damit nicht beeinflusst. Für die Probe NVEBW 20.2-10 zeigte die Röntgenprüfung kaum Schäden. Öffnete sich während der Zugprüfung von Probe NVEBW 20.2-13 und NVEBW 20.2-16 der Riss (s. Abbildung II-27), konnte das bei diesem Prüfkörper nicht beobachtet werden und die Kraft-Weg-Verläufe zeigen eine etwas geringere Bruchdehnung.

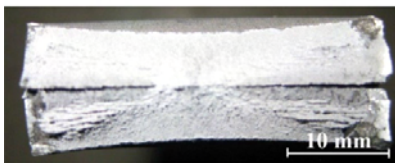
Probe NVEBW 20.2-13
im Versuch



Bruchfläche UP-Proben,
t = 20 mm



Bruchfläche NVEBW-Proben,
t = 20 mm



Proben NVEBW
nach Versuch



Abbildung II-27: Zugversuch; geprüfte Proben NVEBW 20.2-10, 20.2-13, 20.2-16 mit Versagen im Grundmaterial; Darstellung der Bruchflächen

II.7.3 Durchführung der Schwingversuche

Zur Ermittlung mechanischer Werkstoff- oder Bauteilkenngrößen unter schwellender oder wechselnder Zug-, Biege- oder Torsionsbeanspruchung werden Schwingversuche durchgeführt. Schwingversuchen mit konstanter Amplitude und damit im Bereich fester Grenzwerte werden als Wöhler- oder auch Einstufen-Versuche bezeichnet und beziehen sich auf den einfachsten Fall einer Schwingbeanspruchung. Zur Ermittlung der Dauerfestigkeit ist der Einstufen-Versuch in der schon sehr alten DIN 50100 genormt.

Nach Abbildung II-28 ist ein Schwingspiel unabhängig von der Belastungsform durch die Grenzwerte Oberspannung σ_o und Unterspannung σ_u gekennzeichnet. Eindeutig beschrieben wird ein Schwingspiel auch durch die Angabe der Mittelspannung σ_m und der Schwingungsamplitude σ_a . Bei unterschiedlichem Vorzeichen von Ober- und Unterspannung liegt eine Wechselbeanspruchung ($R < 1$) vor. Bei gleichem Vorzeichen liegt ein Zug- ($R > 1$) bzw. Druck-Schwellbeanspruchung vor.

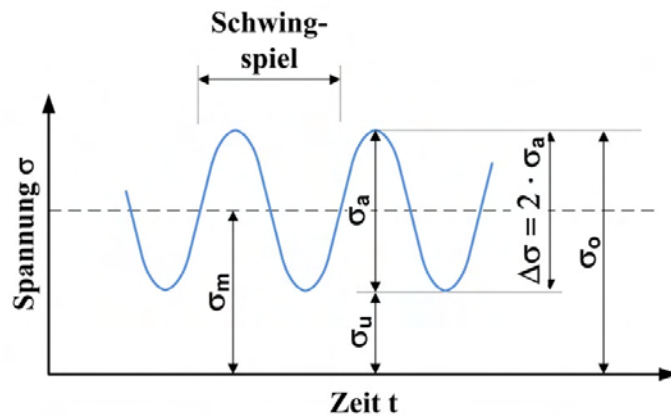


Abbildung II-28 Bezeichnungen eines Schwingenspiels

Die im Schwingversuch ermittelte Beziehung zwischen den ertragbaren Lastwechseln N_f auf einem bestimmten Spannungs- oder Lastniveau σ_a bzw. S_a wird in einem Wöhlerdiagramm dargestellt. Um daraus eine Wöhlerlinie zu ermitteln, sind mehrere Versuche auf unterschiedlichen Lastniveaus notwendig. Das genaue Vorgehen wird im Einzelnen in Kapitel II.7.3.2 dargestellt. Abbildung II-29 zeigt die schematische Darstellung einer Wöhlerlinie im doppelt-logarithmischen Maßstab mit einer Abgrenzung der Bereiche Kurzzeit-, Zeit- und Dauerfestigkeit. Die Grenze zwischen Kurzzeit- und Zeitfestigkeit wird bei duktilen Werkstoffen über die Verformungsgrenze charakterisiert, die für duktile Werkstoffe über die Streckgrenze beschrieben wird. Die Beschreibung der Wöhlerlinie im Bereich der Zeit- und Dauerfestigkeit kann über eine Gerade angenähert werden. Als Dauerfestigkeit wird der Wert der Spannungsschwingbreite bezeichnet, bei der das Bauteil bzw. die Probe keine Schädigung mehr erfährt.

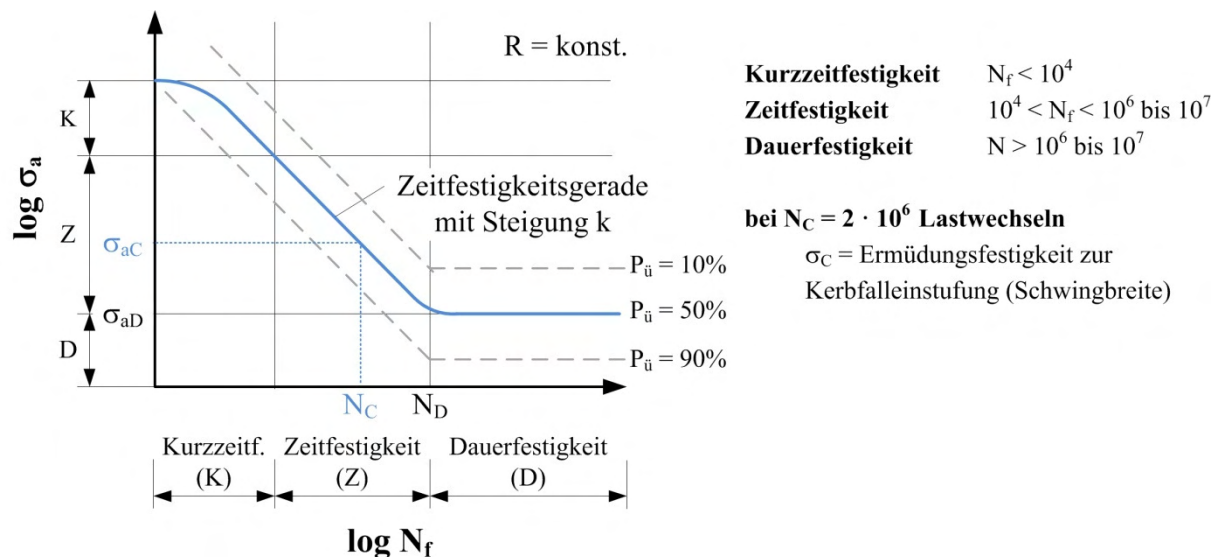


Abbildung II-29 Wöhlerlinie mit Abgrenzung der Bereiche Kurzzeitfestigkeit, Zeitfestigkeit und Dauerfestigkeit nach (Haibach, 2006) und (Radaj & Vormwald, 2007)

II.7.3.1 Randbedingungen der Schwingversuche

Typischerweise streuen die Versuchsergebnisse auch bei als technisch gleich geltenden Prüfkörpern und Randbedingungen erheblich. Bei Schweißverbindungen trifft dies in besonderem Maße zu, da schon die Verbindungsart als inhomogen aufzufassen ist und die auftretenden Streuungen weiter verstärkt.

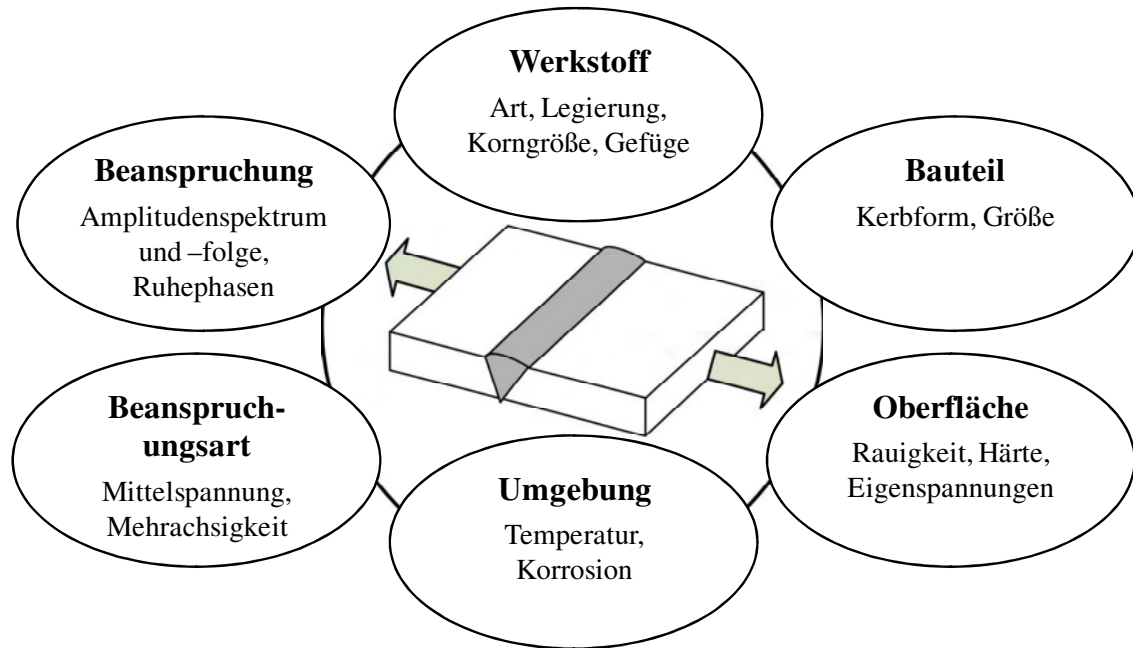


Abbildung II-30 Einflüsse auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen

Aufgrund des hohen lokalen Wärmeeintrags während des Schweißens ist für Schweißverbindungen eine Veränderung der Geometrie, der Werkstoffeigenschaften und des Spannungszustandes gegenüber dem unbeeinflussten Grundmaterial charakteristisch. Bei dynamisch beanspruchten Tragstrukturen werden Schweißverbindungen aufgrund dieser Eigenschaftsänderungen zu ermüdungskritischen Details. Die beeinflussenden Eigenschaften sind in Abbildung II-30 zusammengefasst.

Für die im Projekt durchgeführten Schwingversuche lassen sich die Einflussfaktoren wie folgt beschreiben.

Beanspruchung und Beanspruchungsart

Die Versuche wurden mit konstanter Amplitude auf unterschiedlichen Lastniveaus durchgeführt. Dabei betrug das Spannungsverhältnis R (Verhältnis aus Unter- zu Oberspannung) konstant 0,1, d.h. die Versuche wurden bei unterschiedlichen Mittelspannungen durchgeführt. Eine Beanspruchung im Zugschwellbereich wurde gewählt, um die in Realität vorhandenen Zugeigenspannungen der Schweißverbindung abzubilden.

Werkstoff

Die Verbindungen wurden aus dem Baustahl S355 J2+N gefertigt (weitere Angaben siehe auch Kapitel II.1.2). Aufgrund seines guten plastischen Verformungsvermögens können

Spannungsspitzen durch Spannungsumlagerungen abgebaut werden. Die Kerbempfindlichkeit ist anders als beispielsweise bei höherfesten Feinkornbaustählen, die ein geringeres plastisches Verformungsvermögen aufweisen, deutlich geringer.

Bauteil

Die Wahl der Prüfkörpergeometrie und Belastungsrichtung orientiert sich am Kerbdetail ‚Rundnaht‘ eines Stahlrohturms. Entsprechend der Anforderung nach DIN EN ISO 5817 erfüllen die geprüften Probekörper die Anforderungen an die Fertigungsqualität nach Bewertungsgruppe B.

Oberfläche und Eigenspannungen

Die Oberflächenbeschaffenheit ist entsprechend des Fertigungsablaufes sandgestrahlt. Eine Wärmebehandlung zur Beeinflussung der Härte findet nicht statt und entspricht dem Zustand nach dem Schweißen. Die Winkelverzüge nach dem Schweißen erforderten wie oben bereits beschrieben ein Spannungsarmglühen der Proben. In der Normung, z.B. nach DIN EN 1993-1-9 (EC3), wird angenommen, dass bei der Prüfung von Schweißverbindungen Eigenspannungen in Höhe der Streckgrenze vorliegen, und die Ermüdungsfestigkeit unabhängig vom Mittelspannungseinfluss darstellbar ist. Sie sind daher unabhängig vom Spannungsverhältnis R zu beurteilen. Für Bauteilprüfungen mag diese Annahme zutreffend sein. Für die hier im Projekt gewählten Probekörper ist der Eigenspannungszustand nach dem Trennen aus der Großprobe durch ein Lösen der Spannungen in Verformungen bereits stark verändert. Der Ausgangszustand mag bereits ein nur geringes und von Probe zu Probe unterschiedliches Spannungsniveau aufgewiesen haben. Durch eine Überlagerung mit Spannungsanteilen aus dem Richten wäre dieser Spannungszustand als Einflussfaktor nicht reproduzierbar.

Umgebung

Die Versuche wurden bei Raumtemperatur und von Witterungsbedingungen unabhängig durchgeführt. Korrosive Umgebungsbedingungen lagen nicht vor.

II.7.3.2 Prüfeinrichtung und allgemeine Angaben zur Versuchsdurchführung

Die Schwingprüfung erfolgte im großen Prüfraumen des Instituts für Stahlbau mit einem servohydraulischen Prüfzylinder der Fa. MTS Systems GmbH. Die maximale Prüfkraft dieses Zylinders beträgt $F_{\max, \text{dyn}} = 1,0 \text{ MN}$. Die Versuchsanordnung und das Lastniveau ermöglichten eine Prüffrequenz von $f = 10 \text{ Hz}$. Die Versuche wurden kraftgeregelt mit konstanter Amplitude unter Vorgabe eines sinusförmigen Beanspruchungs-Zeit-Funktion durchgeführt. Um eine reproduzierbare Einspannungen der Proben zu realisieren, wurden im Rahmen dieses Projektes zusätzlich hydraulische Keilspannköpfe in den Versuchsstand integriert. Der gesamte Prüfaufbau ist in Abbildung II-31 dargestellt.

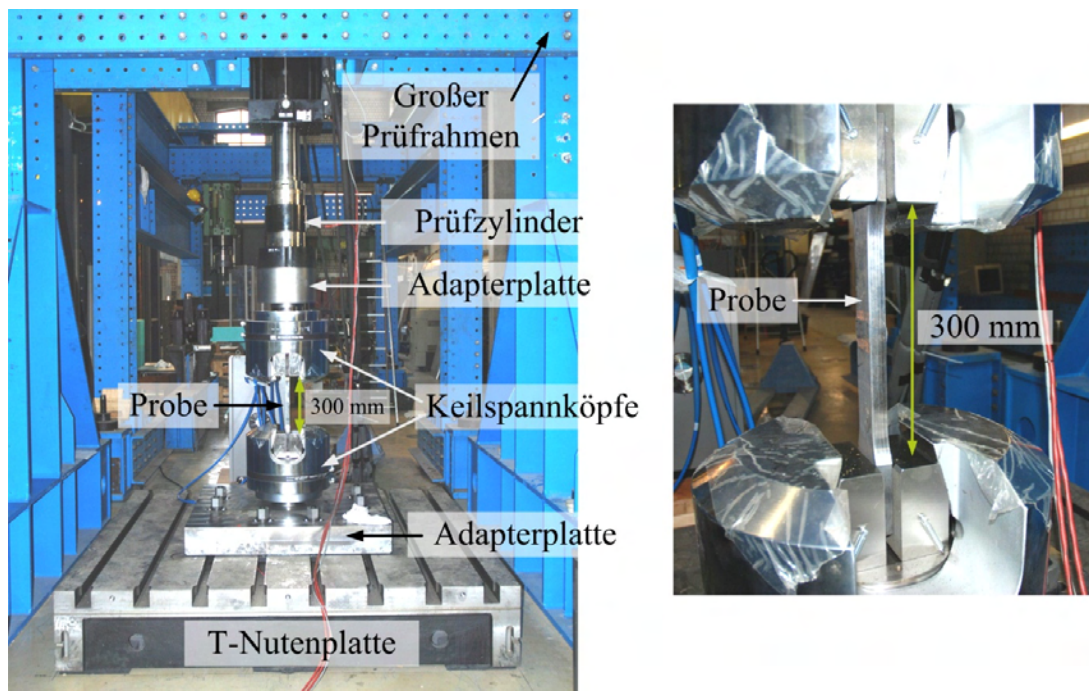


Abbildung II-31 Prüfaufbau im großen Prüfrahmen

Aufgrund der begrenzten Prüfzeit und des begrenzten Probenumfangs wurde der Fokus auf eine Untersuchung des Zeitfestigkeitsbereichs gelegt und die Grenzlastspielzahl bei $N_{\text{grenz}} = 2.000.000$ Lastwechsel definiert. Die Schwingprüfung wurde bis zum endgültigen Bruch der Probe durchgeführt.

Durch die geringe Probenanzahl ist die Anwendung statistischer Methoden sowohl für die Versuchsplanung als auch für die Versuchsauswertung notwendig. Für eine statistische Belegung des Zeitfestigkeitsbereichs wird dabei häufig das Horizontenverfahren angewendet. Dies ist in nationaler und internationaler Literatur beschrieben und u.a. in (Haibach, 2006), (Naubereit & Weihert, 1999) und (Lee, et al., 2005) zusammengefasst. Bei diesem Verfahren sind auf gleichen Spannungshorizonten mehrere Proben zu prüfen. Die Empfehlungen für eine vertretbare Dimensionierungsaufgabe in der Versuchspraxis gehen dabei ein wenig auseinander. In (Gudehus & Zenner, 1999) wird empfohlen mindestens fünf Versuche pro Spannungshorizont durchzuführen und den Zeitfestigkeitsbereich dabei mit mindestens zehn bis 20 Versuchen abzudecken. Nach (Naubereit & Weihert, 1999) sind mindestens zwei Prüfhorizonte mit jeweils acht Proben erforderlich, die Zeitfestigkeitsgeraden der Wöhlerlinie zu ermitteln. Weitere Anmerkungen zur Versuchsplanung und der Zuverlässigkeit der Bestimmung von Wöhlerlinien und deren Streuungen aus experimentellen Daten kann (Martin, et al., 2011) entnommen werden. Zur Untersuchung des Dauerfestigkeitsbereichs nach dem sogenannten Treppenstufenverfahren sind mindestens weitere 15 Proben notwendig (Hück, 1981). Aufgrund der geringen Probenanzahl und der erheblichen Zunahme der Prüfzeiten, beschränken sich die Prüfungen für eine ausreichende Belegung ausschließlich auf den Zeitfestigkeitsbereich.

Grundsätzlich erfolgte die Wahl der Prüfkörper pro Reihe willkürlich. Es wurde allerdings auf eine gleichmäßige Verteilung der Prüfkörper, entnommen aus der jeweiligen Großprobe, auf die einzelnen Prüfhorizonte geachtet. Abgestrebt wurde eine Mindestanzahl von fünf Proben bei Wahl von zwei bis drei Prüfhorizonten.

II.7.3.3 Versuchsergebnisse – Unterpulver $t = 20 \text{ mm}$

Obwohl es sich bei den untersuchten Proben um technisch gleiche Kleinprüfkörper handelt, weisen die ermittelten Bruchschwingzahlen die für Schwingfestigkeitsversuche typischen Streuungen auf. Die Gründe hierfür sind in den vielfältigen und auch nicht immer kontrollierbaren Einflussparametern zu sehen, die für Schweißverbindungen bereits unter Kapitel II.7.3.1 beschrieben wurden. Die Ergebnisse der ersten Versuchsreihe sind in Tabelle II-7 aufgeführt. Der Prüfkörper UP 20.1-6 aus Versuch 13, der die Grenzlastspielzahl von $N_{\text{grenz}} = 2.000.000$ Lastwechsel erreicht hat und damit als Durchläufer gewertet wird, wurde erneut auf einem Prüfniveau höher angesetzt, um diesen für die Auswertung zu nutzen. Dieses Vorgehen wird häufig angewandt, insbesondere auch bei Ermittlung der Dauerfestigkeit im Rahmen des Treppenstufenverfahrens (Müller, et al., 2012).

Tabelle II-7: Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Schwingprüfung, UP $t = 20 \text{ mm}$

Nr. [-]	Probennr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Mittel- spannung σ_m [N/mm ²]	Spannungs- verhältnis R [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anmerkungen [-]
1	UP 20.1-3	380	232	0,1	88.950	
2	UP 20.1-7	380	232	0,1	69.106	
3	UP 20.3-18	380	232	0,1	35.329	
4	UP 20.3-12	380	232	0,1	24.842	
5	UP 20.3-11	380	232	0,1	30.365	
6	UP 20.1-4	380	232	0,1	92.163	
7	UP 20.1-2	260	159	0,1	456.705	
8	UP 20.1-1	260	159	0,1	688.213	
9	UP 20.3-9	260	159	0,1	385.498	Bruchausgang an Schlagzahl im Grundmaterial
10	UP 20.3-15	260	159	0,1	279.326	
11	UP 20.3-16	260	159	0,1	245.130	
12	UP 20.1-8	220	134	0,1	492.823	
15	UP 20.3-17	220	134	0,1	766.744	
16	UP 20.1-6	220	134	0,1	1.104.308	hochgesetzter Durchläufer aus Versuch 13

Nr. [-]	Probenr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Mittel- spannung σ_m [N/mm ²]	Spannungs- verhältnis R [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anmerkungen [-]
13	UP 20.1-6	180	110	0,1	2.000.000	Durchläufer
14	UP 20.1-9	180	110	0,1	847.524	

Bei genauerer Betrachtung dieser Versuchsreihe ist auffällig, dass die Schwingfestigkeitswerte der Proben entnommen aus der Großprobe UP 20.1 höher sind als bei den Proben des Bleches UP 20.3. Dies vergrößert die schon sehr großen Streuungen zusätzlich. Die Ergebnisse von Zugversuchen variieren im Vergleich zu Schwingversuchen naturgemäß kaum. Auch bei einem Vergleich der Zugversuche der Proben aus Blech 20.3 mit der aus 20.1 sind keine bemerkenswerten Unterschiede bei der maximalen Tragfähigkeit feststellbar. Geometrische Variationen der Nahtvorbereitung hinsichtlich des Spaltmaßes und Nahtöffnungswinkels oder Gesamtlagenanzahl sind nicht zu erkennen. Die Unterschiede müssen daher in Variationen bei der Ausführung der Unterpulverschweißung liegen, die sich verstärkt auf die Ermüdungsfestigkeit der Proben auswirken.

Der erste Lasthorizont wurde sehr hoch angesetzt. Mit den Ergebnissen der Zugprüfung und unter Anwendung der in (Gudehus & Zenner, 1999) für duktile Werkstoffe bei konstantem Spannungsverhältnis R genannten Formel, wurde die Verformungsgrenze als Übergang zur Kurzzeitfestigkeit wie folgt ermittelt

$$\sigma_{a,grenz} = f_y \cdot \frac{1-R}{2} = 425 \frac{N}{mm^2} \cdot \frac{1-0,1}{2} = 191,25 \frac{N}{mm^2} \quad (II-1)$$

Da die Proben der Prüfungen Nr. 1 bis 6, durchgeführt auf dem höchsten Niveau, mit ihren ertragbaren Schwingspielen noch deutlich über $N_f = 20.000$ Lastwechseln lagen, wurde dieses Niveau für diese Serie beibehalten.

II.7.3.4 Versuchsergebnisse – Unterpulver $t = 30$ mm

Aus den Erfahrungen der ersten Prüfreihe wurden für diese Versuchsreihe die Prüfhorizonte leicht angepasst. Es wurden drei Prüfhorizonte mit jeweils fünf Prüfkörpern festgelegt. Die ermittelten Bruchschwingspielzahlen sind in Tabelle II-8 zusammengefasst.

Tabelle II-8: Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Schwingprüfung, UP $t = 30$ mm

Nr. [-]	Probenr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Mittel- spannung σ_m [N/mm ²]	Spannungs- verhältnis R [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anmerkungen [-]
1	UP 30.3-13	300	183	0,1	179.069	
2	UP 30.2-1	300	183	0,1	205.580	
5	UP 30.3-18	300	183	0,1	92.099	

Nr. [-]	Probenr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Mittel- spannung σ_m [N/mm ²]	Spannungs- verhältnis R [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anmerkungen [-]
12	UP 30.2-2	300	183	0,1	265.006	
15	UP 30.2-6	300	183	0,1	227.340	
3	UP 30.2-9	250	153	0,1	476.528	
4	UP 30.2-7	250	153	0,1	448.031	
6	UP 30.3-17	250	153	0,1	318.813	
7	UP 30.3-16	250	153	0,1	317.253	
13	UP 30.3-10	250	153	0,1	419.349	
8	UP 30.3-12	200	122	0,1	1.011.817	
9	UP 30.2-8	200	122	0,1	1.392.922	
10	UP 30.2-3	200	122	0,1	1.735.940	
11	UP 30.3-15	200	122	0,1	742.711	
14	UP 30.3-14	200	122	0,1	972.379	
16	UP 30.2-5	200	122	0,1	1.885.948	Bruchausgang an Schlagzahl im Grundma- terial

Anders als noch bei der ersten Versuchsreihe der Schweißproben mit einer Dicke von $t = 20$ mm lässt der Ort der Entnahme der jeweiligen Probe nicht auf die Schweißprobe, d.h. den Schweißversuch 30.2 oder 30.3, schließen. Die Streuung ist damit vom Einfluss der Fertigung unabhängig.

Hinsichtlich der Rissinitiierung ist anzumerken, dass sich der Ort des Anrisses in sieben von 16 durchgeführten Versuchen vom Nahtübergang zwischen die beiden Decklagen verlagert hat. Die Kerbwirkung zwischen den Decklagen ist damit höher zu bewerten als am Nahtübergang. Bei einer visuellen Prüfung der Schweißverbindungen im Rahmen des Qualitätsmanagements sind nach DIN EN ISO 17637 damit nicht nur Nahtüberhöhung und Nahtanstiegs-
winkel zum Grundmaterial sondern auch der Nahtanstiegs-
winkel zwischen den Decklagen zu berücksichtigen und können entscheidend die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen.

II.7.3.5 Versuchsergebnisse –Non-Vacuum Electron Beam, $t = 20$ mm

Für die Schwingprüfung standen 13 Proben zur Verfügung. Die Prüfhorizonte wurden in Anlehnung an die bisher definierten Horizonte gewählt. Auf dem mit einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 300$ N/mm² höchsten Horizont zeigte sich gegenüber den UP-Versuchsreihen eine deutlich verringerte Lebensdauer, sodass auf diesem Horizont lediglich zwei Proben ge-

prüft wurden. Zusätzlich wurde mit einer Spannungsschwingbreite von $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$ ein zusätzliches unteres Lastniveau ergänzt.

*Tabelle II-9: Zusammenfassung der Ergebnisse aus der Schwingprüfung,
NVEBW $t = 20 \text{ mm}$*

Nr. [-]	Probenr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Mittel- spannung σ_m [N/mm ²]	Spannungs- verhältnis R [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anmerkungen [-]
1	NVEBW 20.2-14	300	183	0,1	26.603	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
6	NVEBW 20.1-6	300	183	0,1	32.778	Schädigung 2 Anriss Nahtinnern
2	NVEBW 20.2-11	250	153	0,1	106.103	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
5	NVEBW 20.1-4	250	153	0,1	62.095	Schädigung 2 Anriss Nahtinnern
7	NVEBW 20.1-5	250	153	0,1	70.114	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
11	NVEBW 20.1-1	250	153	0,1	190.643	Schädigung 1 Anriss Nahtüber- gang
3	NVEBW 20.2-15	200	122	0,1	147.809	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
4	NVEBW 20.1-7	200	122	0,1	258.022	Schädigung 2 Anriss Nahtinnern
8	NVEBW 20.2-12	200	122	0,1	97.668	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
9	NVEBW 20.1-8	200	122	0,1	127.211	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
13	NVEBW 20.1-2	200	122	0,1	247.879	Schädigung 2 Anriss Nahtinnern
10	NVEBW 20.1-3	150	92	0,1	465.682	Schädigung 3 Anriss Nahtinnern
12	NVEBW 20.2-9	150	92	0,1	2.071.805	Schädigung 1 Anriss Nahtinnern

Schädigung der Probe laut Röntgenprüfung: 1 – keine; 2 – gering; 3 – stark

Anders als bei den bisherigen Versuchen, bei denen eine Rissinitiierung am Nahtübergang stattfand, erfolgte der Schädigungsfortschritt nun im Nahtinnern direkt an den Schweißdefek-

ten. Insgesamt wurden deutlich geringe Lastwechselzahlen erreicht. Dies lässt darauf schließen, dass die Phase der Anrisseinleitung entfällt und direkt Rissfortschritt vorliegt. Die Bruchflächen der Proben zeigten deutlich die Ausmaße des Defekts, siehe auch Abbildung II-32. Bei einem Vergleich mit der Auswertung der Röntgenaufnahmen kann festgestellt werden, dass die Ausmaße des Defekts widerspiegelt werden, sie allerdings leicht unterschätzt werden. Erste Vermutungen, dass auch das Spaltmaß, das nach dem Schweißen der Wurzellage UP aufgenommen wurde, einen Einfluss auf die Defektbildung hat, kann zum derzeitigen Stand der Untersuchungen nicht bestätigt werden. Eine Korrelation zwischen der Größe des Spaltes und der Defektanzeige kann nach Abbildung II-32 nicht beobachtet werden.

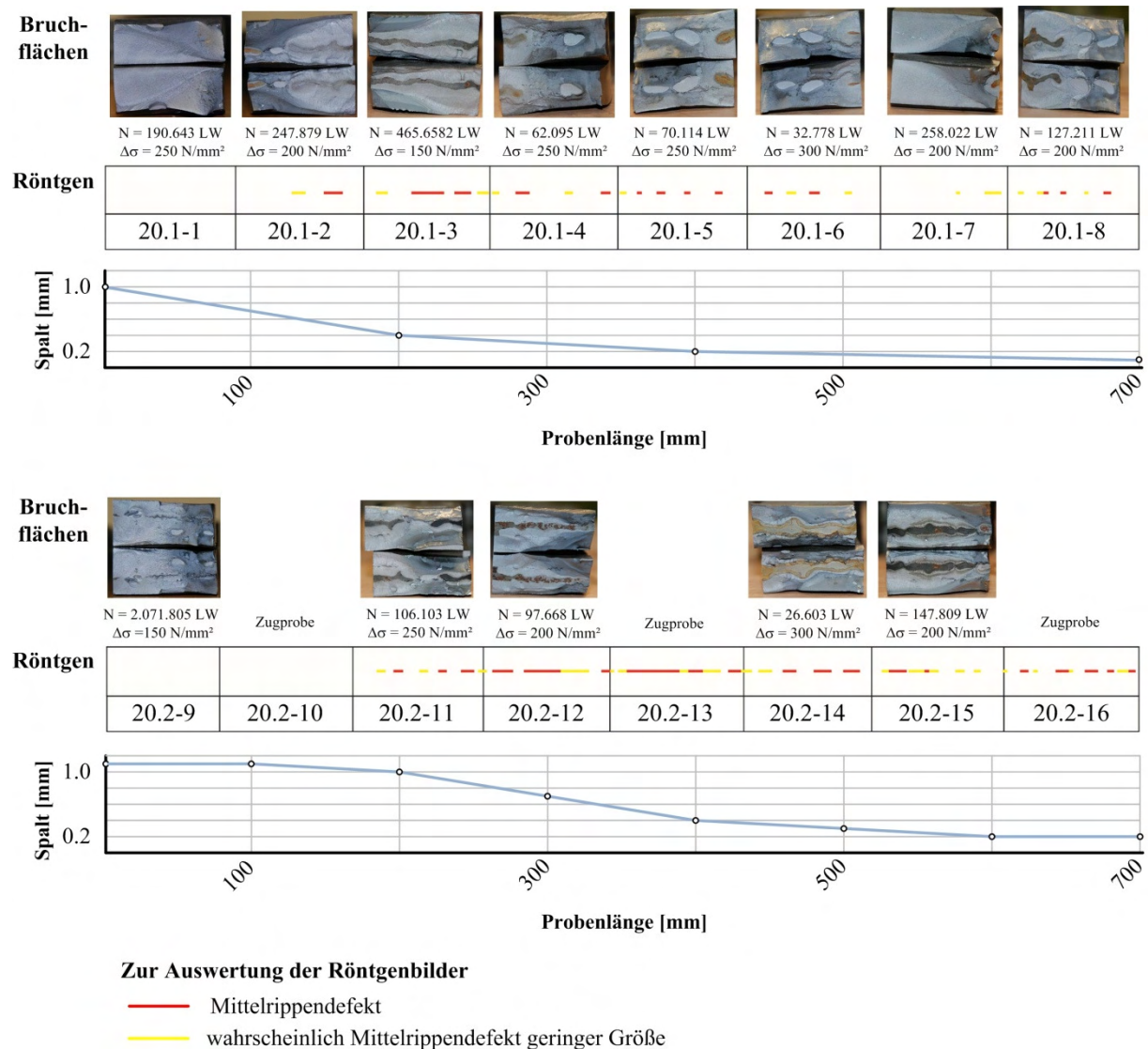


Abbildung II-32 Vergleich Bruchflächen mit Auswertung der Röntgenaufnahmen sowie Darstellung der Spaltmaße vor dem Schweißen der Lage NVEBW

II.7.3.6 Statistische Auswertung

Es folgt die Darstellung der Versuchsergebnisse in Wöhlerdiagrammen und die Einordnung in den normativen Hintergrund der DIN EN 1993-1-9 (Eurocode 3). Die Steigung m und der y -

Achsenabschnitt a der 50%-Wöhlerlinie erfolgt über die Minimierung der Abstandsquadrate in einer Regression über alle Versuchspunkte. Die Minimierung wird in Schwingenzahlrichtung vorgenommen. Denn dies ist die von der Beanspruchungsamplitude abhängige Beanspruchungsgröße. Die allgemeine Gleichung der Wöhlerlinie ist in Gleichung II-2 dargestellt.

$$\log N = \log a - m \cdot \log \Delta\sigma \quad (\text{II-2})$$

Die Streuung der einzelnen Versuchsergebnisse um diese ermittelte 50 % bzw. Mittelwert-Wöhlerlinie wird durch die Standardabweichung charakterisiert. Sie ist ein Maß für die Zuverlässigkeit und Genauigkeit des Einzelergebnisses.

Tabelle II-10: Statistische Auswertung

Nr.	Verfahren	mit m = konst. = 3		mit variabler Steigung				
		$\sigma_{C,50\%}$ [N/mm ²]	$\sigma_{C,95\%}$ [N/mm ²]	m	$\sigma_{C,50\%}$ [N/mm ²]	$\sigma_{C,95\%}$ [N/mm ²]	Standardab.	Streumaß T_{σ_A}
1	UP, t = 20 mm	132,2	77,1	4,60	173,3	136,4	0,231	1 : 1,5
2	UP, t = 30 mm	147,8	107,1	4,48	175,1	151,7	0,136	1 : 1,2
3	UP, t = 20 mm + t = 30 mm	140,1	96,9	4,63	175,5	148,8	0,182	1 : 1,3
4	NVEBW, t = 20 mm	86,3	52,7	3,67	102,8	73,3	keine Angabe	keine Angabe

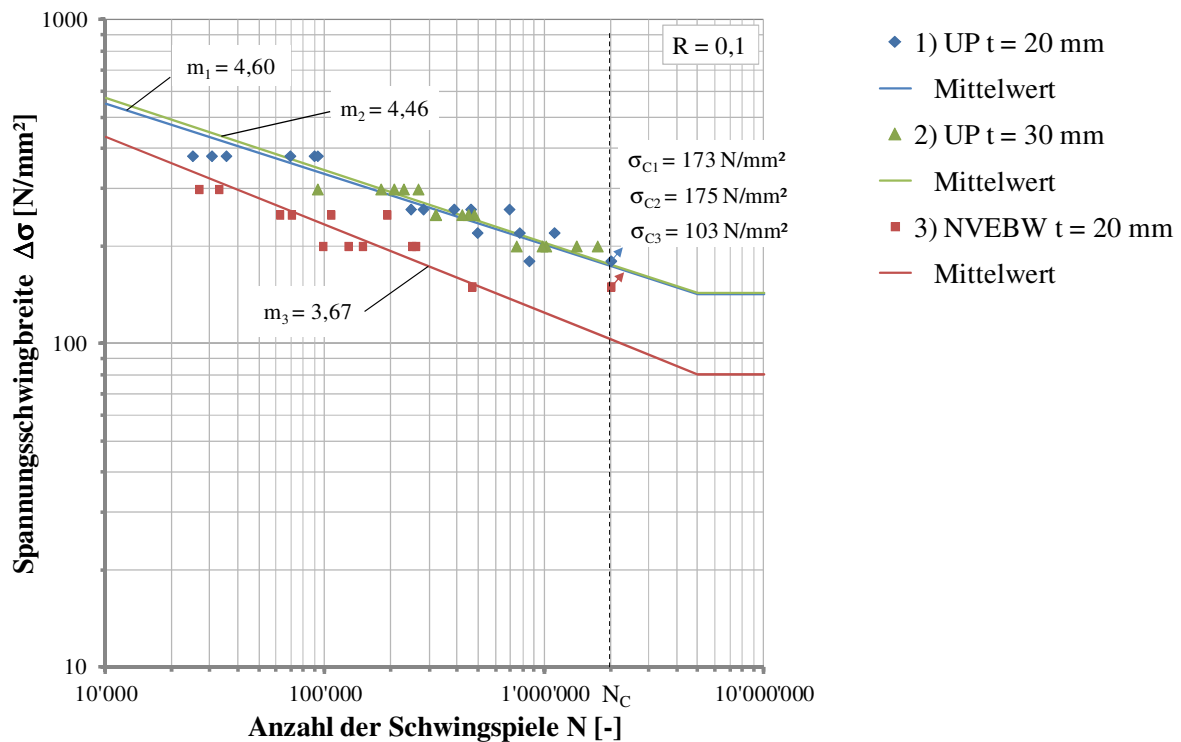


Abbildung II-33 Versuchsergebnisse im Wöhlerlinien-Diagramm bei variabel ermittelter Steigung

Die Bestimmung der charakteristischen Ermüdungsfestigkeit erfolgt gemäß dem Hintergrundbericht des Eurocode 3 (Background Documentation, Dezember 1989) für eine Überlebenswahrscheinlichkeit $P_{\bar{u}} = 50\%$ und 95% . Es wird angenommen, dass sich die Häufigkeitsverteilung für die Anzahl von $n \leq 30$ Versuchen wie eine Student-Verteilung für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von 95% bei $n-2$ Freiheitsgraden verhält. Ausgewertet ist die charakteristische Ermüdungsfestigkeit zum einen bei Annahme einer konstanten Steigung von $m = 3$ und zum anderen bei variabler Steigung.

Die in Tabelle II-10 zusammengefassten statistischen Kennwerte zeigen, dass die Ergebnisse der geschädigten Proben der Versuchsreihe Nr. 4 deutlich von den Referenzproben der Versuchsreihen Nr. 1 und 2 abweichen und eine um etwa 46% geringere charakteristische Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,95\%}$ aufweisen. Der rissartige Defekt bewirkt damit eine deutliche Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit. Auch die Neigung der Wöhlerlinie dieser Versuchsreihe ist steiler. Bei der Berechnung des Streumaßes für die Versuchsreihe Nr. 4 ist anzumerken, dass aufgrund der gemischten Versuchsdurchführung aus Perlschnur- und Horizontenverfahren nur neun Proben verteilt auf zwei Prüfhorizonten zur Verfügung standen. Dies ist für die Verlässlichkeit des berechneten Streumaßes von wesentlicher Bedeutung. Da der Defekt in Schweißnahtmitte für die Ermüdungsfestigkeit sehr dominant ist, kann aber dennoch auf eine Verringerung Streuung gegenüber den anderen Versuchsreihen geschlossen werden.

Die Mittelwerte der Ermüdungsfestigkeit $\Delta\sigma_{C,50\%}$, die Wöhlerliniensteigung und die Streumaße in Tabelle II-10 geben die Möglichkeit, die durchgeführten Versuche im Kontext zu in der Literatur beschriebenen Versuchen zu beurteilen. Ältere Versuchsdaten sind in (Olivier & Ritter, 1979) zusammengefasst. Neuere Versuchsdaten, insbesondere zu Dickblechschweißungen, sind in den Forschungsberichten (FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. (G. Nüsse), 2011) und (Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Halle (Kranz, B.), 2006) beschrieben. Daneben werden in (Haibach, 2006) Erfahrungswerte für Streuspannen und Wöhlerlinienneigungen genannt. Die ermittelten Steigungen von $m = 3,7$ bis $4,6$ liegen dabei im Erwartungsbereich der genannten Literatur. Gleiches gilt auch für die ermittelten Streumaße, die genau im Bereich der in (Olivier & Ritter, 1979) genannten Streuungen liegen. Wie auch in (FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. (G. Nüsse), 2011) konnte beim Vergleich der Versuchsreihen Nr. 1 und 2 keine verminderte Ermüdungsfestigkeit bei größeren Blechdicken festgestellt werden.

II.7.3.7 Einordnung der ermittelten Wöhlerlinien in den normativen Hintergrund

Abbildung II-34 zeigt einen Vergleich der Wöhlerlinien nach verschiedenen Normen oder Richtlinien mit ihren kennzeichnenden Punkten, die bei der Auslegung von Windenergieanlagen anzusetzen sind. Dabei erfolgt die Definition des Kerbfalls nach der ertragbaren Spannungsschwingbreite bei einer Lastwechselzahl von $N = 2 \cdot 10^6$. Bei $N = 5 \cdot 10^6$ erfolgt ein Wechsel der Steigung von $m = 3$ auf $m = 5$. Außerdem wird bei ertragbaren Schwingbreiten in einem Bereich von Lastwechselzahlen $N > 10^8$ keine Schädigung mehr angenommen. Dies

ist dann der sogenannte Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit (engl. cut-off limit). Die DIBt-Richtlinie bei Führung der Nachweise für Anlagen an Binnenlandstandorten orientiert sich am Eurocode 3, sieht allerdings keinen Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit vor. Gleiches gilt auch für den Nachweis von Konstruktionselementen an Offshore-Windenergieanlagen nach der Richtlinie des Germanischen Lloyd. Die Kerbfalldefinition erfolgt weiterhin anhand des Eurocode 3. Die Empfehlungen der IIW-Richtlinie XIII-2151r1-07, auf die zusätzlich in der Richtlinie des Germanischen Lloyd verwiesen wird, definieren einen Abknickpunkt bei $N = 10^7$. Bis zu diesem Eckpunkt wird eine einheitliche Steigung von $m = 3$ vorgesehen. Die Definition eines Schwellenwertes wird auch hier für diese hochdynamisch beanspruchten Bauteile nicht empfohlen, stattdessen wird die Wöhlerlinie mit einer Steigung von $m = 22$ fortgeführt. Auch die Richtlinie DNV-OS-J101 bzw. DNV-RP-C203 nach Det Norske Veritas sieht einen Abknickpunkt bei einer Lastwechselzahl von $N = 10^7$ mit einem Wechsel der Steigung von $m = 3$ auf $m = 5$ vor. Mit Ansatz unterschiedlicher Wöhlerlinien für Details an der Luft, unter freier Korrosion und im Meerwasser mit kathodischem Korrosionsschutz werden zusätzlich die Umgebungsbedingungen berücksichtigt.

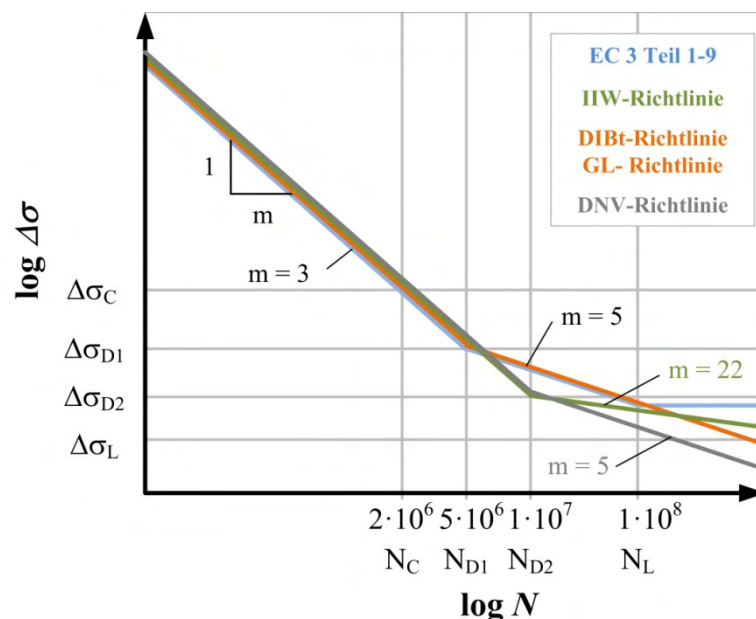


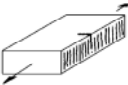

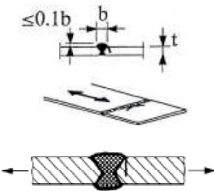

Abbildung II-34 Qualitativer Verlauf der Wöhlerlinien nach unterschiedlichen Richtlinien ($\Delta\sigma_C$ Kerbfalldefinition; $\Delta\sigma_D$ Dauerfestigkeit; $\Delta\sigma_L$ Schwellenwert der Ermüdungsfestigkeit)

Einordnung der Kerbfälle bei Anwendung auf den Stahlrohturm einer Windenergieanlage

Eine Windenergieanlage erfährt während ihrer Auslegungsdauer von 20 Jahren und einer angenommenen Betriebsstundenzahl von etwa 125 000 bis 175 000 Stunden mehr als $1 \cdot 10^9$ Lastwechsel. Daher ist für die überwiegend wechselnd beanspruchten, metallischen Bauteile ein Ermüdungsfestigkeitsnachweis zu führen. Neben Triebstrang, Generator, Rotorblattanschlüssen sowie Maschinenträger gehört hierzu auch der Turm einschließlich der Ver-

bindungen zum Fundament und der Gondel. Die wesentlichen Schweißverbindungen von Stahlrohturmwandungen und deren Kerbfalleinstufung sind in Tabelle II-11 zusammengefasst. Details, wie die geschraubten Ringflanschverbindungen und Anbauteile wie Türzargen und ähnliches, sind nicht berücksichtigt. Für die hier dargestellten Verbindungen werden die Rundnähte des Turms maßgebend. Der Größeneinfluss in Zeile 3 der Tabelle II-11 wird durch eine Reduktion des Kerbfalls ab einer Blechdicke von $t = 25$ mm berücksichtigt. Dies bedeutet bei Verbindungen mit $t = 50$ mm eine Reduktion von $\Delta\sigma_C$ um etwa 16 % auf 75 N/mm².

Tabelle II-11: Einstufung der Konstruktionsdetails eines Stahlrohturms in Kerbfallklassen nach EC 3 und für die geschädigten Proben nach IIW-Richtlinie

	Konstruktionsdetail	Beschreibung	Kerbfall bzw. $\Delta\sigma_C^*$
1	 Grundwerkstoff	maschinell brenngeschnitten ohne nachträgliche Bearbeitung	125
2	 Längsnähte (LN)	beidseitig geschweißte Stumpfnäht, längs beansprucht, ohne schleifen und ohne Ansatzstellen	112
3	 Rundnähte (RN)	beidseitig geschweißte Stumpfnäht, quer beansprucht, mit ZfP, Nahtüberhöhung < 10% der Nahtbreite für $t > 25$ mm $k_s = (25/t)^{0,2}$	90 $\Delta\sigma_{C,red} = \Delta\sigma_C \cdot k_s$
4	 Rundnähte (RN)	einseitig geschweißte Stumpfnähte mit Inspektion der Wurzellage durch ZfP für $t > 25$ mm $k_s = (25/t)^{0,2}$	71 $\Delta\sigma_{C,red} = \Delta\sigma_C \cdot k_s$ Anmerkung: nur etwa Kerbfall 56 nach DNV für Verbindungen an Luft
5		Naht mit Bindefehler nach IIW	40

* Die Definition des Kerbfalls erfolgt durch die Bezugsschwingbreite $\Delta\sigma_C$ in N/mm² bei einer Schwingenspielzahl $N_c = 2 \cdot 10^6$ Lastwechseln.

Die Frage ist nun, in welchen Kerbfall die Proben mit Mittelrippendefekt der Versuchsreihe Nr. 4 einzustufen sind. Allgemein wird für die Beurteilung der Fertigungsqualität die DIN EN ISO 5817 „Bewertungsgruppen von Unregelmäßigkeiten“ herangezogen. Für 26 unterschiedliche Imperfektionen wie beispielsweise Winkelverzug, Versatz, Poren, Einschlüsse oder Bindefehler wird die Verbindung in drei Bewertungsgruppen mit der Kennzeichnung B bis D eingeteilt. Bewertungsgruppe B entspricht den höchsten Anforderungen an eine Schweißnaht. Ergänzend gibt es für mit Elektronen- oder Laserstrahl geschweißte Nähte die DIN EN ISO 13919-1 „Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen- Leitfaden für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten“. Für dynamisch beanspruchte Konstruktionen sind nur Verbindungen der Bewertungsgruppe B zulässig, d.h. die Proben der Versuchsreihe

Nr. 4 sind streng genommen unzulässig. In der IIW-Richtlinie „Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, 2008“ wird nun der Versuch unternommen, für Verbindungen, die Imperfektionen aufweisen und damit von der Bewertungsgruppe B abweichen, entsprechend der verminderten Fertigungsqualität auch die Ermüdungsfestigkeit zu reduzieren. Das DVS-Merkblatt 0705 „Empfehlungen zur Zuordnung von Bewertungsgruppen, 2012“ greift die Ansätze zur Reduktion der Ermüdungsfestigkeit imperfekter Verbindungen nach IIW-Richtlinie wieder auf. Daher ist im nächsten Schritt der häufig als Mittelrippendefekt bezeichnete Schweißfehler zu charakterisieren, um die Kerbfalleinstufung vorzunehmen. Wie schon unter II.5.1 beschrieben, tritt dieser Defekt während der Erstarrung des Schweißguts in Nahtmitte als rissartiger Defekt auf. Die Ermüdungsfestigkeit bereits geschädigter Bauteile kann mit bruchmechanischen Methoden erfolgen. Die noch verbleibende Restlebensdauer hängt wesentlich von der Rissgröße ab. Die Abmessungen des Defekts im Schweißnahtinnern sind nur schwer durch herkömmliche zerstörungsfreie Prüfverfahren wie Röntgen (RT) oder Ultraschall (UT) bestimmbar. Mit diesen Verfahren können Risse zwar detektiert, die Abmessungen jedoch häufig nur in einer Dimension ermittelt werden. Für eine mögliche Reduzierung des Kerbfalls wird daher nach einer Imperfektion gemäß DIN EN ISO 5817 gesucht, die dem Mittelrippendefekt am Nächsten kommt. Dieser Defekt kann nicht den Poren zugeordnet werden (DIN 5817, Tabelle 1 2.3 und 2.4). Er unterscheidet sich durch die in Kapitel II.5.1 genannten Eigenschaften eindeutig von einer mechanisch oder metallurgisch verursachten Pore, die einen Gaseinschuss darstellt, meistens über runde Abmessungen verfügt und deren Oberfläche unter dem REM betrachtet als glatt zu bezeichnen ist. Gegenüber anderen mehr rissartigen Defekten ist die Kerbschärfe einer Pore geringer. Eine weitere ähnliche Imperfektion sind Bindefehler (DIN 5817, Tabelle 1 2.12). Dies sind Fehler, die dadurch entstehen, dass das Grundmaterial oder wie beim Mehrlagenschweißen schon erstarrtes Material nicht komplett aufgeschmolzen werden. Auch dies trifft auf den Mittelrippendefekt nur dahingehend zu, dass es sich hierbei um eine Art Bindefehler beim Erstarren der Mittelrippe handelt. Neben der Ausdehnung des Defekts ist bei beiden die Kerbschärfe ähnlich einzustufen. Daher wird für einen möglichen Vergleich eine Abminderung der Ermüdungsfestigkeit auf Kerbfall 40, d.h. $\Delta\sigma_C = 40 \text{ N/mm}^2$, gewählt. Aufgrund der geringen Probenanzahl wurden für einen Vergleich mit dem Eurocode 3 die Wöhlerlinien mit konstanter Steigung $m = 3$ in das Diagramm in Abbildung II-35 eingetragen.

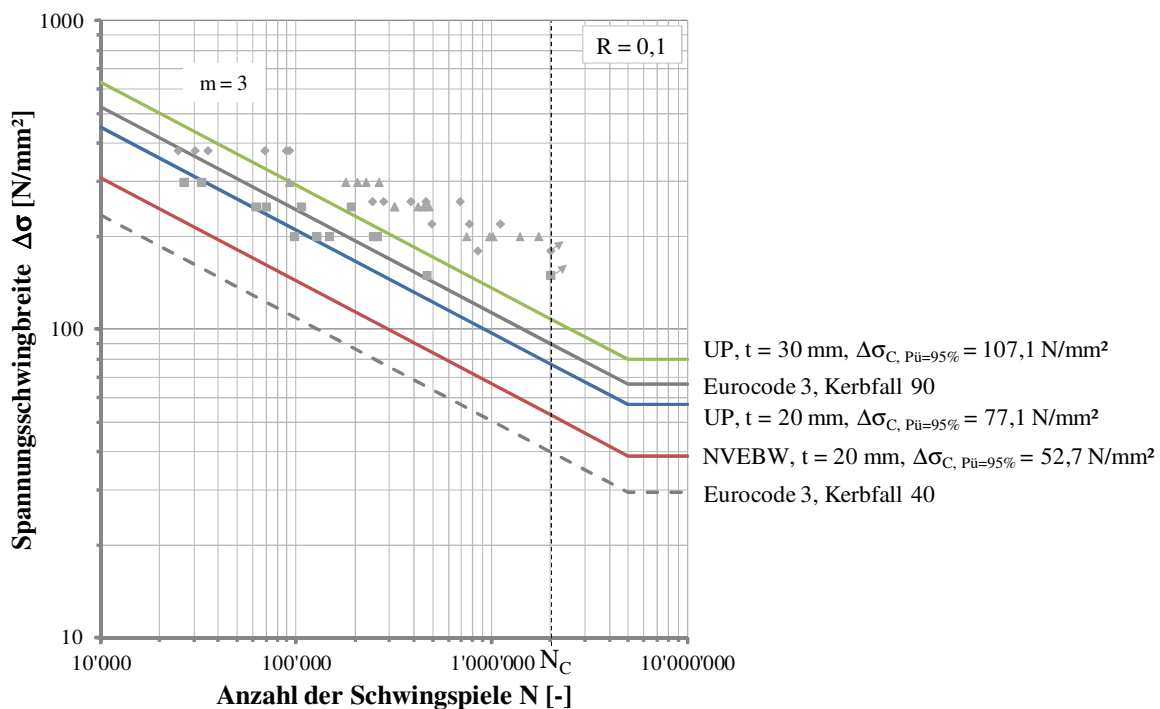


Abbildung II-35 Vergleich der Wöhlerlinien aus Experiment und Norm

Auffällig ist zum einem die deutlich verringerte Festigkeit der durch den Mittelrippendefekt geschädigten Proben der Versuchsreihe Nr. 4 und zum anderen, dass auch die Versuchsreihe Nr. 1 der UP geschweißten Proben mit $t = 20$ mm die Anforderungen des Kerbfalls 90 nicht erfüllen. Der nach Norm mit zunehmender Blechdicke zu berücksichtigende Minderungsfaktor kann damit nicht bestätigt werden. Für eine weitere Untersuchung möglicher Gründe wird auf das Kapitel II.7.4 verwiesen. Bei gemeinsamer Auswertung der Versuchsreihen Nr. 1 und 2 wird $\Delta\sigma_c = 97,2$ N/mm² und damit eine Bestätigung des Kerbfalls erreicht.

II.7.3.8 Zusammenfassung der Ergebnisse der mechanischen Untersuchung

Das Versuchsprogramm sah Zugversuche an jeweils drei UP geschweißten Proben der Blechdicke $t = 20$ und 30 mm sowie an drei Proben geschweißt mit einer Kombination aus NVEBW und UP vor. Die Zugversuche zeigten keine Auffälligkeiten und die maximale Tragfähigkeit der Verbindung wurde erreicht. Alle Proben versagten im Grundmaterial.

Weiterhin wurden Einstufen-Schwingversuche zur Ermittlung der Wöhlerlinie mit Konzentration auf den Zeitfestigkeitsbereich durchgeführt. Die Grenzwahrschwingzahl betrug 2 Mio. Lastwechsel. Die Versuche wurden in einer Mischung aus Horizonten und Perlschnurverfahren durchgeführt. Die statistische Auswertung, um die charakteristische Ermüdungsfestigkeit zu bestimmen, erfolgte nach dem Hintergrundbericht der Eurocode 3. Im Gegensatz zu den Ergebnissen der Zugprüfung wirkt sich die Schädigung durch den Mittelrippendefekt der Versuchsreihe Nr. 4 direkt auf die Ermüdungsfestigkeit auf. Entgegen einem Versagen am Nahtübergang, wie bei den Versuchsreihen Nr. 1 und 2 beobachtet, versagen diese Proben aus dem Nahtinnern heraus. Die Ermüdungsfestigkeit verringert um etwa 46% bei gemeinsamer Auswertung der Versuchsreihen Nr. 1 und 2. Eine große Schwierigkeit bei Beurteilung der ge-

schädigten Proben der Versuchsreihe Nr. 4 bestand in der Quantifizierung der Defektabmessungen vor Durchführung der Versuche. Die Defektgröße variiert und bestimmt maßgeblich die resultierende Lebensdauer. Die Einstufung in einen Kerbfall ist damit nicht möglich.

II.7.4 Analytische Beurteilung der Ermüdungsfestigkeit anhand lokaler Ermüdungskonzepte

II.7.4.1 Zum Phänomen der Materialermüdung

Wird ein Bauteil dynamisch belastet, kann es zu einem fortschreitenden Steifigkeitsverlust durch Schädigung und schließlich Versagen des Bauteils kommen, obwohl das Lastniveau noch deutlich unterhalb der statischen Festigkeit liegt. Für metallische Werkstoffe kann dieser als Ermüdung bezeichnete Schädigungsvorgang nach Abbildung II-36 in vier Phasen unterteilt werden. Die Länge dieser Phasen können in Abhängigkeit des Materials, des Materialzustandes, der Belastung sowie Größe und Geometrie des Bauteils variieren und die Übergänge sind fließend, (Gudehus & Zenner, 1999) (Haibach, 2006).

Phase I (rissfrei):

Zunächst kann die wechselnde Beanspruchung von der Elastizität des Materials aufgenommen werden. Die Spannungsverteilung zeigt dabei eine Erhöhung nahe oder an der Oberfläche (ebener Spannungszustand). Zusätzlich führen geometrische Kerben zu einem Anstieg der Spannung gegenüber der Nennspannung und zu einem räumlichen Spannungszustand im Kerbgrund. Dies behindert die elastischen Verformungen innerhalb des Kristallgitters und Bereiche mit geringen plastischen Verformungen entstehen, die wiederum durch Versetzungsbewegungen kompensiert werden. Diese Versetzungen laufen zu sogenannten persistenten Gleitbändern zusammen, die zu einer Veränderung der Festigkeitseigenschaften des Materials führen.

Phase II (Rissinitiation und Kurzrischwachstum):

Anrisse bilden sich an der Grenze zwischen den entstandenen persistenten Gleitbändern und der noch versetzungsarmen Werkstoffmatrix. Dabei sind Oberflächenkristalle, deren Gleitsysteme die für eine Versetzungsbewegung günstige Orientierung relativ zur anliegenden Beanspruchung aufweisen, bevorzugte Anrissorte. Unter einachsiger Belastung treten die maximalen Schubspannungen und damit Gleitebenen ungefähr unter einem Winkel von 45° auf. Treffen nun Gleitbänder einzelner Kristallbereiche mit unterschiedlicher Ausrichtung aufeinander, entsteht hier ein Anriss. In dieser Phase können Korn- und Phasengrenzen, aber auch Einschlüsse und Hindernisse noch nicht überwunden werden. Feinkörnige Werkstoffe zeigen deshalb ein geringere Rissempfindlichkeit und damit höhere Ermüdungsfestigkeit. Einer dieser Anrisse führt aufgrund seiner hohen Spannungsintensität zu einem ausbreitungsfähigen Ermüdungsriss. Die Grenze vom Kurzris- zum Makroriszwachstum ist schwer zu definieren. Der sogenannte ‚Technische Anriss‘ als in Inspektionen minimal mit dem Auge detektierbarer Riss wird als Übergang vom Kurzrischwachstum zum stabilen Risswachstum definiert. In der

Literatur variieren die Angaben zur Rissgröße teilweise erheblich; häufigste Angaben benennen eine Risslänge von 1,0 mm und eine Risstiefe von 0,5 mm, (Radaj, et al., 2006).

Phase III (Stabiles Risswachstum)

In der dritten Phase wird das Risswachstum nicht mehr vom Kristallgitter beeinflusst. Das Risswachstum erfolgt senkrecht zur maßgeblichen Hauptspannungsrichtung und auf Spaltflächen einzelner Körner. Sind die plastischen Verformungen im Bereich der Rissspitze vernachlässigbar klein, sind anders als in der rissfreien Phase die makroskopischen Festigkeitseigenschaften des Werkstoffes von untergeordneter Bedeutung.

Phase IV (Instabiles Risswachstum)

Mit zunehmendem Rissfortschritt nimmt der Anteil des gerissenen Querschnitts stetig zu. Während die Belastung nun konstant bleibt, nehmen die Spannungen immer weiter zu. Gleichzeitig wächst auch die plastische Zone an der Rissspitze immer weiter. Wird nun die Elastizitätsgrenze des Restquerschnitts erreicht, beginnt dieser zu fließen bis es zum endgültigen Versagen des Bauteils, auch als Rest- oder Gewaltbruch bezeichnet, kommt.

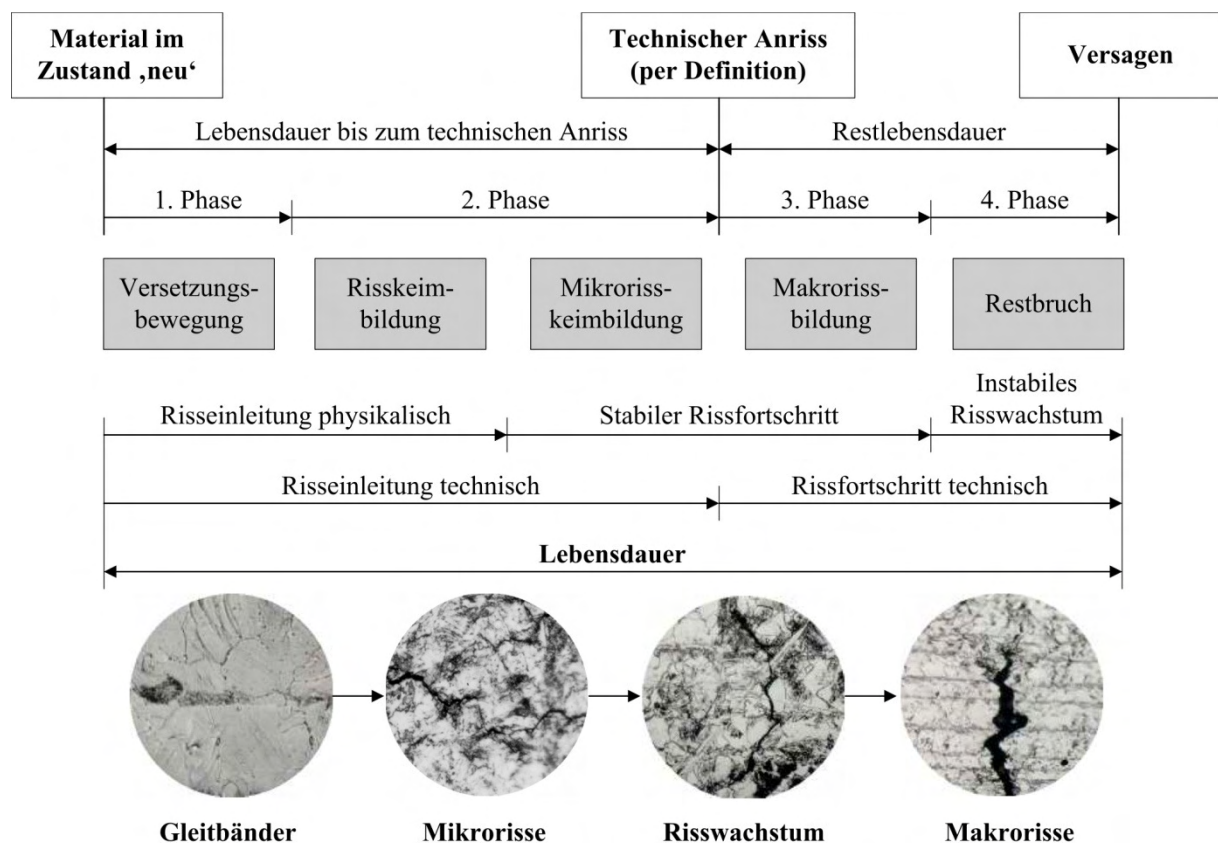


Abbildung II-36 Phasen des Ermüdungsversagens,
 (Jäniche & Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Hrsg.), 1984) in Kombination mit (Gudehus & Zenner, 1999), Schlichtbilder: TU Braunschweig, Institut für Stahlbau

Unter Vernachlässigung des instabilen Risswachstums der Phase IV setzt sich die Lebensdauer, d.h. die Anzahl der ertragbaren Lastwechsel N_f , vereinfachend aus der Anzahl der Anrisschwingspiele N_i und denen des stabilen Risswachstums N_p zusammen.

$$N_i + N_p = N_f \quad (\text{II-3})$$

Für die theoretischen Betrachtungen bei Anwendung der lokalen Ermüdungskonzepte sind die verschiedenen Schädigungsphasen von Bedeutung. Das Kerbdehnungskonzept dient zur Berechnung der Lebensdauer N_i bis zum technischen Anriss, eine im Anschluss daran durchgeführte Rissfortschrittsberechnung liefert dann die Gesamtlebensdauer N_f .

II.7.4.2 Rechnerische Ermittlung der Ermüdungsfestigkeit

Die Bewertung der Ermüdungsfestigkeit erfolgt meist nach dem Nennspannungskonzept, das die Nennspannungsamplitude im kritischen Querschnitt mit der Nennspannungs-Wöhlerlinie, die aus Versuchsergebnissen mit repräsentativen Schweißproben abgeleitet und in Normen und Richtlinien veröffentlicht ist, vergleicht. Die Kerbwirkung der Schweißnaht wird dabei lediglich durch die Zuordnung der Schweißverbindung zur entsprechenden Kerbfallklasse berücksichtigt. Dabei werden Schweißverbindungen entsprechend der jeweiligen Nahtform, Belastungsart und Fertigungsqualität den jeweiligen Kerbklassen zugeordnet. Im Gegensatz zu diesem globalen Ermüdungskonzept beziehen die lokalen Nachweiskonzepte den Einfluss der lokalen Parameter der Geometrie, der Belastung und des Werkstoffs in die Festigkeitsbewertung mit ein, (Radaj & Vormwald, 2007).

Kerbdehnungskonzept

Zu den lokalen Nachweiskonzepten zählt das Kerbdehnungskonzept, das auch als Örtliches Konzept bezeichnet wird. Mit diesem Konzept kann die Ermüdungsfestigkeit bis zur Einleitung des technischen Anrisses bewertet werden. Ausgehend von den elastisch-plastischen Dehnungsamplituden am kritischen Ort des Bauteils wird ein Vergleich mit der Dehnungswöhlerlinie des Werkstoffs durchgeführt, die anhand einer ungekerbten Vergleichsprobe ermittelt wurde. Basis dieser Vorgehensweise bildet die Vorstellung, dass der Werkstoff im Kerbgrund in Bezug auf die lokale Verformung, Schädigung und Risseinleitung ein ähnliches Verhalten aufweist wie eine verkleinerte, axial belastete und ungekerbte (beziehungsweise schwach gekerbte) Probe in Bezug auf die globale Verformung, globale Schädigung und vollständigen Bruch. Für einen genauen Vergleich sollte die Vergleichsprobe dieselbe Mikrostruktur, denselben Oberflächenzustand sowie dasselbe Volumen besitzen, (Radaj, et al., 2006).

Rissfortschrittskonzept

Da die Ermüdungsfestigkeit sowie die Lebensdauer auf Basis des Kerbdehnungskonzepts nur bis zur Risseinleitung bestimmt werden kann, empfiehlt es sich, eine Rissfortschrittsberechnung anzuschließen, um neben der Anriss-Wöhlerlinie auch die Bruch-Wöhlerlinie zu erhalten, (Radaj & Vormwald, 2007). Nach eingeleitetem Anriss erfolgt in vielen Fällen eine Phase

des stabilen Rissfortschritts zuerst über die Wanddicke und weitere Bereiche des Strukturteils, bevor der Sprödbruch im Restquerschnitt eintritt. Das Rissfortschrittskonzept eignet sich darüber hinaus bei Bauteilen, die rissartige Spalten oder Schlitze von Anfang an aufweisen oder bei denen ausgehend von einem vorhandenen Riss oder Defekt die doch verbleibende Festigkeit bewertet werden soll. Das Rissfortschrittskonzept für Schweißverbindungen stellt eine sehr vereinfachte Form des Konzeptes dar. Es basiert auf den Annahmen, dass Schweißnähte zum einen die Nahtübergangs- und Wurzelkerben und zum anderen herstellungsbedingte Fehlstellen, Schlackeeinschlüsse und Mikrorisse aufweisen, die unter Zugeigenspannungen stehen. Dies bedeutet, dass erstens die Risseinleitungsphase vernachlässigt werden kann und dass zweitens Risswachstum bereits mit dem ersten Lastzyklus beginnt. Der Rissfortschritt wird über einen vereinfacht vorgegebenen Risspfad bis zum Versagen des Bauteils nach der PARIS-Gleichung bestimmt. Dabei wird am Nahtübergang ein gerader, halbelliptischer Oberflächenanriss angenommen, dessen Abmessungen als Verhältnis von Breite zu Risstiefe bis zum Versagen der Struktur konstant bleibt.

II.7.4.3 Berechnung mit dem Kerbdehnungskonzept

Das Kerbdehnungskonzept nach SEEGER, dargestellt in (Seeger & Heuler, 1984) und (Seeger, 1988), bezieht sich primär nicht nur auf Schweißverbindungen sondern allgemein auf Strukturbauteile aus Stahl. Ziel des Konzeptes ist es, mit Hilfe der bauteil-, last- und werkstoffbezogenen Eingabedaten die örtlichen elastisch-plastischen Spannungs-Dehnungspfade zu berechnen, die über eine nachfolgende Schädigungsbewertung zur Anrisslebensdauer des Bauteils führen und somit Aufschluss über die Ermüdungsfestigkeit geben.

Drei Grundbausteine lassen sich für das Konzept zusammenfassen

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

Schematisch ist der Berechnungsablauf in Abbildung II-37 dargestellt. Für eine detaillierte Beschreibung des Berechnungsablaufes wird auf oben genannte Literatur und Kapitel II.7.4.4 verwiesen.

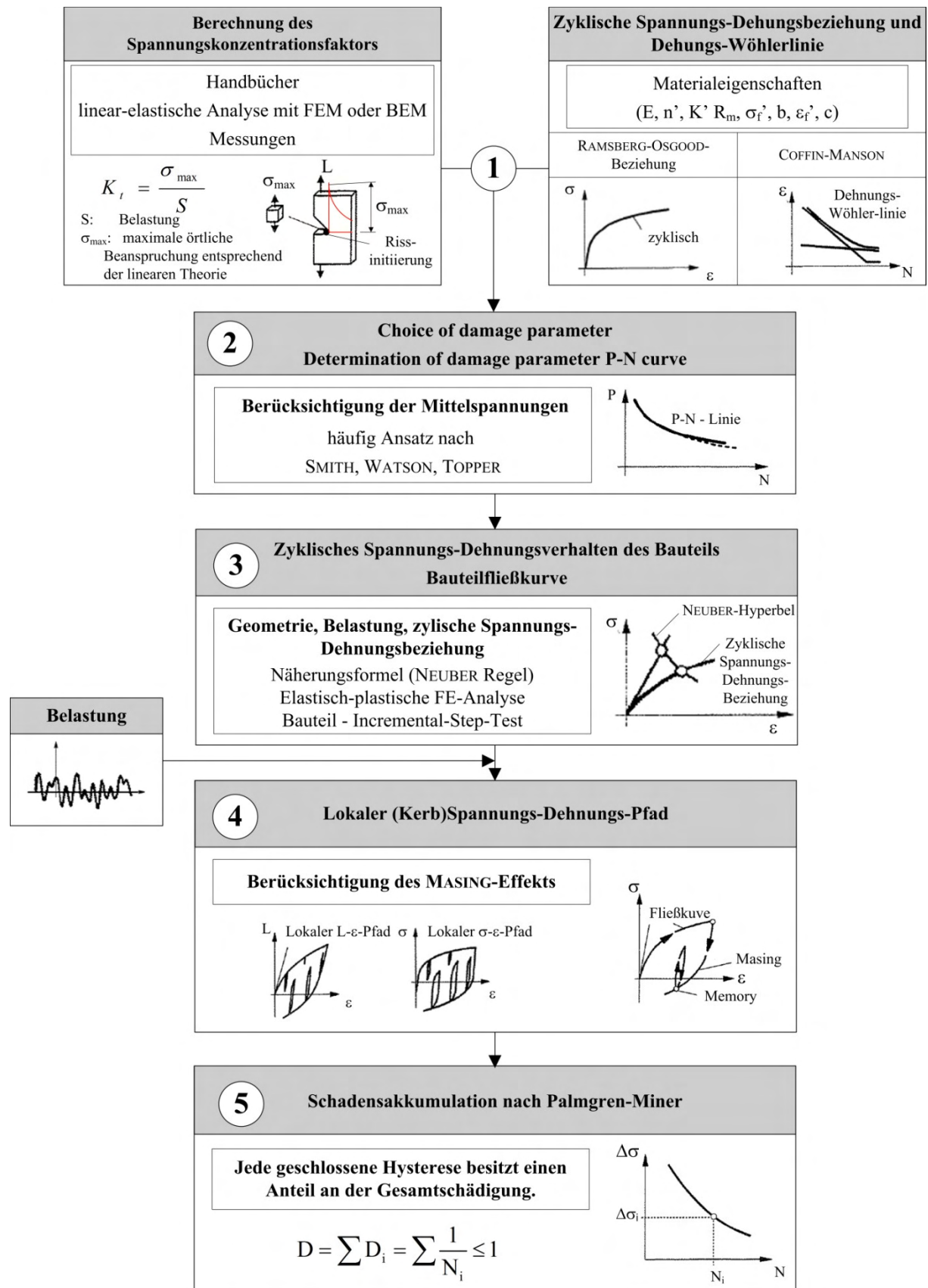


Abbildung II-37

Darstellung des Berechnungsablaufes nach dem Kerbdehnungskonzept in Anlehnung an (Seeger & Heuler, 1984)

Ermittlung der Kerbformzahl

Wesentlicher Bestandteil des Kerbdehnungskonzeptes ist die Kerbformzahl K_t als Maß für die geometrische Kerbwirkung der Schweißnaht. Kerben stellen eine örtliche Spannungskonzentration durch konstruktionsbedingte Absätze, Bohrungen oder Öffnungen dar. Auch die Geometrie einer Schweißnaht stört den Kraftfluss einer Verbindung und stellt damit eine Kerbe mit einer Spannungserhöhung am Nahtübergang dar.

Um die Nahtgeometrie auf beiden Seiten des Probekörpers zu erfassen, wurden zwei Punktlaser des Typs OWLF 4007 FA S1 der Fa. Welotec gegenüberliegend mit einem Abstand von 120 mm angeordnet. Diese tasten jeweils auf der Ober- bzw. Unterseite die Probe ab, die dabei mit konstanter Geschwindigkeit durch diese Laseranordnung geführt wird. Der gesamte Aufbau ist in Abbildung II-38 dargestellt.

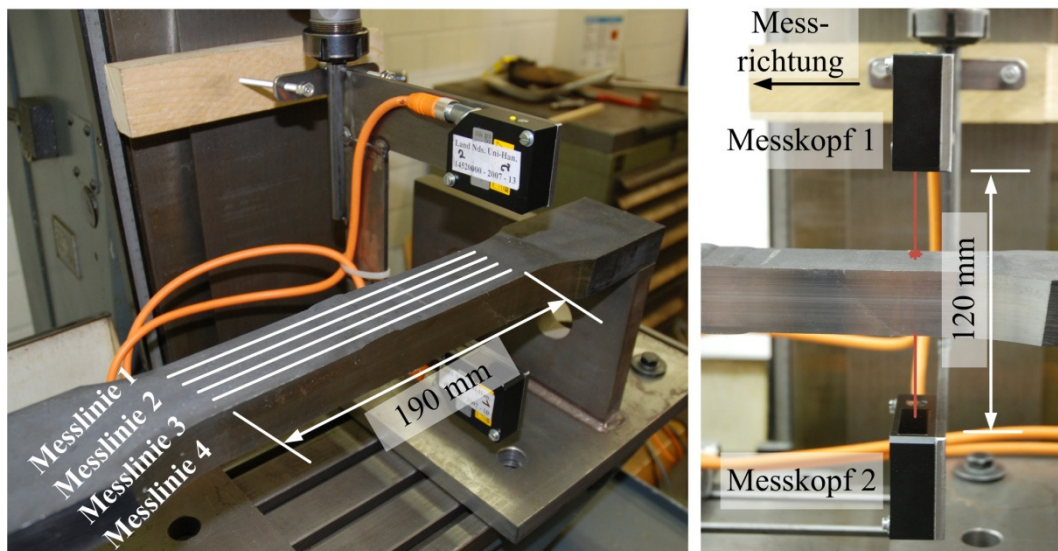
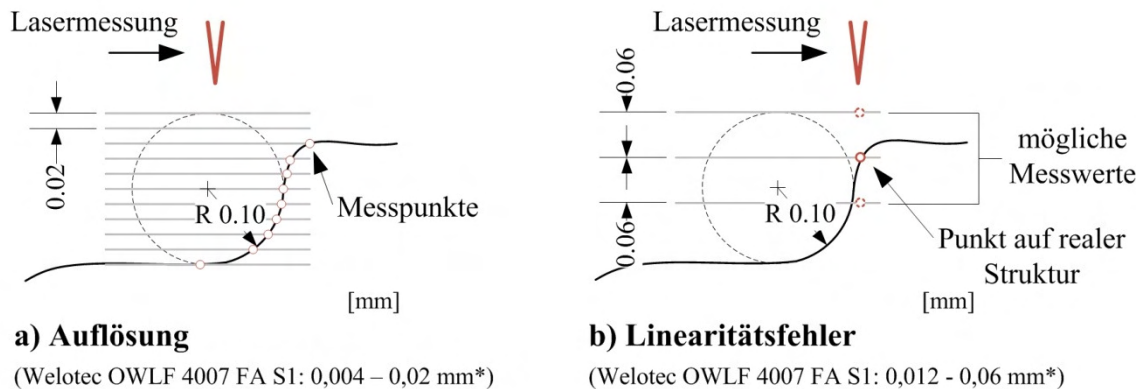


Abbildung II-38 Messaufbau mit Lasern zur Vermessung der Nahtprofile

Die optische Messung über einen Laser basiert auf dem Triangulationsprinzip. Der Laserstrahl trifft auf dem Messobjekt auf und wird dabei diffus reflektiert. Der Empfänger misst den Einfallswinkel des reflektierten Strahls und bestimmt daraus die Distanz. Aus der Geschwindigkeit, mit der die Probe durch die Laseranordnung geführt wird, und der Messfrequenz ergibt sich eine bestimmte Anzahl von Messwerten entlang einer definierten Strecke. Mit dieser Versuchsanordnung wurden etwa 40 Punkte pro Millimeter aufgenommen. Jede Probe wurde mindestens viermal im Abstand von $s = 1$ cm abgetastet. Die Messstrecke betrug 190 mm, sodass Messschriebe mit jeweils etwa 7600 Punkten vorlagen.

Um die Kerbwirkung des Nahtüberganges anhand der Messung richtig zu bewerten, ist auch die Genauigkeit des Lasers zu berücksichtigen. Die Auflösung, d.h. die geringste Längenänderung, die über den hier verwendeten Laser messbar ist, beträgt 0,004 bis 0,02 mm. Weiterhin wird die Genauigkeit durch die Linearität, Rauschen und Temperaturdrift beeinflusst. Das

heißt die tatsächlich erreichbare Genauigkeit ist geringer.



*Angaben laut Hersteller

Abbildung II-39 Auflösung und Linearitätsfehler der verwendeten Laser

Nach (Haibach, 2006) findet man bei Schweißnähten am Nahtübergang Kerbradien von $r = 0,01$ bis 3 mm, an der Nahtwurzel $r = 0,01$ bis 0,3 mm. Die tatsächliche Ausprägung des Kerbradius hängt stark vom Schweißverfahren und den Schweißparametern ab, die das Nahtaussehen maßgeblich beeinflussen. Unterpulverschweißte Nähte gelten als kerbarm, sodass in (Zwick, 1982) und (El Dine, 2007) für Unterpulverschweißungen ein durchschnittlicher Kerbradius zwischen 0,5 und 0,65 mm ermittelt wurde. Die Genauigkeit des gewählten Distanzlasers ist damit für diese Messaufgabe ausreichend.

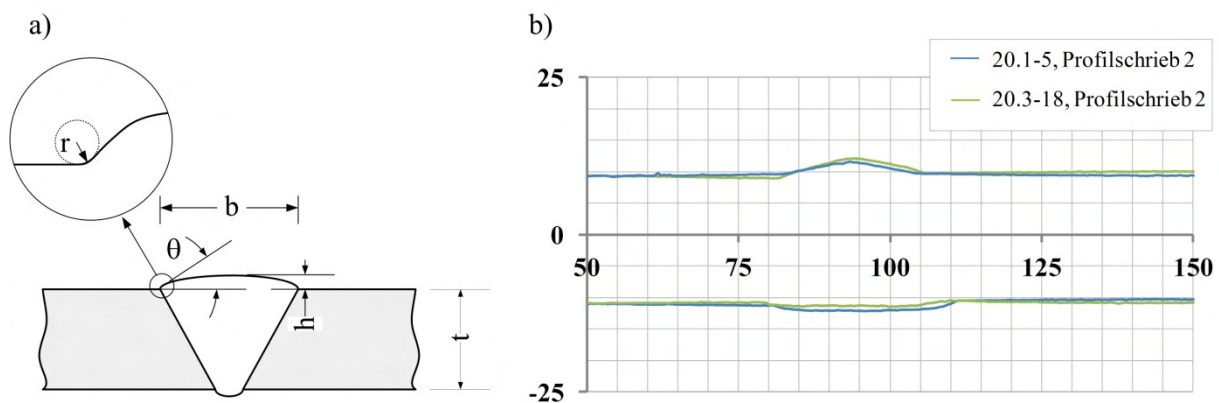


Abbildung II-40 a) Bezeichnung der geometrischen Parameter

b) Rohdaten der Profilschriebe 20.1-5 Schrieb 2 und 20.3-18 Schrieb 2

Um die Messdaten für die Umsetzung in ein FE-Modell zu nutzen, ist eine Aufbereitung der Datenschiebe notwendig. Zunächst erfolgt eine Glättung der Daten über die Bildung des gleitenden Mittelwertes über eine Fensterbreite von jeweils 40 Messwerten. Um anschließend den Aufbau eines zweidimensionalen Modells in ANSYS® zu ermöglichen, werden die Daten zusätzlich auf etwa 25% der ursprünglichen Datenmenge komprimiert. Diese Operationen dürfen das Ergebnis der linear-elastischen FE-Analyse nicht oder nur geringfügig beeinflussen. Durch die Glättung darf beispielsweise die Kerbe nicht „glatt“ gerechnet werden. Sie ist allerdings auch notwendig, um nicht Spannungserhöhungen an Orten zu berechnen, wo sie

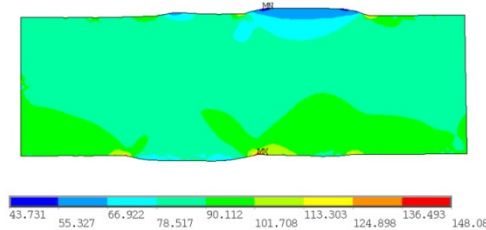
rein aus dem Rauschen des Messsignals resultieren. Die Messdaten werden zum Aufbau der Geometrie als sogenannte Keypoints eingelesen. In weiteren Schritten wird daraus ein ebenes Modell des Nahtquerschnitts erzeugt.

Zur Steigerung der Genauigkeit der FE-Berechnungsergebnisse werden drei Wege verfolgt

1. Verdichten der Elementanzahl durch zusätzliche Elemente (h-Adaptivität, h - Elementgröße)
2. Verdichten bzw. Verkleinern der Elemente im Bereich hoher Gradienten von z.B. Temperatur, Spannungen, Verformungen (r-Adaptivität, r – Knotenabstand)
3. Erhöhung der Polynomordnung der Ansatzfunktion (p-Adaptivität, p – Polynomordnung)

Für die Modellierung wird ein ebenes Element mit quadratischem Verschiebungsansatz und daher Mittenknoten (PLANE82) unter Annahme des ebenen Verzerrungszustandes gewählt. Außerdem wird über die Submodelltechnik die Netzfeinheit gezielt im Bereich der Kerben an den Nahtübergängen verfeinert, um die örtlichen Spannungsspitzen mit ausreichender Genauigkeit bestimmen zu können. Für jede Kerbe wird daher ein Submodell definiert. In Abbildung II-41 sind die numerischen Ergebnisse für den Profilschrieb 2 der Probe UP 30.2-4 dargestellt.

Gesamtmodell:



Submodelle:

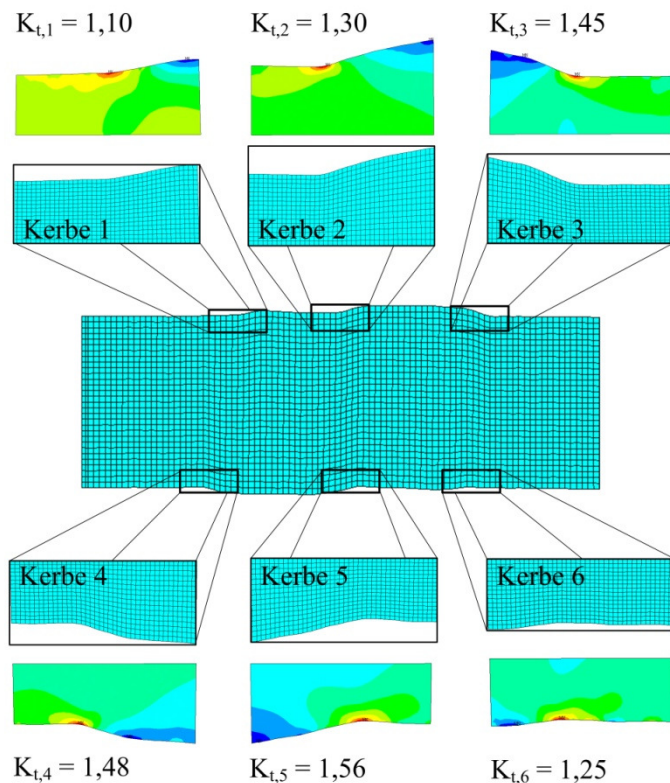


Abbildung II-41

Numerische Auswertung des Profilschriebes 2 der Probe UP 30.2-4 für die von Mises-Vergleichsspannung

Konvergenzstudien zum Einfluss der Netzfeinheit auf die elastische Kerbhöchstspannung, zeigten das bei einer Elementkantenlänge von $l_e = 0,25$ mm eine ausreichende Genauigkeit der Ergebnisse zu erwarten ist und auch eine weitere Steigerung der Vernetzungsfineinheit keine deutlich besseren Ergebnisse liefert. Dies deckt sich auch mit Angaben aus der IIW-Richtlinie (Hobbacher, 2009), in der eine zu wählende Elementkantenlänge zur numerischen Ermittlung der Kerbspannungen für das Kerbspannungskonzept gegeben wird. Demnach sollte die Elementkantenlänge bei quadratischen Elementen kleiner als ein Viertel und bei linearen Elementen kleiner als ein Sechstel des Kerbradius sein. Zur Abschätzung der eigenen Randbedingungen wurden daher die geometrischen Parameter von zwei ausgewählten, repräsentativen Proben aufgenommen (siehe auch Tabelle II-12), und es zeigt sich, dass die hier gemessenen Radien deutlich größer sind als der Bezugsradius $r = 1$ mm nach IIW-Richtlinie. Die damit gewählte Elementkantenlänge $l_e = 0,25$ mm kann als ausreichend beurteilt werden.

Tabelle II-12: Zusammenstellung der geometrischen Parameter

Probe	Kerbe 1			Kerbe 2			Kerbe 3			Kerbe 4		
	r [mm]	θ [°]	h [mm]	r [mm]	θ [°]	h [mm]	r [mm]	θ [°]	h [mm]	r [mm]	θ [°]	h [mm]
UP 20.1-5												
Schrieb 1	10,2	13,5	1,7	12,5	10,0	1,7	8,7	10,4	1,0	5,0	6,2	1,0
Schrieb 2	10,2	13,1	1,9	11,9	9,8	1,9	5,7	13,6	1,0	4,6	9,1	1,0
Schrieb 3	8,1	13,1	1,7	11,7	8,4	1,7	7,3	10,1	1,1	5,6	9,6	1,1
Schrieb 4	9,8	11,6	1,7	11,3	10,6	1,7	7,0	13,3	1,0	5,8	9,3	1,0
Ø	9,5	12,8	1,7	11,8	9,7	1,7	7,2	11,8	1,0	5,2	8,6	1,0
UP 20.3-18												
Schrieb 1	2,9	19,1	2,8	4,2	17,2	2,8	4,5	13,4	1,8	3,9	21,5	1,8
Schrieb 2	4,8	18,0	3,1	4,7	16,5	3,1	3,9	15,3	1,8	3,5	21,1	1,8
Schrieb 3	3,0	19,8	3,4	4,7	16,3	3,4	4,6	15,6	1,8	4,0	17,8	1,8
Schrieb 4	3,9	20,2	3,5	4,2	19,2	3,6	6,6	14,0	1,7	3,9	18,6	1,7
Ø	3,6	19,3	3,2	4,4	17,3	3,2	4,9	14,6	1,8	3,8	19,7	1,8

Für die nachfolgenden Betrachtungen werden die Kerben gemäß Abbildung II-42 nummeriert.

- a) eine Decklage bei $t = 20$ mm b) zwei Decklagen bei $t = 30$ mm

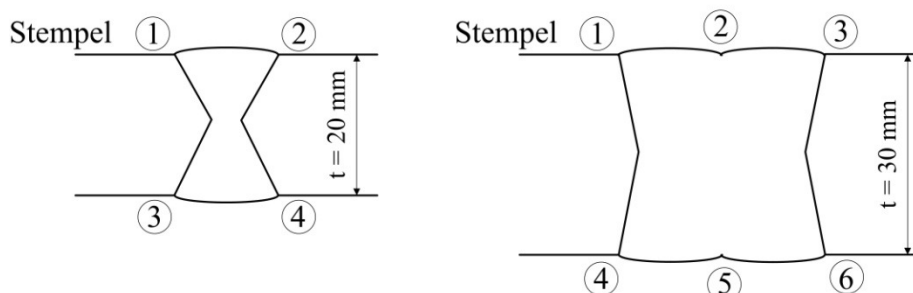


Abbildung II-42 Bezeichnung der Nahtübergänge zur Definition des Anrisses

An den Nahtübergängen ($t = 20$ mm Position 1, 2, 3 und 4 sowie $t = 30$ mm Position 1, 3, 4 und 6) und zwischen den beiden Decklagen ($t = 30$ mm, Position 2 und 5) werden feiner ver-netzte Submodelle definiert, um die erforderliche Netzfeinheit für eine ausreichend genaue Bestimmung der Spannungserhöhung sicherzustellen. Die Submodelle haben dabei eine Größe von 3 mm in der Höhe und 10 mm in der Breite. Die Nahtüberhöhung wird zusätzlich in der Höhe der Modelle berücksichtigt. Die Kerben zeigen unter Einheitsbelastung die Spannungserhöhung gegenüber der Nennspannung. Da die die Erhöhung der Spannung im Kerbgrund zu einem Spannungsgradienten führt, der eine Querdehnungsbehinderung bewirkt, stellt sich ein räumlicher Spannungszustand in der Kerbe ein, auch wenn die Belastung einachsige erfolgt (Bürgel, 2005). Zur Bewertung des mehrachsigen Spannungszustandes kann nun basierend auf der Normalspannungshypothese die erste Hauptspannung oder aber basierend auf der Gestaltänderungshypothese die Vergleichsspannung nach VON MISES für die Berechnung des Kerbfaktors herangezogen werden. In den folgenden Untersuchungen werden die Ergebnisse für den Ansatz der Vergleichsspannung dargestellt.

Für alle vier Messschriebe einer Probe wird die jeweils maximale Kerbformzahl K_t basierend auf der Vergleichsspannung nach VON MISES ausgewertet. Die jeweiligen Maximalwerte sind in Abbildung II-43 und Abbildung II-44 über alle Proben zusammenfassend dargestellt.

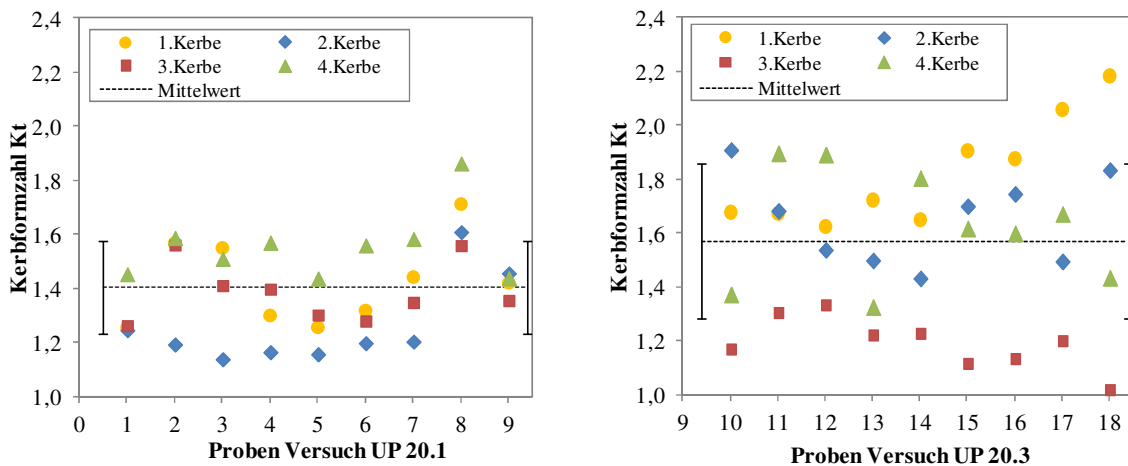


Abbildung II-43 Darstellung der Kerbfaktoren für die Proben UP 20.1 und UP 20.3

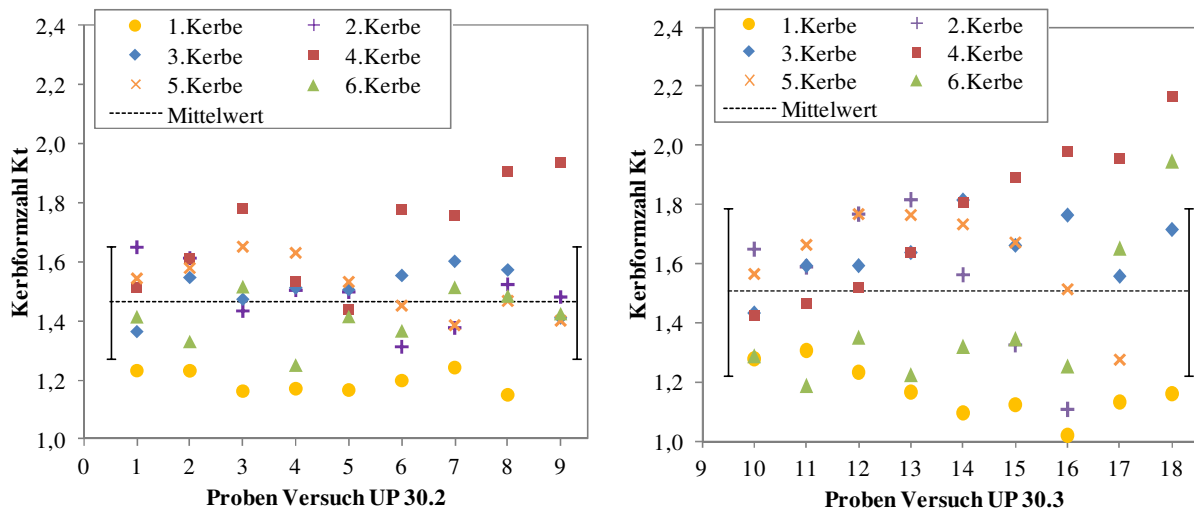


Abbildung II-44 Darstellung der Kerbfaktoren für die Proben UP 30.2 und UP 30.3

Ein Blick auf die ermittelten Kerbfaktoren K_t zeigt deutlich die Streuungen, die sich schon bei Betrachtung jeweils nur einer Probe über die Kerben ergeben. Auch für die maximal auftretenden Werte ist nicht unbedingt die gleiche Kerbe maßgebend. Im Vergleich der Proben UP 20.1 und UP 20.3 sind die Mittelwerte unterschiedlich, wohingegen die Mittelwerte für die Proben der Dicke $t = 30$ mm sehr ähnliche Werte zeigen. Im Vergleich zu den im Versuch ermittelten Ermüdungsfestigkeiten lassen sich damit auch die probenabhängigen Streuungen für die Blechdicke $t = 20$ mm erklären: Der Mittelwert für Probe UP 20.3 ist mit $K_t = 1,57$ höher als für Probe UP 20.1 mit $K_t = 1,41$. Für die Proben UP 30.2 und UP 30.3 mit einer Blechdicke von $t = 30$ mm ist die geometrische Kerbwirkung ähnlich zu bewerten. Auch, dass dies für Proben der Blechdicke $t = 30$ mm nicht beobachtet werden konnte, wird dadurch wiederum bestätigt.

Weiterhin wird der Anrissort aus den Ermüdungsversuchen mit dem Ort der maximalen Kerbspannung verglichen. Tabelle II-13 und Tabelle II-14 fassen den Vergleich zusammen. Auffällig ist, dass insbesondere für die höheren Lastniveaus die Übereinstimmung zwischen prognostiziertem und tatsächlichem Anrissort sehr gut ist. Hingegen sind für geringere Lastniveaus, bei denen durchaus auch die Grenzwahrscheinlichkeit von 2 Millionen Lastwechseln erreicht werden kann, Übereinstimmungen eher zufälliger Natur. Erklärt werden kann dies möglicherweise damit, dass auf höheren Lastniveaus die Probe unter hoher Zugmittelspannung steht und „gerade“ gezogen wird. Eine mögliche negative Beeinflussung aus Biegeanteilen, resultierend aus einer nur schwer zu vermeidenden, leichten Exzentrizität bei der Lasteinleitung, wird damit egalisiert. Grundsätzlich werden damit die Streuungen verringert.

Tabelle II-13: Vergleich der Anrissorte im Versuch mit den numerisch ermittelten Orten der maximalen Kerbformzahl, $t = 20 \text{ mm}$

Nr. [-]	Probennr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anriss im Ver- such [-]	Anriss - max. Kerbformzahl nach FEM [-]
1	UP 20.1-3	380	88.950	4	4
2	UP 20.1-7	380	69.106	4 (1)	4 (1)
3	UP 20.3-18	380	35.329	1	1
4	UP 20.3-12	380	24.842	4	4
5	UP 20.3-11	380	30.365	4	4
6	UP 20.1-4	380	92.163	4	4
7	UP 20.1-2	260	456.705	4	4
8	UP 20.1-1	260	688.213	4	4
9	UP 20.3-13	260	385.498	Grundmaterial (Schlagzahl)	1
10	UP 20.3-15	260	279.326	2 (1)	1
11	UP 20.3-16	260	245.130	4	1
12	UP 20.1-8	220	492.823	2	4
15	UP 20.3-17	220	766.744	4	1
16	UP 20.1-6	220	1.104.308	1	4
13	UP 20.1-6	180	2.000.000	-	4
14	UP 20.1-9	180	847.524	2	2 (3)

Tabelle II-14: Vergleich der Anrissorte im Versuch mit den numerisch ermittelten Orten der maximalen Kerbformzahl, $t = 30 \text{ mm}$

Nr. [-]	Probennr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anriss im Ver- such [-]	Anriss - max. Kerbformzahl nach FEM [-]
1	UP 30.3-13	300	179.069	2	2 (5)
2	UP 30.2-1	300	205.580	2	2
5	UP 30.3-18	300	92.099	4	4
12	UP 30.2-2	300	265.006	2	2 (4)
15	UP 30.2-6	300	227.340	4	4
3	UP 30.2-9	250	476.528	2	4

Nr. [-]	Probennr. [-]	Schwing- weite $\Delta\sigma$ [N/mm ²]	Schwing- spielzahl N_f [-]	Anriss im Ver- such	Anriss - max. Kerbformzahl nach FEM [-]
4	UP 30.2-7	250	448.031	4	4
6	UP 30.3-17	250	318.813	4	4
7	UP 30.3-16	250	317.253	4	4
13	UP 30.3-10	250	419.349	5 (2)	5 (2)
8	UP 30.3-12	200	1.011.817	3	5 (2)
9	UP 30.2-8	200	1.392.922	3	4
10	UP 30.2-3	200	1.735.940	2	4
11	UP 30.3-15	200	742.711	2	4
14	UP 30.3-14	200	972.379	3	3

II.7.4.4 Bestimmung der Anrisswöhlerlinie

Entsprechend des Vorgehens nach Abbildung II-37 wird die Anrisslebensdauer auf Basis des Konzepts nach SEEGER bestimmt. Genaues Vorgehen und weitere Hintergründe sind in zahlreichen Veröffentlichungen u.a. in (Seeger & Heuler, 1984), (Seeger, 1988), (Gudehus & Zenner, 1999) und (Radaj, et al., 2006) dargestellt. Deshalb wird im Folgenden das Vorgehen nur grob unter Angabe der elementaren Berechnungsgleichungen skizziert.

Zunächst wird die erforderliche zyklische Spannungs-Dehnungs-Kurve des Werkstoffs unter Anwendung des Uniform Material Laws nach bestimmt und über das RAMBERG-OSGOOD-Gesetz beschrieben. Die Ableitung des Uniform Material Laws gilt für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von $P_{\bar{u}} = 50\%$

$$\epsilon_a = \frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (\text{II-3})$$

Für den verarbeiteten Stahl S355 werden gemäß Zeugnis folgende Festigkeitsparameter angesetzt

$$\begin{aligned} E &= 210000 \text{ N/mm}^2 \\ K' &= 829,25 \text{ N/mm}^2 \\ n' &= 0,15 \end{aligned}$$

Die sogenannte Bauteilfließkurve stellt die Beziehung zwischen Last (bzw. Nennspannung) und Dehnung in der Kerbe her. Neben einer elastisch-plastischen FE-Berechnung oder der experimentellen Ermittlung über den Bauteil-Incremental-Step-Test kann diese über Näherungsformeln berechnet werden. Zusammen mit der Kerbformzahl, die die geometrischen Randbedingungen und die Lastkonfiguration des Bauteils repräsentiert, und dem Spannungs-

Dehnungsverhalten des Werkstoffs nach Gleichung (II-3) kann nun über die am weitesten verbreitete NEUBER-Formel nach (Neuber, 1961) iterativ die Spannung σ_a im Kerbgrund nach Gleichung (II-4) bestimmt werden.

$$\frac{\sigma_a}{E} + \left(\frac{\sigma_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} - K_t^2 \cdot S_a \cdot e_a = 0 \quad \text{mit} \quad e_a = \frac{S_a}{E} + \left(\frac{S_a}{K'} \right)^{\frac{1}{n'}} \quad (\text{II-4})$$

Auf Basis der Vergleichsspannung nach VON MISES wird über die jeweils 72 Messschriebe der Proben einer Blechdicke der mittlere Kerbfaktor und als Maß für die Streuung die Standardabweichung in Tabelle II-15 zusammengefasst.

Tabelle II-15: Zusammenfassung der Ergebnisse aus 72 Messschrieben

Schweißprobe	Mittelwert der maximalen K_t	Mittelwert	Standardabweichung s	Standardabweichung über alle Proben
UP, t = 20 mm (Probe Nr. 1-9)	1,41	1,49	0,17	0,25
UP, t = 20 mm (Probe Nr. 10-18)	1,57		0,29	
UP, t = 30 mm (Probe Nr. 1-9)	1,46	1,48	0,19	0,24
UP, t = 30 mm (Probe Nr. 10-18)	1,51		0,28	

Beide Proben zeigen nahezu das gleiche Ergebnis. Daher wird die Berechnung auf der sicheren Seite liegend mit einem Kerbfaktor $K_t = 1,49$ fortgesetzt.

Die grundsätzliche Idee des Konzeptes beruht auf einer Betrachtung der elastisch-plastischen Dehnungsamplituden in der Kerbe und vergleicht diese mit der Dehnungs-Wöhlerlinie einer axial belasteten, ungekerbten Probe, die hinsichtlich globaler Deformation, globaler Schädigung und vollständigem Bruch dem mechanischen Verhalten des Kerbgrundes hinsichtlich lokaler Deformation, lokaler Schädigung und Risseinleitung entspricht. Zur Beschreibung der Dehnungs-Wöhlerlinie wird der Ansatz von MANSON-COFFIN-MORROW und wiederum das Uniform Material Law zur Bestimmung der zyklischen Materialparameter verwendet.

$$\epsilon_a = \epsilon_{a,e} + \epsilon_{a,p} = \frac{\sigma'_f}{E} \cdot (2N)^b + \epsilon'_f \cdot (2N)^c \quad (\text{II-5})$$

$$\sigma'_f = 754,5 \text{ N/mm}^2$$

$$\epsilon'_f = 0,59$$

$$b = -0,087$$

$$c = -0,58$$

Mögliche Mittelspannungen sind über einen Schädigungsparameter P, der Schwingspiele beliebiger Mittelspannung in Schwingspiele einer reinen Zug-Wechselbeanspruchung also mit dem Spannungsverhältnis $R = -1$ und Mittelspannung $\sigma_m = 0$ überführt, zu berücksichtigen.

dem Spannungsverhältnis $R = -1$ und Mittelspannung $\sigma_m = 0$ überführt, zu berücksichtigen. Aufgrund seiner einfachen Handhabung wird häufig der Schädigungsparameter nach SMITH, WATSON und TOPPER angesetzt. Abgeleitet für einachsige zyklische Beanspruchung wird er auch für mehrachsige Beanspruchung angewendet.

$$P_{\text{SWT}} = \sqrt{(\sigma_a + \sigma_m) \cdot \epsilon_a \cdot E} \quad (\text{II-6})$$

Mit einer Zusammenführung der Gleichungen (II-4) und (II-5) erhält man die Schädigungsparameter P_{SWT} -Wöhlerlinie. Der Schädigungsanteil jeder geschlossenen Hysteresisschleife eines komplett geschlossenen σ_a - ϵ_a -Pfades in der Kerbe liefert einen Anteil an der Gesamtschädigung, die über die lineare Schadensakkumulation gemäß der MINER-Regel

$$D = \sum_i D_i = \sum_i \frac{1}{N_i} \leq 1 \quad (\text{II-7})$$

Die Berechnung wurde im Tabellenkalkulationsprogramm EXCEL automatisiert und auf die im Projekt untersuchten Ermüdungsversuche mit den oben genannten Parametern angewendet. Da die Proben vor der Schwingprüfung spannungsarm gegläht wurden, sind Eigenspannungen nicht bei der Ermittlung der Kerbspannung zu berücksichtigen. Die berechneten Anrisswöhlerlinien sind in Abbildung II-45 dargestellt.

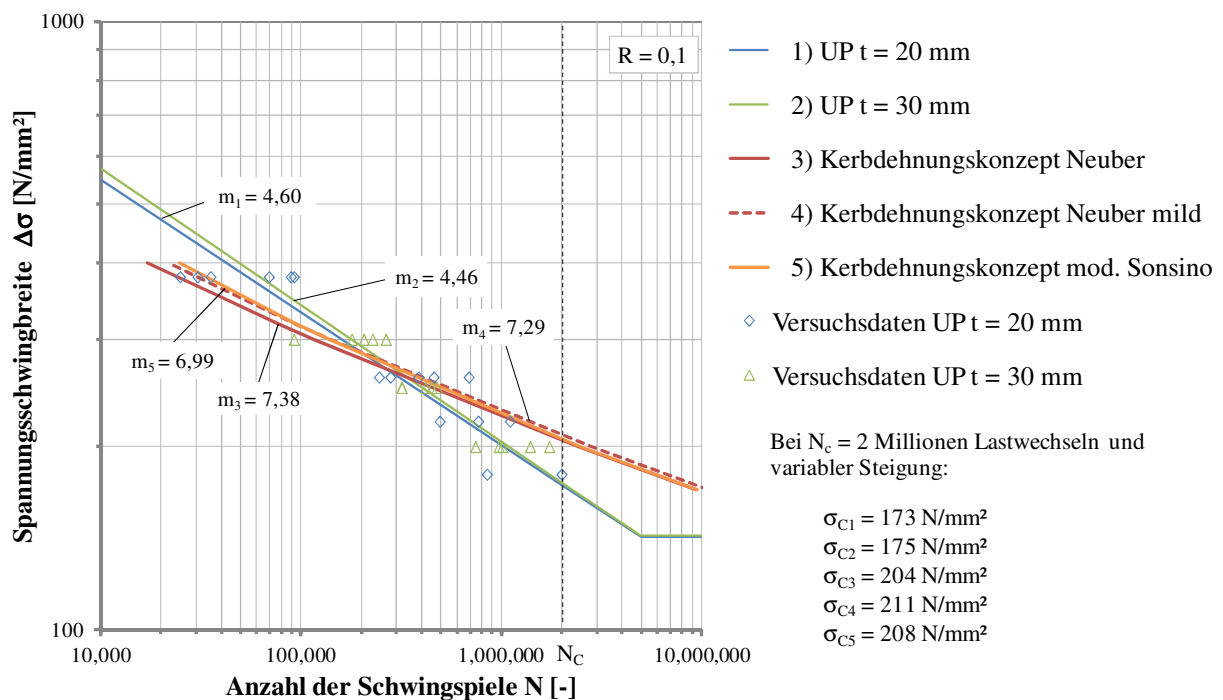


Abbildung II-45 Darstellung der über das Kerbdehnungskonzept ermittelten Anrisswöhlerlinien im Vergleich zu den experimentell ermittelten Bruchschwingspielzahlen

Da die ursprüngliche Version der NEUBER-Formel für scharfe Kerben abgeleitet wurde, sind auch Näherungsformeln abgestimmt auf milde Kerben in Betracht gezogen worden, um der

verhältnismäßig geringen Kerbwirkung der Stumpfnah-Rechnung zu tragen. Dies sind zum einen eine modifizierte NEUBER-Formel und zum anderen ein Vorschlag nach SONSINO. Die Unterschiede zwischen den variierten Ansätzen der Näherungsformeln zeigen kaum Einfluss auf den Verlauf der Anrisswöhlerlinie. Differenzen werden durch die Darstellung im doppelt-logarithmischen Maßstab zusätzlich verringert.

Der Ansatz eines mittleren Kerbfaktors zur Abbildung der untersuchten Proben ist mit Blick auf die großen Abweichungen zwischen ermittelter Anrisswöhlerlinie und Versuchsergebnissen nicht zielführend. Insbesondere im Bereich höherer Lastwechselzahlen überschätzen die Anrisswöhlerlinien die Lebensdauer erheblich. Da das Phänomen der Ermüdung ein sehr lokales von vielen Einflussfaktoren bedingtes Problem ist, wird im Weiteren jede Probe entsprechend ihres Kerbfaktors berücksichtigt und im Anschluss der Risseinleitung eine Rissfortschrittsberechnung angeschlossen. Dieses Vorgehen wird im Folgenden beschrieben.

II.7.4.5 Rissfortschritt

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

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

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

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

Baustein 1: Modellierung des Risses

Risse sind lokale Trennungen einer Struktur, deren Kerbradius ρ an der Rissspitze gegen null tendiert und die damit den Kraftfluss erheblich stören. Unendlich hohe Spannungen an der Rissspitze, d. h. eine mathematische Singularität, sind die Folge. Da diese zur Beschreibung der Beanspruchung unbrauchbar ist, wird in der linear-elastischen Bruchmechanik der Spannungsintensitätsfaktor K definiert. Neben der Beschreibung der Intensität des singulären Spannungsfeldes ist er gleichzeitig ein Maß für die Größe der Verschiebungen in der Rissumgebung (Richard & Sander, 2012) und abhängig von

- der äußeren Belastung eingeteilt in sogenannte Belastungsmoden (siehe auch Abbildung II-46)

- der Rissgeometrie, Risslänge bzw. –tiefe
- der Lage und Anordnung der Risse im Bauteil, der Bauteilgeometrie
- Art und Stelle der Lasteinleitung

Durch die Einteilung in drei grundlegende Belastungsmoden wird die Bewegung der Rissoberflächen zueinander beschrieben.

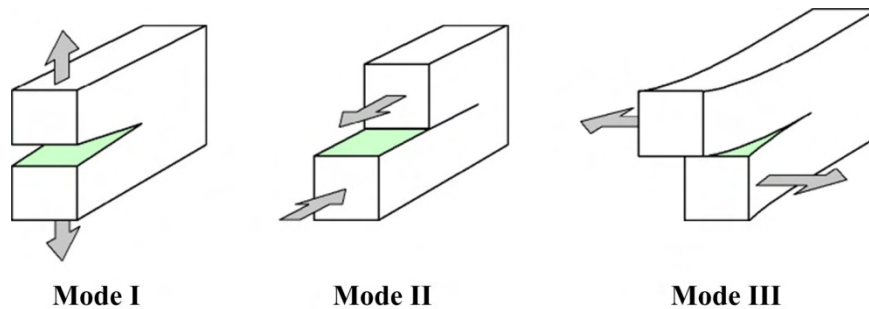


Abbildung II-46 Belastungsmoden I bis III

Mode I: Bewegung der Rissoberfläche senkrecht zur Rissrichtung

Mode II: Bewegung der Rissoberfläche in Rissrichtung

Mode III: Bewegung der Rissoberfläche quer zur Rissrichtung

Der Belastungsmodus I umfasst alle Normalbeanspruchungen, die ein Öffnen des Risses bewirken und ist bei zug- und biegebeanspruchten Bauteilen häufig der Fall, da das Ermüdungsrisswachstum hier senkrecht zur auftretenden Normalspannung erfolgt. Dies ist damit der Belastungsmodus mit der größten Relevanz für die praktische Anwendung.

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

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \cdot Y_I \quad \text{Dimension: Kraft / Länge}^{3/2} \quad (\text{II-8})$$

Die Spannung σ wird aus der Belastung des Bauteils berechnet. Die Rissgeometrie wird durch die Risslänge bzw. –tiefe a ausgedrückt. Die Risslage und die Geometrie des Bauteils werden durch die Korrekturfunktion Y_I berücksichtigt.

Anhand der Bruchflächen der Prüfserien UP 20.1 und 20.3 in Abbildung II-47 werden im Rahmen dieser Ausführungen drei Risskonfigurationen zur Beurteilung der Rissfortschrittsphase herangezogen. Zum einen ist dies der einseitige Randriss in einer endlich breiten Platte unter Zugbelastung nach FKM-Richtlinie, Abschnitt 7.4.2.1.2 (Forschungskuratorium Maschinenbau, 2001). Zum Anderen wird der halb-elliptische und viertelelliptische Oberflächenriss ebenfalls unter Zugbelastung nach (Newman & Raju, 1981) betrachtet. Die untersuchten Risskonfigurationen sind in Abbildung II-48 Variation a), b) und c) dargestellt. Die zugehörigen Formeln zur Bestimmung des Spannungsintensitätsfaktors können dem Anhang entnommen werden.

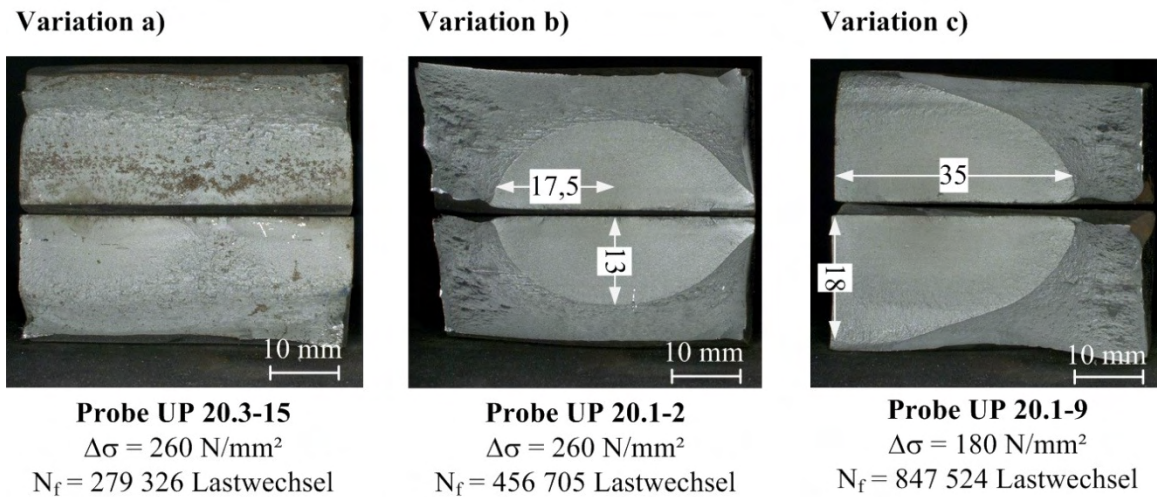


Abbildung II-47 Exemplarische Bruchflächen der geprüften UP- Serien

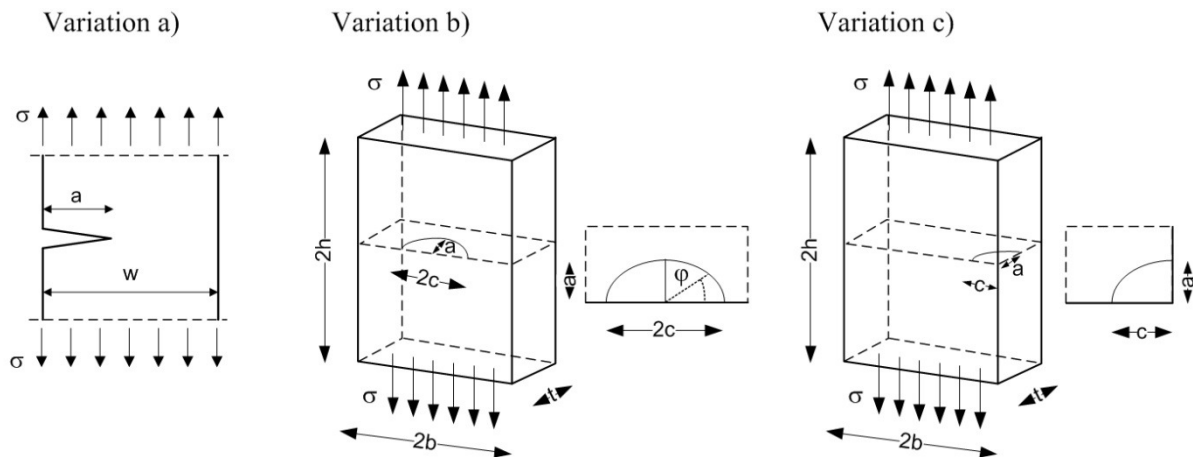


Abbildung II-48 Risskonfigurationen in einer endlichen Platte unter Zugbelastung
 a) Seitlicher Anriss mit konstanter Tiefe
 b) Halbelliptischer Oberflächenanriss
 c) Viertelelliptischer Eckanriss

Anhand der Bruchflächen der Serien UP 20.1 und 20.3 sowie UP 30.2 und 30.2 wird für den halbelliptischen Oberflächenanriss konstant das Verhältnis $a/c = 0,75$ und für den viertelelliptischen Eckanriss konstant das Verhältnis $a/c = 0,5$ angenommen.

Baustein 2: Beschreibung des Rissfortschritts über eine Risswachstumsgleichung

Unter schwingender Belastung wachsen Risse auch unterhalb der statischen bruchmechanischen Kennwerte wie z. B. der Bruchzähigkeit K_C weiter an. Wenn der Schwellenwert $\Delta K_{I,th}$ des zyklischen Spannungsintensitätsfaktors überschritten ist (Bereich I in Abbildung II-49), erfolgt zunächst eine Phase des stabilen Rissfortschritts, die je nach Lastniveau langsam und über mehrere tausend Lastwechsel andauert (Bereich II in Abbildung II-49). Bei Erreichen einer kritischen Rissgröße nimmt die Risswachstumsgeschwindigkeit deutlich zu: Der Riss

wächst instabil, bis beim Eintreten des Gewaltbruchs das Bauteil versagt (Bereich III in Abbildung II-49).

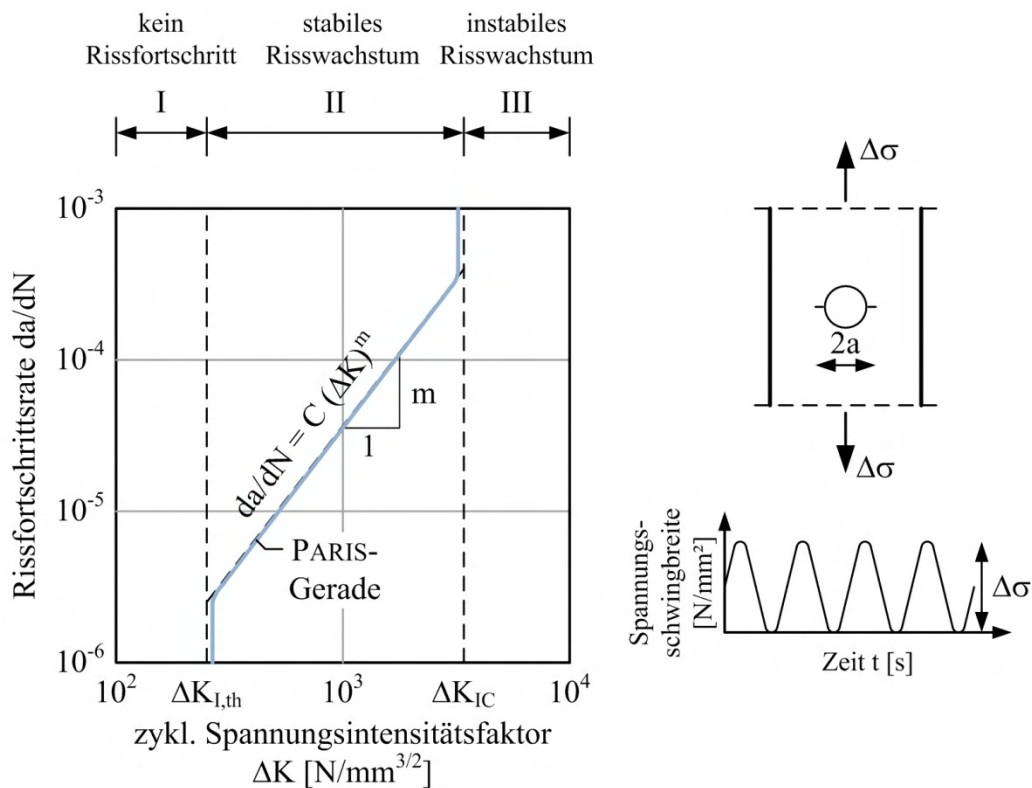


Abbildung II-49 Rissfortschrittsrate unter zyklischer Belastung in doppeltlogarithmischer Darstellung, (Radaj, et al., 2006)

Mit zeitlich veränderlicher Belastung wird auch das Spannungsfeld an der Risspitze zeitlich veränderlich. Abgebildet durch den zyklischen Spannungsintensitätsfaktor ΔK stehen die Risswachstumsgeschwindigkeit da/dN und das Spannungsfeld an der Risspitze in einem werkstoffabhängigen Zusammenhang, das allgemein über die Form $da/dN = f(\Delta K, R)$ beschrieben wird. Dabei ist R das Spannungsverhältnis aus Unter- zu Oberspannung. Bei konstanter Amplitude eignet sich für die Beschreibung dieses Zusammenhangs mit hinreichender Genauigkeit die Beziehung nach PARIS und ERDOGAN für stabiles Risswachstum.

$$da / dN = C \cdot \Delta K^m \quad (II-9)$$

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (II-10)$$

Die Parameter C und m sind dabei vom Werkstoff abhängige Kennwerte. Für Baustahl ist in der Literatur eine Vielzahl von experimentell ermittelten Daten zu finden. Auch in Richtlinien des International Institute of Welding (IIW) oder des Forschungskuratoriums Maschinenbau (FKM) (Forschungskuratorium Maschinenbau, 2001) sind Werte für die PARIS-Konstanten m und C veröffentlicht.

In (Gurney, 1979) werden Versuchsdaten zusammengefasst, ausgewertet und abschließend eine lineare Abhängigkeit zwischen C und m entwickelt, die die besten Übereinstimmungen liefert. Folgende Gleichung kann angesetzt werden.

$$C = \frac{1,315 \cdot 10^{-4}}{895,4^m} \quad (\text{II-11})$$

Für martensitische Stähle wird $m = 2,25$, für ferritische und perlitische Stähle $m = 3,0$ und für austenitische Stähle $m = 3,25$ vorgeschlagen. Deutlich wird, dass mit zunehmenden Werten für m die Rissfortschrittsrate sinkt, d.h. höher Schwingspielzahlen erreicht werden. Dies wirkt sich besonders in der frühen Rissfortschrittsphase aus.

Tabelle II-16: Materialeigenschaften für Baustahl

Quelle	Werkstoffkonstante C [Nmm ^{-3/2}]	Steigung m	K _{th} [Nmm ^{-3/2}]
IIW	5,21E-13	3,0	148,6
DNV-OS-J101 Stahl (P _ü = 50%), Schweiß- verbindungen an Luft	1,1E-13	3,1	79,1
DNV-OS-J101 Stahl (P _ü = 97,7%), Schweiß- verbindungen an Luft	3,3E-13	3,1	79,1
(Gurney, 1979) nach Gl. II-13	1,83E-13	3,0	222,7

Bei einem Vergleich mit den Schwingspielzahlen aus Versuchen ist darauf zu achten, dass die Mittelwerte der Konstanten, also für eine Überlebenswahrscheinlichkeit von P_ü = 50%, für die Berechnung angesetzt werden. Da nach DNV die Werte explizit angegeben sind, werden diese hier für die Rissfortschrittsberechnungen angesetzt.

Die sogenannte Paris-Gerade beschreibt den Bereich II exakt, die Bereiche I und III können nicht abgebildet werden. Besonders im Bereich hoher Lastwechselzahlen und geringer Spannungsschwingbreiten, bei denen also die zyklischen Spannungsintensitäten im Bereich des Schwellenwertes liegen, führt die Beziehung nach PARIS und ERDOGAN zu sehr konservativen Ergebnissen (Richard & Sander, 2012). Daher wurden weitere Gesetze wie zum Beispiel nach FORMAN/ METTU und ERDOGAN/ RATWANI entwickelt, die diese Bereiche durch Berücksichtigung weiterer Einflussfaktoren besser abbilden. Für ein vertieftes Studium weiterer Risswachstumsgleichungen wird auf die Grundlagenliteratur verwiesen. Die hier durchgeführten Berechnungen basieren auf der Beziehung nach PARIS.

II.7.4.6 Rechnerische Ermittlung der Wöhlerlinie der unterpulvergeschweißten Proben

Die rechnerische Ermittlung der Versagensschwingspielzahl N_f erfolgt aus der Addition der mit dem Kerbdehnungskonzept ermittelten Anrisschwingspielzahlen N_i und der daran anschließenden Schwingspielzahl der Rissfortschrittsphase N_p . Für die Berechnungen mit dem Kerbdehnungskonzept wurden dabei die für jede Probe tatsächlich ermittelten, maximalen Kerbfaktoren auf Basis der Vergleichsspannung zugrunde gelegt. Da der Rissmodus nach Abbildung II-48 in der Variation c) als viertelelliptischer Eckriss am häufigsten bei den Versuchen beobachtet wurde, wird dieser zunächst für alle Versuche angesetzt. Für die Rissfortschrittsphase wurden dabei zwei Varianten untersucht

Variante A: Anrisslänge $a_i = 0,75$ mm, konstantes Verhältnis $a/c = 0,5$

Variante B: Anrisslänge $a_i = 0,5$ mm, konstantes Verhältnis $a/c = 0,5$

Tabelle II-17: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerisch ermittelten Schwingspielzahlen, $UP, t = 20$ mm

Versuch			Kerbdehnungskonzept		Rissfortschrittskonzept Variante A				Rissfortschrittskonzept Variante B					
Nr.	$\Delta\sigma$	N_f	K_t	N_i	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f		
[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]		
20.1-3	380	88950	1,51	32171	27699	59870	32,7	0,46	37355	69526	21,8	0,54		
20.1-7	380	69106	1,58	26402		54101	21,7	0,51		63757	7,7	0,59		
20.3-18	380	35329	2,18	7023		34722	1,7	0,80		44378	25,6	0,84		
20.3-12	380	24842	1,89	12422		40121	61,5	0,69		49777	100,4	0,75		
20.3-11	380	30365	1,89	12422		40121	32,1	0,69		49777	63,9	0,75		
20.1-4	380	92163	1,57	27139		54838	40,5	0,51		64494	30,0	0,58		
20.1-2	260	456705	1,59	223868	90225	314093	31,2	0,29	121536	345404	24,4	0,35		
20.1-1	260	688213	1,45	375291		465516	32,4	0,19		496827	27,8	0,24		
20.3-15	260	279326	1,9	87859		178084	36,2	0,51		209395	25,0	0,58		
20.3-16	260	245130	1,87	95231		185456	24,3	0,49		216767	11,6	0,56		
20.1-8	220	492823	1,86	286974	151550	438524	11,0	0,35	204104	491078	0,4	0,42		
20.3-17	220	766744	2,06	162140		313690	59,1	0,48		366244	52,2	0,56		
20.1-6	220	1104308	1,56	832251		983801	10,9	0,15		1036355	6,2	0,20		
							Ø	30,4					Ø	30,5

Die rechnerisch ermittelten Gesamtschwingspielzahlen nach Tabelle II-17 zeigen durchschnittliche Abweichungen zu den im Versuch ermittelten Schwingspielzahlen von etwa 30,5%. Bei einem Blick auf die doppeltlogarithmische Darstellung der Wöhlerlinien der Abbildung II-50 kann eine gute Übereinstimmung sowohl für die Steigung als auch für eine rechnerisch ermittelte Ermüdungsfestigkeit bei 2 Mio. Lastwechseln festgestellt werden.

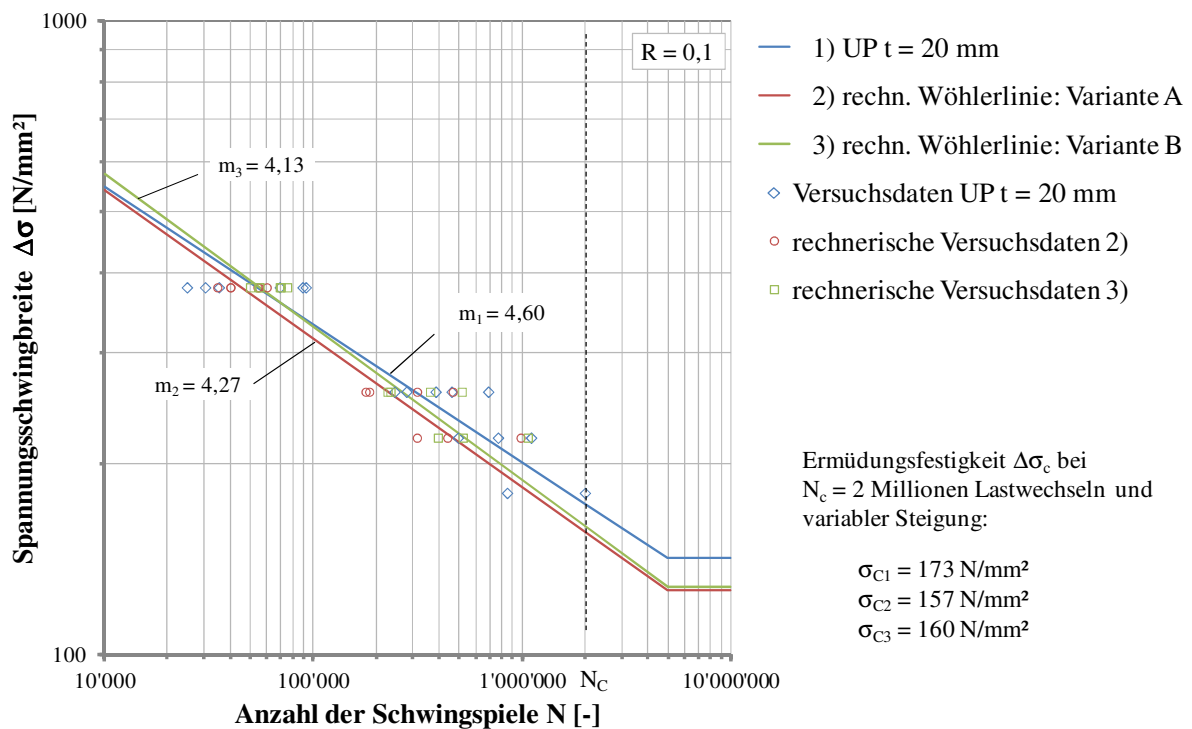


Abbildung II-50 Darstellung der rechnerisch ermittelten Wöhlerlinie im Vergleich zu den experimentell ermittelten Daten der unterpulvergeschweißten Proben mit einer Blechdicke $t = 20 \text{ mm}$

Gleiches zeigt sich auch bei einer Auswertung der Ergebnisse für eine Blechdicke von $t = 30 \text{ mm}$. Wie schon für eine Blechdicke von $t = 20 \text{ mm}$ werden zwei Varianten untersucht

Variante A: Anrisslänge $a_i = 0,5 \text{ mm}$, konstantes Verhältnis $a/c = 0,5$

Variante B: Anrisslänge $a_i = 0,5 \text{ mm}$, konstantes Verhältnis $a/c = 0,75$

Wie zuvor wurde im Rahmen der durchgeführten Schwingversuche der viertelelliptische Eckriss als die am häufigsten aufgetretene Risskonfiguration beobachtet. Die untersuchten Halbachsenverhältnisse a/c wurden anhand der Bruchflächen abgeleitet. Für die Größe des Anrisses wurde $a_i = 0,5 \text{ mm}$ gewählt.

Tabelle II-18: Vergleich der Versuchsergebnisse mit den rechnerisch ermittelten Schwingspielzahlen, UP, $t = 30 \text{ mm}$

Versuch			Kerbdehngskonzept		Rissfortschrittskonzept Variante A				Rissfortschrittskonzept Variante B			
Nr.	$\Delta\sigma$	N_f	K_t	N_i	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f
[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]
30.3-13	300	179069	1,82	44297	77929	122226	31,7	0,64	91555	135852	24,1	0,67
30.2-1	300	205580	1,65	70503		148432	27,8	0,53		162058	21,2	0,56
30.3-18	300	92099	2,16	20486		98415	6,9	0,79		112041	21,7	0,82
30.2-2	300	265006	1,61	79415		157344	40,6	0,50		170970	35,5	0,54

Versuch			Kerbdehungs- konzept		Rissfortschrittskonzept Variante A				Rissfortschrittskonzept Variante B			
Nr.	$\Delta\sigma$	N_f	K_t	N_i	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f	N_p	N_f	Δ	N_p/N_f
[-]	[N/mm ²]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]	[-]	[-]	[%]	[-]
30.2-6	300	227340	1,78	49143		127072	44,1	0,61		140698	38,1	0,65
30.2-9	250	476528	1,94	100919	137271	238190	50,0	0,58	161241	262160	45,0	0,62
30.2-7	250	448031	1,76	168296		305567	31,8	0,45		329537	26,4	0,49
30.3-17	250	318813	1,95	98292		235563	26,1	0,58		259533	18,6	0,62
30.3-16	250	317253	1,98	90919		228190	28,1	0,60		252160	20,5	0,64
30.3-10	250	419349	1,62	239347		376618	10,2	0,36		400588	4,5	0,40
30.3-12	200	1011817	1,77	740401	274322	1014723	0,3	0,27	321703	1062104	5,0	0,30
30.2-8	200	1392922	1,91	460970		735292	47,2	0,37		782673	43,8	0,41
30.2-3	200	1735940	1,78	714302		988624	43,0	0,28		1036005	40,3	0,31
30.3-15	200	742711	1,89	491513		765292	3,1	0,36		813216	9,5	0,40
30.3-14	200	972379	1,81	642674		916996	5,7	0,30		964377	0,8	0,33
							Ø	26,4				
							Ø	23,7				

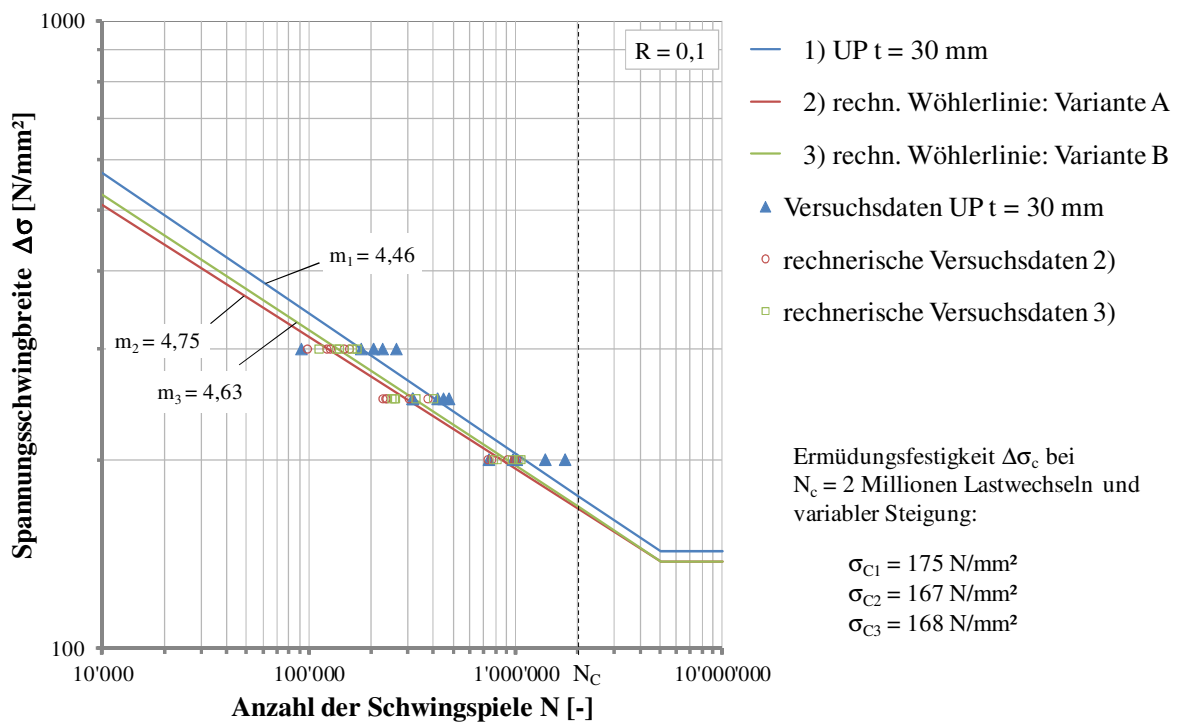


Abbildung II-51 Darstellung der rechnerisch ermittelten Wöhlerlinie im Vergleich zu den experimentell ermittelten Daten der unterpulvergeschweißten Proben mit einer Blechdicke $t = 30 \text{ mm}$

Die experimentell und rechnerisch ermittelten Schwingfestigkeiten für die Proben mit einer Blechdicke von $t = 30 \text{ mm}$ in Tabelle II-18 und Abbildung II-51 zeigen eine leicht verbesserte Übereinstimmung gegenüber den Betrachtungen für die Blechdicke $t = 20 \text{ mm}$.

Bei beiden Serien kann für unterschiedliche Lastniveaus eine Veränderung der Anteile von Anriss- zu Rissfortschrittsphase an der Gesamtschwingspielzahl festgestellt werden: Für hohe Lastniveaus überwiegt der Anteil der Rissfortschrittsphase, wohingegen bei geringeren Lastniveaus die Phase der Rissinitiierung stärker ins Gewicht fällt.

II.7.4.7 Rechnerische Ermittlung der Wöhlerlinie der geschädigten Proben geschweißt mit einer Kombination aus Elektronenstrahl an der Atmosphäre und Unterpulver

Die Bruchflächen der geschädigten Proben zeigen eindeutig das Ausmaß der Vorschädigung resultierend aus den Schweißdefekten (siehe auch Übersicht der Bruchflächen im Anhang). Es zeigten sich im Wesentlichen zwei Variation des Defektes: Die Proben überwiegend aus dem Probenblech 20.1 zeigen in sich abgeschlossene Bereiche, wohingegen die Proben des Bleches 20.2 einen durchgehenden, schlauchartigen Defekt aufweisen (Abbildung II-52). Nur die Bruchfläche der Probe 20.1-1 wies keine Vorschädigung auf. Die Rissinitiierung erfolgte hier am Nahtübergang. Für diese Probe wird im Folgenden, wie schon zuvor beschrieben, eine Berechnung nach dem Kerbdehnungskonzept mit anschließender Berechnung nach dem Rissfortschrittskonzept durchgeführt. Nach dem in Kapitel II.7.4.3 beschriebenen Vorgehen wird als Eingangswert ein maßgebender Kerbfaktor von $K_t = 1,9$ ermittelt. Daran anschließend wird als Risskonfiguration der viertelelliptische Eckriss mit Parametern des vorigen Kapitels angesetzt.

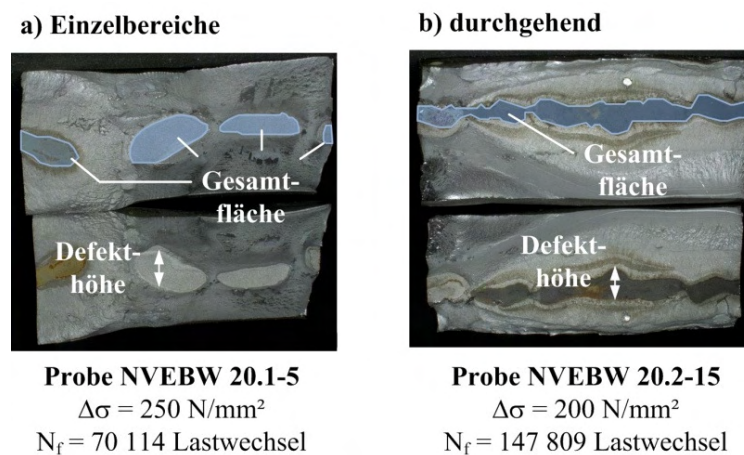


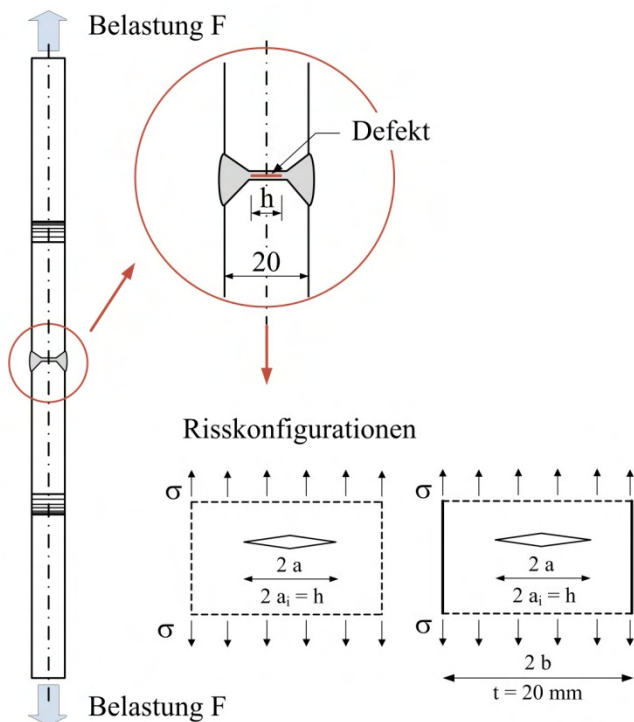
Abbildung II-52 Variation der Vorschädigung

Als einfachste Fälle werden für die Rissfortschrittsberechnung der geschädigten Proben zwei Konfigurationen untersucht: Mittenriss in unendlicher Scheibe und Mittenriss in einer Scheibe mit endlicher Breite. Die Geometriefunktionen werden gemäß (Forschungskuratorium Maschinenbau, 2001) definiert. Diese Risskonfigurationen geben in erster Näherung die Vorschädigung der Proben wieder, siehe auch Abbildung II-53. Als Abbruchkriterium wird das Erreichen der Blechdicke gewählt.

Um Aussagen über die Vorschädigung der Proben zu erhalten, wurden die Bruchflächen mikroskopisch untersucht und die Defekte vermessen. Als Eingangsgröße für die Risswachstums-

berechnung konnte so die Anfangsrissergröße ermittelt werden. Dabei wurden die schlauchartigen Defekte in einem Raster von 5 mm vermessen. Die geschlossenen Poren wurden mit Maximallänge und -breite erfasst. In Tabelle II-19 sind sowohl die durchschnittliche als auch die maximal erfasste Defekthöhe dargestellt. Die Lage des Defekts in der Probe wird mittig angenommen.

a) Seitenansicht der Probe



b) Frontansicht der Probe

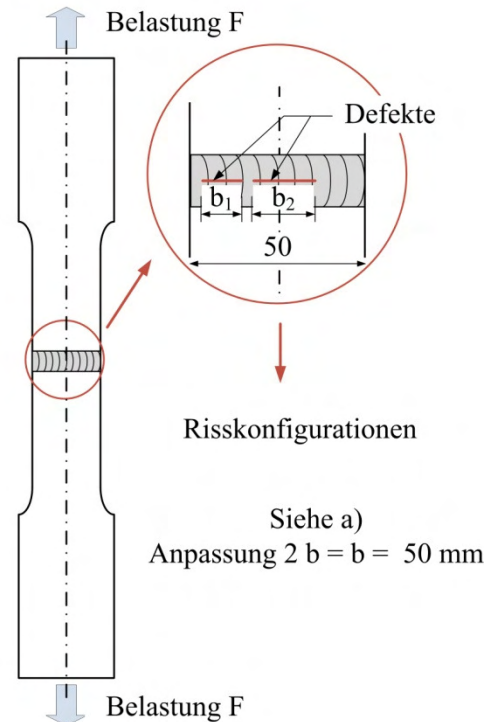


Abbildung II-53 Lage des Defekts in der Schweißprobe sowie abgeleitete Risskonfiguration

Es werden drei Varianten untersucht

Variante A: Mittenriss in endlicher Scheibe mit Breite $b = 20$ mm Blechdicke, Anrisslänge entspricht max. festgestellten Defektmaße

Variante B: Mittenriss in unendlicher Scheibe, Anrisslänge entspricht max. festgestellten Defektmaße

Variante C: Mittenriss in unendlicher Scheibe, Anrisslänge entspricht einer über den Defekt bzw. die Defekte gemittelte Anrisslänge

Die Nahtüberhöhung wurde auf der sicheren Seite liegend nicht berücksichtigt. Eine einheitliche Blechdicke von $t = 20$ mm wurde angenommen. Da für die geschlossenen Einzelbereiche Risswachstum in zwei Richtungen stattfindet, wäre für diese Proben zusätzlich eine Modellierung nach Abbildung II-53 b) mit mehreren Rissen in gemessener Breite b denkbar. Diese Variante wird hier nicht weiter betrachtet, da diese Risswachstumsrichtung bei einer Probenbreite von 50 mm und der angenommenen Abbildung der Einzelrisse entweder über den ma-

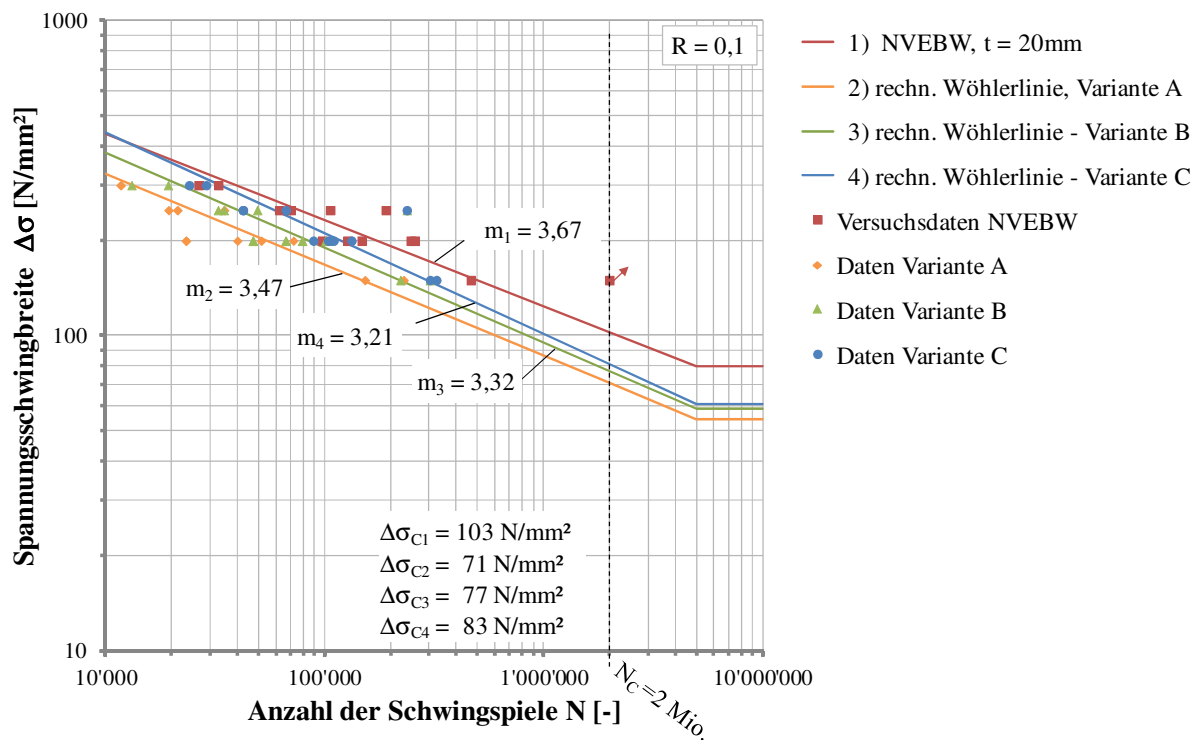
ximal auftretenden Defekt oder aber über einen Defekt durchschnittlicher Größe gegenüber der Abbildung II-53 a) nicht maßgebend wird. Eine genauere Modellierung, die eine gegenseitige Beeinflussung der Einzelrisse berücksichtigt, wäre in einem FE-Modell denkbar.

Tabelle II-19: Vergleich der Ergebnisse aus der Schwingprüfung mit rechnerisch ermittelten Schwingspielzahlen, $NVEBW t = 20 \text{ mm}$

Versuch			Defekt			Rissfort. Variante A		Rissfort. Variante B		Rissfort. Variante C	
Nr.	$\Delta\sigma$	N_f	\varnothing	max.	A_{Defekt}	$N_{f,A}$	Δ	$N_{f,B}$	Δ	$N_{f,C}$	Δ
[-]	[N/mm ²]	[-]	h_{Defekt} [mm]	$h_{\text{Defekt, max}}$ [mm]	[mm ²]		[%]		[%]		
20.2-14	300	26603	3,2	6,9	152,3	6438	75,8	13160	50,5	28781	8,2
20.1-6	300	32778	3,9	4,9	91,7	11734	64,2	19313	41,1	24109	26,4
20.1-4	250	62095	3,9	5,1	69,8	19420	68,7	32613	47,5	42426	31,7
20.1-5	250	70114	3,9	4,8	106,1	19420	69,6	34706	50,5	42426	39,5
20.2-11	250	106103	2,3	3,3	93,0	34828	67,2	49311	53,5	66535	37,3
20.1-1*	250	190643	-	-	-	237650	24,7	237650	24,7	237650	24,7
20.2-12	200	97668	3,1	6,8	147,7	23311	76,1	47095	51,8	103962	6,4
20.1-8	200	127211	3,7	6,8	130,0	23311	81,7	47095	63,0	88931	30,1
20.2-15	200	147809	3,0	5,0	142,6	39992	72,9	66485	55,0	106912	27,7
20.1-2	200	247879	2,3	4,2	84,2	51393	79,3	79027	68,1	132884	46,4
20.1-7	200	258022	2,9	3,2	8,4	72084	72,1	101156	60,8	110019	57,4
20.1-3	150	465682	2,5	3,6	122,8	152895	67,2	222400	52,2	303288	34,9
20.2-9	150	2071805	2,3	2,5	34,7	229766	88,9	303288	85,4	324177	84,4
							68,3		51,6		30,9

* Kombination Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept

Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Tabelle II-19 zusammengefasst. Auch wenn durch eine geometrische Aufnahme der Bruchflächen relativ genaue Annahmen für die Größe des Anfangsrisses möglich sind, zeigt sich, dass die in der Berechnung getroffenen Annahmen das Ergebnis stark beeinflussen. Die Differenzen zu den experimentell ermittelten Schwingspielzahlen sind erheblich mit einer größeren Annäherung in Variante C. Der Ansatz, dass der Riss mit der größten Abmessung h bis zu einem Versagen der Probe weiterwächst, ähnlich der Rissinitiierung am Ort der größten Kerbwirkung, stellt sich als zu pauschal heraus. Da der Riss nicht wie angenommen eindimensional vorliegt, sondern auch über eine Ausdehnung in seitlicher Richtung verfügt, ist die größte Risslänge nicht gleichbedeutend mit dem größten auftretenden Spannungsintensitätsfaktor ΔK .



II.7.5 Fazit und Ausblick

Die Berechnungen zeigen, dass für eine Beschreibung des sehr lokalen Phänomens ‚Ermüdung‘ die stark variierenden Eigenschaften der Proben so genau wie möglich in die Berechnung einfließen müssen, um eine gute Übereinstimmung zwischen Versuch und Berechnung zu erzielen. Gerade das Rissfortschrittskonzept benötigt viele Annahmen hinsichtlich der Anfangsrisgröße und der Rissform, die ohne Betrachtung der Bruchflächen nicht möglich sind. Auch die Werkstoffparameter in der PARIS-Gleichung basieren ohne eigene Versuche nur auf Angaben in der Literatur.

Für zukünftige Untersuchungen wäre eine zufallsbedingte Wahl der Kerbfaktoren und Risskonfigurationen denkbar, um eine realitätsnahe Beschreibung der Ermüdungsfestigkeit zu erhalten. Auf Grundlage der aus Profilschrieben ermittelten Kerbfaktoren ist für die im Projekt definierten Randbedingungen und Schweißparameter die Bestimmung der Verteilungsfunktion möglich. Gleiches gilt auch für die aufgetretenen Risskonfigurationen, die auf Grundlage ihrer Bruchflächen statistisch weiter ausgewertet werden können. Damit sind aus der Vielzahl der möglichen Einflussfaktoren auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen zwei wesentliche Parameter definiert, die bei Berechnung mit Kerbdehnungs- und Rissfortschrittskonzept die Ergebnisse zur Bestimmung der Ermüdungsfestigkeit weiter verbessern können.

Weiterhin ist es notwendig, den Anrisszeitpunkt während der Schwingversuche genauer zu bestimmen. Hierfür stehen neben Dehnungs- und Wegmessung verschiedene Methoden, die Risse mit unterschiedlichen Anfangsrisgrößen detektieren, zur Verfügung. Eine Auswahl wird im Folgenden entsprechend ihres Messprinzips dargestellt.

Visuell

- Bestreichen der Nahtübergänge mit Zinkoxidpaste; wechselt Farbe bei Auftreten eines Oberflächenrisses, angewendet von (Hanselka, et al., 2012) und (Varfolomeev, et al., 2011)

Thermometrie

- Applikation von Thermoelementen an Anriss kritischen Orten (Walther, 2007)
- Einsatz hochauflösender Infrarot-Kamera bei der durch LockIn-Thermographie die durch den Riss freiwerdende Energie in Form von Wärme sichtbar gemacht werden kann (Medgenberg, 2008)
- Verfahren der Laserthermographie, dabei wird der Prüfkörper mit einem Laser, der als punktförmige Wärmequelle fungiert, rasterförmig abgetastet, Veränderungen im Wärmeabfluss hervorgerufen durch einen Fehler bzw. Riss werden durch Wärmebildkamera sichtbar (Pressemitteilung der BAM Nr. 11/2013)

Resistometrie

- Änderungen des elektrischen Widerstandes bei Veränderungen in der Mikrostruktur basierend auf Wechsel- oder Gleichstrom, zusammengefasst und angewendet u.a. in (Walther, 2002) und (Walther, 2007)
Bei der Gleich- oder Wechselstrompotentialmethode handelt es sich auch um eine etablierte Methode, um die Risswachstumsgeschwindigkeit zu messen, (Naubereit & Weihert, 1999).

Für eine genauere Bestimmung der Eingangsparameter für das Kerbdehnungskonzept sind darüber hinaus dehnungsgeregelte Versuche am Grundwerkstoff notwendig.

II.8 Numerische Untersuchungen

Verfasser: *Dipl.-Ing. Mareike Collmann*
(*Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover*)

Arbeitspaket: AP 6

Numerischen Schweißsimulationen können zum einen als Ergänzung zu Schweißversuchen helfen, den Schweißvorgang und dessen Temperaturführung hinsichtlich Gefügeausbildung und der Vermeidung von Fehlern, wie beispielsweise Poren und Risse, zu optimieren. Zum anderen können sie zur weiteren Bewertung des Tragverhaltens geschweißter Strukturen, das durch die eingebrachten Schweißspannungen und Schweißverzüge beeinflusst wird, herangezogen werden. Darüber hinaus liefern Simulationen zusätzliche Aussagen über physikalische Größen, die experimentell nur schwer oder gar nicht messtechnisch erfassbar sind. Weitere Vorteile einer mathematischen Analyse liegen in der gezielten Untersuchung einzelner Einflussparameter und in der Reproduzierbarkeit der Ergebnisse.

Nach (Radaj, 1988) hat sich die Entkopplung des Gesamtvorganges ‚Schweißen‘ in drei Teilvorgänge nach Temperaturfeld, Spannungs- bzw. Formänderungsfeld und Gefügestand bewährt. Die wechselseitige Beeinflussung ist in Abbildung II-54 durch Pfeile gekennzeichnet.

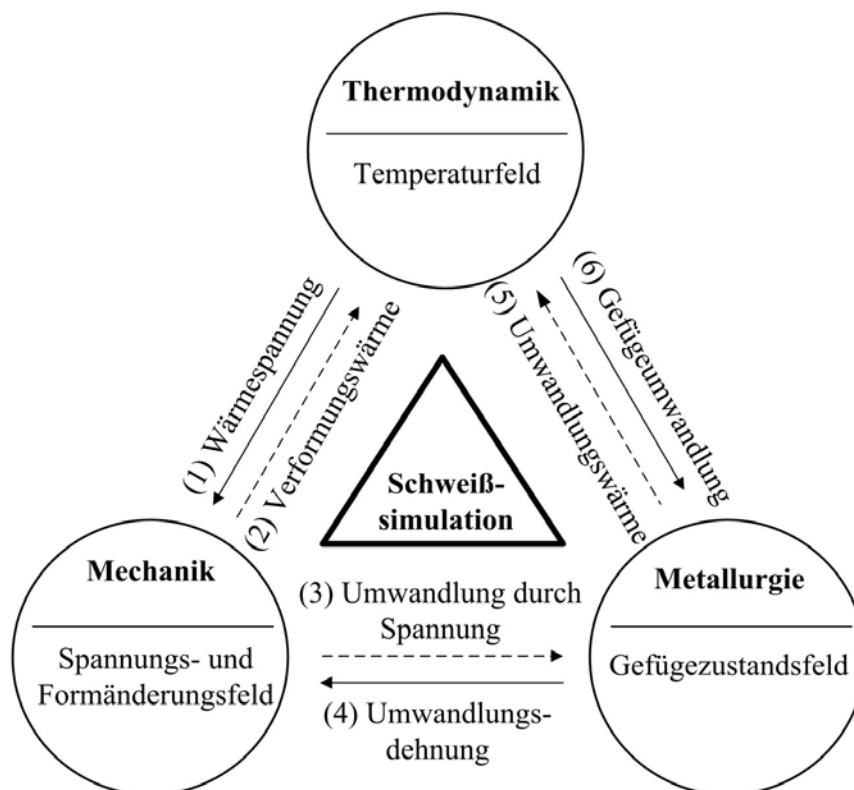


Abbildung II-54 *Entkopplung und wechselseitige Beeinflussung von Temperaturfeld, Spannungs- bzw. Formänderungsfeld und Gefügestand (Radaj, 1988)*

Die durchgezogenen Pfeile stellen eine starke und die gestrichelten Pfeile eine schwache gegenseitige Beeinflussung dar. Auswirkungen auf das Temperaturfeld durch endotherme oder exotherme Reaktionen infolge der Gefügeumwandlungen (Latente Wärme) oder der Schweißverzügen können gegenüber dem deutlich überwiegenden Wärmeeintrag durch den Schweißvorgang vernachlässigt werden. Gleiches gilt für Umwandlungen im Gefüge hervorgerufen durch Spannungsveränderungen im Bauteil. Damit können die drei Teilvorgänge getrennt, mit unterschiedlichen Schwerpunkten simuliert werden:

- Prozesssimulation (Temperatur)
- Bauteilsimulation (Eigenspannungen und Verzüge)
- Werkstoffsimulation (Gefüge)

II.8.1 Simulation des Temperaturfeldes

Die Prozesssimulation stellt den Ausgangspunkt der Simulation dar. Sie betrifft im Wesentlichen die direkte Umgebung der Wärmeeinleitung, d.h. die Vorgänge im Schmelzbad, die dabei beliebig detailliert dargestellt werden können. Ein wesentliches Ergebnis dieser Simulation ist die effektiv ins Bauteil eingebrachte Leistung und damit der Wirkungsgrad der Wärmeleitung sowie die resultierende Schmelzbadgeometrie. Für die Simulation des Schweißprozesses bedeutet dies, dass physikalische Vorgänge zwischen Wärmequelle (Laser, Elektronenstrahl und Lichtbogen) und Schmelzbad (Abschmelz- Aufschmelz-Physik, Strömungen im Schmelzbad) abzubilden sind. Diese Vorgänge sind sehr komplex. Daher wird das Problem auf die thermisch-mechanisch relevanten Größen in einer sogenannten Ersatzwärmequelle reduziert, die diese Vorgänge durch eine flächige oder räumliche Wärmestromdichteverteilung abbildet. Im Umkehrschluss bedeutet dies, dass diese Vorgehensweise folgende Punkte nicht berücksichtigt (Sheng & Chen, 1992)

- die Zusammenhänge zwischen den elektrochemischen Prozessen in einer abschmelzenden Elektrode, die die Verteilung der Lichtbogen- und Tropfenwärme bestimmen
- die Zusammenhänge zwischen den Schweißparametern und den Lichtbogencharakteristiken wie Schweißwirkungsgrad, effektiver Radius für den Lichtbogen und den Tropfen
- die Rolle des Spalts zwischen Elektrode und Bauteiloberfläche bei der Bauteilerwärmung
- die Ausbildung von Nahtfehlern, wie beispielsweise Einbrandkerben und Durchbrand
- die Strömungsverhältnisse in der Schmelze, die von der Oberflächenspannung und damit von der chemischen Zusammensetzung der Schmelze beeinflusst werden.

II.8.1.1 Entwicklung einer Ersatzwärmequelle für das Mehrdraht- Unterpulverschweißen und das Non-Vacuum Electron Beam Welding

Einfachste Ansätze für Wärmequellen sind Punkt- oder Linienquellen, die aus analytischen Betrachtungen resultieren. Diese konzentrierten Wärmequellen bieten kaum Möglichkeit der Anpassung und sind damit ungenau. Sie sind üblich bei sehr einfacher Modellierung oder bei analytischen, d. h. auf arithmetischen Formeln basierenden, Simulationen. Für FE-Modelle werden in der Regel flächig oder räumlich verteilte Quellen angesetzt. Damit gelingt die Er-

zielung realitätsnaher Ergebnisse, da eine genauere Modellierung der Schmelzbadgeometrie oder der Randbereiche des Schmelzbades (Wärmeeinflusszone) möglich ist. Die wichtigste Kenngröße der Schweißwärmequelle ist die beim Schweißen eingebrachte Wärmemenge oder Wärmeenergie Q , die bei kontinuierlich wirkenden Quellen durch den Wärmestrom oder die Wärmeleistung q zu ersetzen ist. Die Schweißenergie gibt damit die Wärmemenge an, die jedem Zentimeter Schweißnaht von der Wärmequelle zur Verfügung gestellt wird.

Die tatsächlich dem Werkstoff zugeführte Wärmemenge Q ist aber von verschiedenen physikalischen Eigenschaften des Schweißverfahrens abhängig. Diese Wärmemenge wird bei Lichtbogenschweißverfahren aus den Sollwerten der Lichtbogen Spannung U , des Schweißstromes I und der Vorschubgeschwindigkeit der Wärmequelle v berechnet.

$$Q = \eta \cdot E = \eta \cdot U \cdot I / v \quad (\text{II-12})$$

In dieser Beziehung beschreibt der thermische Wirkungsgrad η die unterschiedliche Fähigkeit des Schweißverfahrens, Wärme von der Wärmequelle auf das Werkstück zu übertragen.

Im Rahmen des Projekts wurde zunächst ein FE-Modell im Programmsystem ANSYS® für die Mehrlagenschweißungen mit dem UP-Verfahren aufgebaut. Üblicherweise wird der lokale Wärmeeintrag für Lichtbogenschweißverfahren über eine wandernde doppelt-ellipsoide Volumenwärmequelle nach GOLDAK abgebildet (Goldak & Akhlaghi, 2005).

Die Verteilung der Wärmestromdichte im vorderen und hinteren Quadranten erfolgt nach Gleichung II-13 und II-14.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} \cdot f_f \cdot \eta UI}{a_f \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{a_f^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (\text{II-13})$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} \cdot f_r \cdot \eta UI}{a_r \cdot b \cdot c \cdot \pi \cdot \sqrt{\pi}} \cdot \exp\left(-\frac{3x^2}{a_r^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3y^2}{b^2}\right) \cdot \exp\left(-\frac{3z^2}{c^2}\right) \quad (\text{II-14})$$

Dabei ist η ist der thermische Wirkungsgrad des Unterpulverschweißens, U die Schweißspannung, I der Schweißstrom, f_f und f_r sind Faktoren zur Aufteilung der Wärmeeintrags im vorderen und hinteren Quadranten. Die Parameter a_f , a_r , b und c bestimmen die Geometrie der Ersatzwärmequelle und werden angelehnt an die Abmessungen des Schmelzbades gewählt. Die Wärmequelle ist in Abbildung II-55 a) dargestellt. Werden Tandem-UP-Lagen simuliert, werden zwei im Abstand des Drahtes laufende Ersatzwärmequellen nach GOLDAK angesetzt.

Das zu den Strahlschweißverfahren gehörende Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre wird über eine ebenfalls räumliche, konische Ersatzwärmequelle abgebildet, die u.a. in (Wu, et al., 2006) beschrieben wird. Die Wärmestromdichte ist hierbei in jedem Schnitt senkrecht zur x -Achse gaußverteilt und kann durch folgende Formel beschrieben werden.

$$q(r, z) = \frac{9 \cdot \eta UI \cdot e^3}{\pi(e^3 - 1)} \cdot \frac{1}{(z_e + z_i) \cdot (r_e^2 + r_e r_i + r_i^2)} \cdot \exp\left(-\frac{3r^2}{r_0^2}\right) \quad (\text{II-15})$$

mit
$$r_0(z) = r_c - (r_c - r_i) \cdot \frac{z_e - z}{z_e - z_i} \quad (\text{II-16})$$

Der thermische Wirkungsgrad des Verfahrens wird erneut durch den Faktor η beschrieben, U steht für die Beschleunigungsspannung und I für den Schweißstrom. Komplexe Vorgänge am sich ausbildenden Stichloch werden nicht berücksichtigt. In Abbildung II-55 b) ist die Ersatzwärmequelle mit den Abmessungen z_e , z_i , r_e und r_i dargestellt.

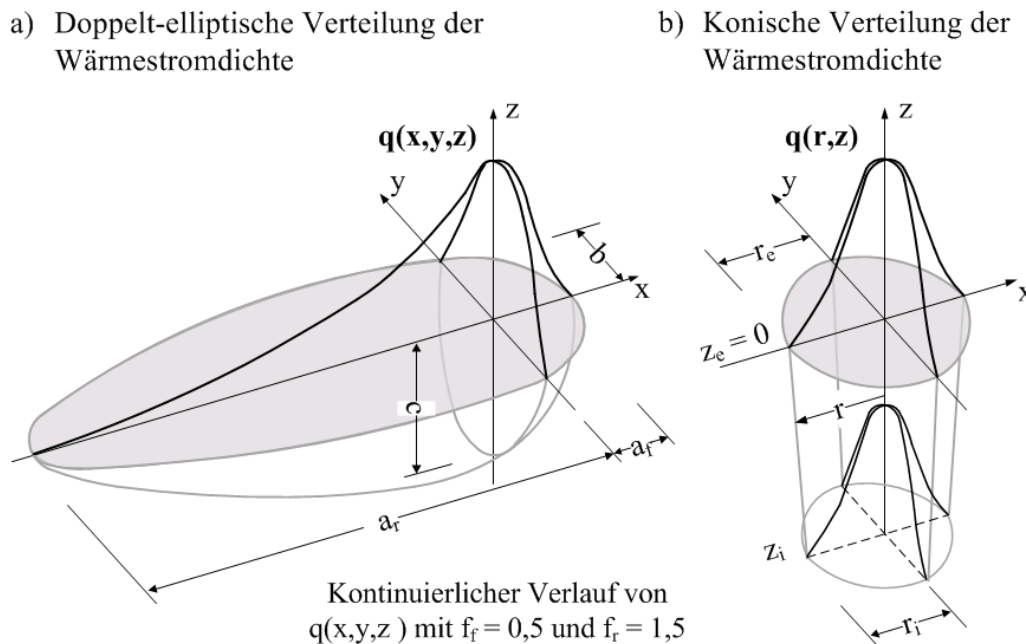


Abbildung II-55 Darstellung der Ersatzwärmequellen

Um den Gesamtenergieeintrag Q während der numerischen Simulation auch bei grober Vernetzung zu gewährleisten, wird die jeweils am Element eingebrachte Wärmestromdichte über die Elemente summiert und mit dem Soll-Wert des Gesamtenergieeintrag verglichen. Mit dem Quotienten gebildet aus Soll- und Ist-Wert wird daraufhin die Wärmestromdichte, die an jedem Element eingebracht wird, multipliziert, sodass der Gesamtenergieeintrag unabhängig von der Vernetzung stets konstant bleibt.

II.8.2 Untersuchungen zur Wärmeführung beim Schweißen

II.8.2.1 Berechnung auf Grundlage analytischer Formeln

Die wesentlichste Eigenschaft des Schweißens ist die lokal konzentrierte Wärmeeinbringung zum Aufschmelzen von Grundwerkstoff und Zusatzmaterial, um zwei Werkstücke stoffschlüssig zu verbinden. Dabei kommt es an der Schweißstelle zu sehr hohen Aufheiz- und Abkühlgeschwindigkeiten. Die Verweilzeit auf der Spitzentemperatur ist nur gering. Dies verursacht Eigenschaftsänderung des Grundwerkstoffes, innere Zwangsspannungen und Verformungen. Die Wärmeführung ist daher wesentlich, wenn es um die Vermeidung von Schweißfehlern, insbesondere Heiß- und Kaltrisse, der Sicherung der geometrischen Toleranzen und mechanischen Eigenschaften der Verbindung im Bauteil geht. Entsprechend ihrer

Entstehungstemperatur bei Temperaturen $T < 250^{\circ}\text{C}$ werden die dann auftretenden Risse als Kaltrisse bezeichnet. Die Entstehung dieser Schweißnahtfehler ist abhängig von der Wasserstoffkonzentration des Schweißgutes, dem Gefügestand bzw. der Aufhärtung in der Wärmeeinflusszone, dem Wärmeeinbringen und dem Spannungszustand des Bauteils während des Schweißens. Nach SEW 088 ist ein geringer Kohlenstoffanteil $C < 0.15 \%$ und Vorwärmen ein geeignetes Mittel, um Kaltrisse zu vermeiden. Bei Mehrlagenschweißungen ist darüber hinaus eine Mindestzwischenlagentemperatur einzuhalten. Ein Augenmerk lag daher auf Untersuchungen zu Wärmeleitung während des Schweißens.

Der Temperatur-Zeit-Verlauf ist wesentlich für die mechanischen Eigenschaften der Verbindung und wird durch die Bauteildicke, die Nahtvorbereitung, den Lagenaufbau, die Streckenergie und die Vorwärmtemperatur beeinflusst. Die Zeitspanne $t_{8/5}$, in der die Schweißbraupe und ihre Wärmeeinflusszone von 800°C auf 500°C abkühlen, wird als wesentliches Merkmal des Temperatur-Zeit-Verlaufs gewählt. In diesem Temperaturbereich finden bei Stählen die wichtigsten Umwandlungen statt. Sie sollte für schweißgeeignete Feinkornbaustähle 10 bis 25 s betragen. Ist diese Zeitspanne zu gering, kommt es zu einer unerwünschten Aufhärtung in der Wärmeeinflusszone. Wird sie zu groß eingestellt, verringert sich wiederum die Kerbschlagarbeit und die Übergangstemperatur der Kerbschlagarbeit in der Wärmeeinflusszone steigt an. Innerhalb dieser beiden Grenzwerte sollte sich die Abkühlzeit $t_{8/5}$ bewegen. Angemerkt werden soll an dieser Stelle, dass gerade die Einhaltung der unteren Grenze für die $t_{8/5}$ -Zeiten für Strahlschweißverfahren äußerst schwierig ist.

Im Beiblatt 2 zum (STAHL-EISEN-Werkstoffblätter (SEW) 088, 1993) befinden sich zwei Formeln zur Berechnung der Abkühlzeiten: Eine Formel bei Betrachtung einer dreidimensionalen Wärmeableitung meistens anwendbar im Fall von dickeren Blechen und eine weitere bei zweidimensionaler Wärmeableitung für dünnere Bleche. Diese Formeln basieren auf der Annahme einer schnell wandernden punktförmigen Wärmequelle auf einem Halbkörper (3D) bzw. einer schnell wandernden Linienquelle auf einer Scheibe (2D) und sind in Abbildung II-56 mit Blick auf die Schweißversuche beim Turmfertiger ausgewertet. Mit zunehmender Vorwärmtemperatur steigt auch die Übergangsblechdicke $d_{\ddot{u}}$ zur Unterscheidung zwischen zwei- und dreidimensionalem Wärmeabtrag an. Dieser Fakt ist besonders für Strahlschweißverfahren von Interesse, da hier mit sehr geringem Energieeintrag gearbeitet wird und die damit geringen Abkühlzeiten die mechanischen Eigenschaften negativ beeinflussen. Es wird deutlich, dass selbst mit hohen Vorwärmtemperaturen die Wärmeableitung dreidimensional erfolgt und damit eine Steigerung der $t_{8/5}$ -Zeiten nur schwer möglich ist.

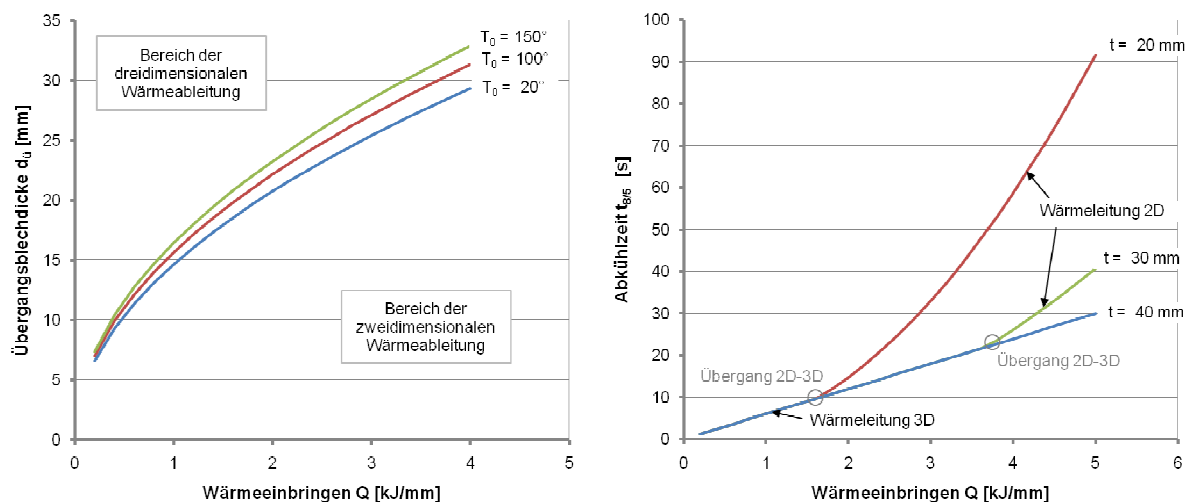


Abbildung II-56 Fülllagen eines Stumpfstoßes nach SEW 088 links: Darstellung der sogenannten Übergangsblechdicke in Abhängigkeit des Wärmeeinbringens mit $t = 20$ mm für unterschiedliche Vorwärmtemperaturen; rechts: Darstellung der Abkühlzeit $t_{8/5}$ in Abhängigkeit des Wärmeeinbringens bei einer Vorwärmtemperatur $T_0 = 100^\circ\text{C}$

Das rechte Diagramm macht außerdem deutlich, dass bei dreidimensionaler Wärmeleitung die Blechdicke keinen Einfluss hat, der Übergang von 2D zu 3D mit zunehmender Blechdicke immer später erfolgt und die Abkühlzeiten $t_{8/5}$ bei zweidimensionaler Wärmeableitung überproportional zunehmen, da die Wärmeableitung nur in zwei Richtungen und nicht mehr in drei Richtungen erfolgt.

II.8.2.2 Numerische Simulation des Temperaturfeldes bei Mehrlagen-UP-Schweißung

Um eine Analyse der Schweißverbindung durchzuführen, muss der zeitlich veränderliche Temperaturverlauf in Abhängigkeit aller ihn beeinflussenden Größen bekannt und berechenbar sein. Ausgangspunkt der Analyse ist also zunächst die Berechnung des instationären Temperaturfeldes. Bei transienten, d.h. instationären Vorgängen, ändern sich die Temperaturverteilungen in Abhängigkeit von der Zeit. Wesentlichen Einfluss auf das Zeitverhalten haben neben der Wärmeleitfähigkeit, die spezifische Wärmekapazität, die Dichte und die zeitabhängigen Lasten oder Randbedingungen. Für den Schweißvorgang lassen sich für die Berechnung des Temperaturfeldes drei grundsätzliche Wärmeströme herausheben

- die Einleitung der Wärmeenergie durch den Schweißvorgang über eine geeignete Ersatzwärmequelle,
- die Berechnung des Temperaturfeldes im Bauteil als Lösung der Fourierschen Differentialgleichung der Wärmeleitung und
- die Beschreibung des Wärmeübergangs vom Bauteil zur Umgebung.

Für die im Projekt durchgeführten Simulationen wurden für den verwendeten Baustahl S355 J2+N die thermische Materialeigenschaften Wärmekapazität, Wärmeleitfähigkeit und

Dichte nach Literaturangaben gemäß (Wichers, 2006) temperaturabhängig definiert. Die Wärmemenge, die durch freie Konvektion vom Bauteil an die Umgebung abgegeben wird, wird mit hinreichender Genauigkeit mit einem temperaturunabhängigen Wärmeübergangskoeffizienten $\alpha_K = 25 \cdot 10^{-6} \text{ W}/(\text{mm}^2 \cdot \text{K})$ angenommen (Hildebrand, 2008), wohingegen der Anteil aus Strahlung α_S gemäß des Stefan-Boltzmann-Gesetzes temperaturabhängig definiert wird.

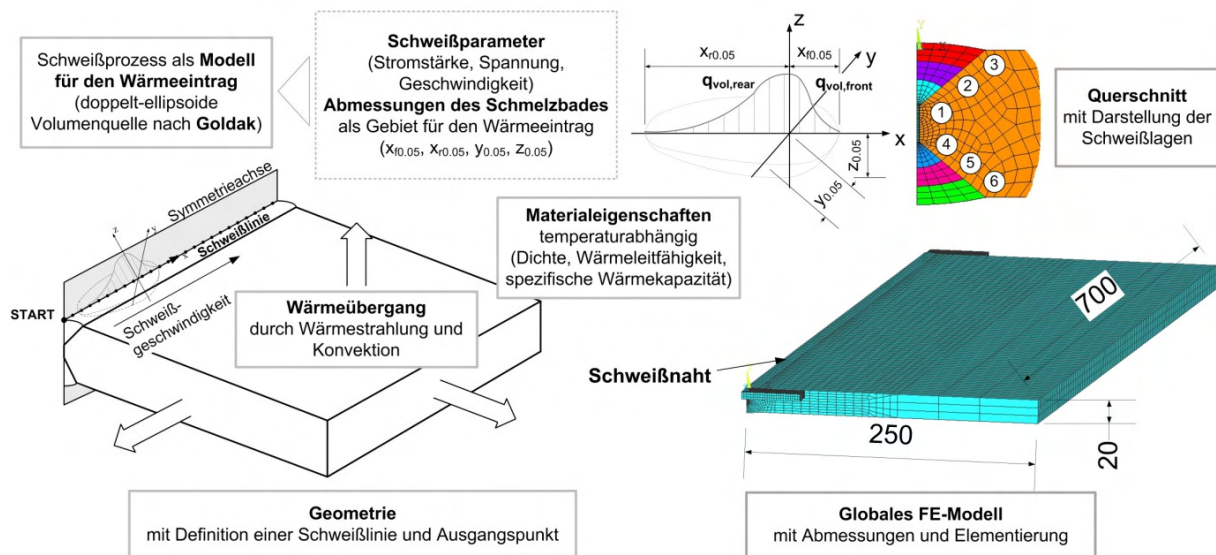
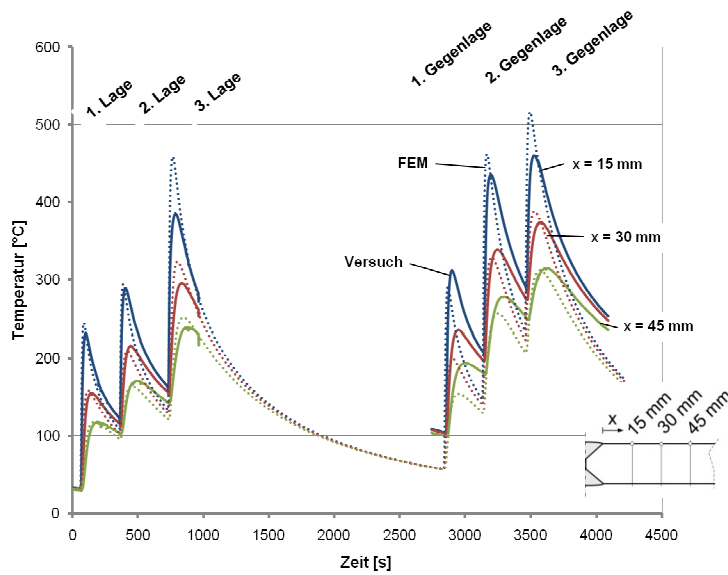


Abbildung II-57 Modell im Programmsystem ANSYS®

Jede Schweißlage wird einzeln simuliert. Eine Verknüpfung einzelner Lagen, wie in der Literatur, u.a. in (Lindgren, 2001), vereinzelt vorgeschlagen, wurde nicht untersucht. Der Nahtschluss durch die Zugabe des Zusatzwerkstoffes wird über die Birth und Death-Funktionalität in ANSYS® abgebildet. Die Schmelzbadaabmessungen werden anhand der Temperaturverläufe und durch Messungen am Endkrater angepasst. Die MAG-Lage zum Ausgleich des Spaltmaßes wurde durch Ansatz einer erhöhten Anfangstemperatur berücksichtigt.

Für die Probe 3, ein Blech mit einer Dicke $t = 20 \text{ mm}$, sind die Ergebnisse aus der Simulation mit den Temperaturzyklen aus dem Versuch in Abbildung II-58 gegenübergestellt. Tendenziell konnte eine gute Übereinstimmung mit den im Versuch gemessenen Temperaturen erreicht werden. Größere Abweichungen gab es beim Abgleich der Tandemlagen (3. Lage und 3. Gegenlage) und bei der Betrachtung des Abkühlungsverhaltens. Der Temperaturgradient der Simulation ist zu hoch, dadurch findet insgesamt eine zu schnelle Abkühlung statt. Eine idealisierte Berücksichtigung der Pulverschüttung durch veränderte Wärmeübergangsbedingungen zeigte keine deutliche Verbesserung der Ergebnisse. Eine weitere Anpassung der Randbedingungen beispielsweise aus der Lagerung ist notwendig. Hiervon wurde allerdings abgesehen, da aufgrund des Schweißens unter Fertigungsbedingungen veränderliche Randbedingungen nur schwer erfassbar waren.



x [mm]	Lage [-]	Versuch [°C]	FEM [°C]	Abw. [%]
15	1	229	245	7,0
	2	300	294	0,5
	3	398	459	15,3
	4	322	291	9,7
	5	445	462	3,9
	6	478	515	7,8
45	1	119	118	0,9
	2	176	164	6,5
	3	248	251	1,4
	4	200	154	23,2
	5	287	257	10,6
	6	327	311	4,6

Abbildung II-58 Darstellung der Temperaturverläufe der 3. Probe, $t = 20 \text{ mm}$, 6 Lagen, Messung bei etwa 180 mm Schweißnahtlänge

Dieses Modell mit gleichen Schweißparametern und gleicher zeitlicher Abfolge wurde für erste Vergleichsrechnungen hinsichtlich des Einflusses der Blechlänge und der Vorwärmtemperatur auf das Temperaturfeld genutzt. In Abbildung II-59 sind die Ergebnisse für die ersten beiden Schweißlagen dargestellt. Die Berechnungen zum Einfluss der Blechlänge zeigen, dass wie erwartet mit geringerer eingebrachter Gesamtenergie auch die Maximaltemperaturen pro Lage mit abnehmender Blechlänge sinken. Mit zunehmender Lagenanzahl pflanzt sich dieser Einfluss vergrößernd fort.

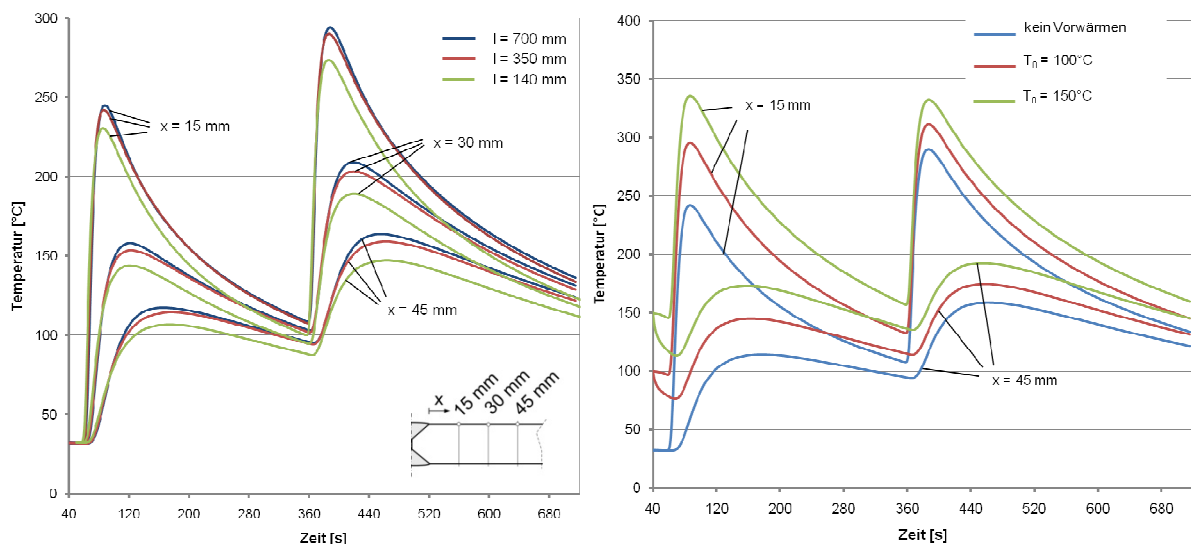


Abbildung II-59 links: Einfluss der Blechlänge auf den zeitlichen Verlauf der Temperatur; rechts: Einfluss der Vorwärmtemperatur

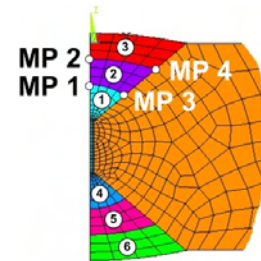
Bei 700 mm Blechlänge beträgt der Gesamtenergieeintrag der ersten Schweißlage 1154 kJ. Es wird eine Maximaltemperatur bei $x = 15 \text{ mm}$ von $245,0 \text{ °C}$ erreicht. Bei einer Blechlänge von 140 mm sind es noch 230 kJ Gesamtenergieeintrag und die Spitzentemperatur liegt bei

230,5 °C. Mit zunehmender Lagenanzahl und größerem Abstand zur Schweißnaht macht sich der geringere Energieeintrag deutlicher bemerkbar. Der Unterschied in der Maximaltemperatur ist bei Betrachtung der halben Blechlänge nur gering, steigt aber bei weiterer Reduzierung der simulierten Blechlänge deutlich an.

Das Vorwärmen mittels Brenner wurde für einen Bereich mit einer Breite von etwa 50 mm neben der Naht mit einer konstanten Anfangstemperatur berücksichtigt, die wiederum gemäß den durchgeführten Messungen angesetzt wurde. Der anfängliche Abfall der Temperatur ist darin begründet, dass das Vorwärmen mit Beginn der Schweißung eingestellt wird und daher die Temperaturen bis zum Passieren des Brenners bereits wieder abnehmen. Die Vorwärmtemperaturen wirken sich direkt in einer zunehmenden Maximaltemperatur pro Schweißlage aus.

Tabelle II-20: Gegenüberstellung der simulierten Abkühlzeiten $t_{8/5}$ und auf Basis analytischer Formeln nach SEW 088

Vorwärmtemperatur T_0	Schweißlage	Messpunkt [-]	FEM [s]	SEW 088 [s]
kein Vorwärmen	Lage 1	MP 1	7,8	7,3
		MP 3	8,3	
	Lage 2	MP 2	10,4	12,9
		MP 4	11,1	
100°C	Lage 1	MP 1	10,9	8,8
		MP 3	11,3	
	Lage 2	MP 2	12,1	12,9
		MP 4	12,7	
150°C	Lage 1	MP 1	14,4	10,4
		MP 3	14,8	
	Lage 2	MP 2	14,0	12,9
		MP 4	14,8	



Auf eine Erfassung der $t_{8/5}$ -Zeiten während der Schweißversuche wurde verzichtet, da der experimentelle Aufwand für statistisch belastbare Daten sehr hoch ist. In Tabelle II-20 sind daher die analytisch berechneten Werte nach SEW 088 und die aus der FE-Simulation ermittelten $t_{8/5}$ -Zeiten aufgeführt. Der Ort zur Messung der $t_{8/5}$ -Abkühlzeiten ist nach SEW 088 lediglich mit einem Abkühlen der Schweißbraupe oder der Wärmeeinflusszone definiert. Dies kann damit begründet werden, dass die Abkühlzeiten für eine Temperaturspanne von 800 auf 500 °C für Orte, deren Maximaltemperatur über 800°C liegen, nicht mehr stark variieren. Dies zeigen auch die geringen Abweichungen bei einem Vergleich der simulierten Werte für MP 1 (Schweißbraupe) und MP 3 (Wärmeeinflusszone) bzw. MP 2 (Schweißbraupe) und MP 4 (Wärmeeinflusszone). Die nach SEW 088 errechneten Werte sind dagegen deutlich geringer und damit ungünstiger, wenn hieraus auf die mechanischen Gütewerte geschlossen wird. Er-

wartungsgemäß nimmt bei höheren Vorwärmtemperaturen die Abkühlzeit zu und wird damit günstiger.

II.8.2.3 Numerische Simulation des Temperaturfeldes der Schweißungen mit dem Elektronenstrahl an Atmosphäre

Das Diagramm unten zeigt einen Vergleich des Temperaturverlaufs über die Zeit für eine mit dem Elektronenstrahl an Atmosphäre geschweißte Naht gemäß der in Abbildung II-17 c) dargestellten Schweißfolge an Proben mit einer Blechdicke von $t = 20$ mm, einer Länge von $l = 200$ mm und einer Gesamtbreite von $b_{\text{ges}} = 280$ mm. Entgegen der unterpulvergeschweißten Versuche zeigten diese Versuche eine deutlich bessere Reproduzierbarkeit hinsichtlich der Schweißparameter und Abmessungen, sodass für eine Validierung der numerischen Simulationen der Mittelwert aus drei Versuchen angesetzt werden konnte. Die Übereinstimmung zwischen Versuch und Simulation ist mit gut zu bewerten.

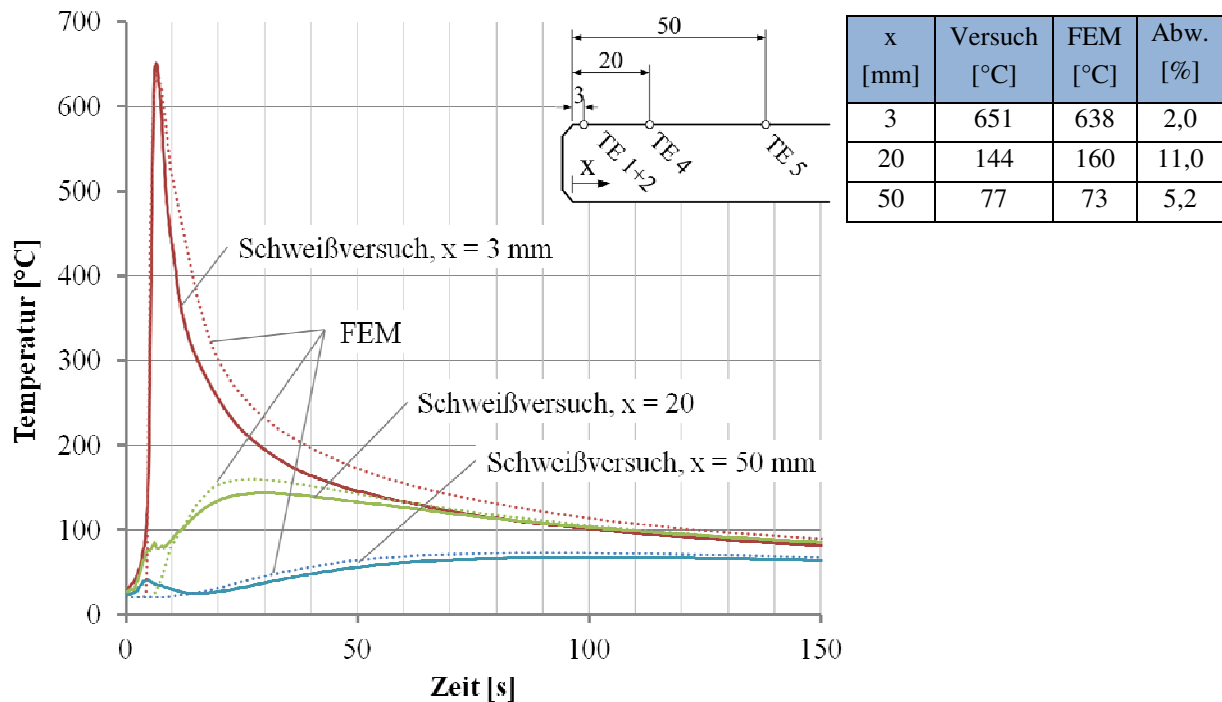


Abbildung II-60 Gemessene und numerisch simulierte Temperatur-Zeit-Verläufe beim Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre (Blechdicke $t = 20$ mm, Steghöhe $h_{st} = 14$ mm)

II.8.2.4 Auswirkung der Abkühlzeiten auf die mechanischen Gütewerte

Beim Schweißen ist der Temperatur-Zeit-Verlauf essentiell für die Beeinflussung der mechanischen Gütewerte der Schweißnaht und deren direkter Umgebung, der Wärmeeinflusszone. Die Zeitdauer, in der die Schweißnaht und Wärmeeinflusszone von 850°C nach (Seyffarth, et al., 1992) bzw. 800°C nach (Degenkolbe, et al., 1985) auf 500°C abkühlt, ist dabei charakteristisch für Veränderungen der mechanischen Eigenschaften hervorgerufen durch den Schweißvorgang. Die $t_{8/5}$ -Zeit ist eine wichtige Größe bei der Beurteilung von Schweißverfahren. Für unlegierte Baustähle und niedrig legierte Feinkornbaustähle sollte eine Dauer von

10 bis 25 s angestrebt werden, um im Falle zu geringer Abkühlzeiten Aufhärtungen und Versprödungen zu vermeiden. Zu hohe Abkühlzeiten können hingegen dazu führen, dass auch hier die Zähigkeit durch ausgeprägte Grobkornbildung verringert wird. Abbildung II-61 zeigt für einen unlegierten Baustahl S355 mit vergleichbarer Zusammensetzung die Eigenschaften Härte, Kerbschlagarbeit und Festigkeit in Abhängigkeit der Abkühlzeiten. Diese Diagramme werden empirisch an schweißsimulierten Proben ermittelt. Hierfür wird in Hochgeschwindigkeits-Dilatometern der Temperatur-Zeitverlauf während des Schweißens durch schnelle Induktionserwärmung und Wasserabkühlung an Kleinproben reproduziert. Jede Probe verfügt dann entsprechend der jeweiligen Abkühlgeschwindigkeit über die charakteristische Mikrostruktur und die zugehörigen mechanischen Eigenschaften. Ein weiteres Ergebnis dieser Versuche sind Schweiß-ZTU-Diagramme, die Aufschluss über die Gefügezusammensetzung in der Wärmeeinflusszone einer Schweißverbindung geben.

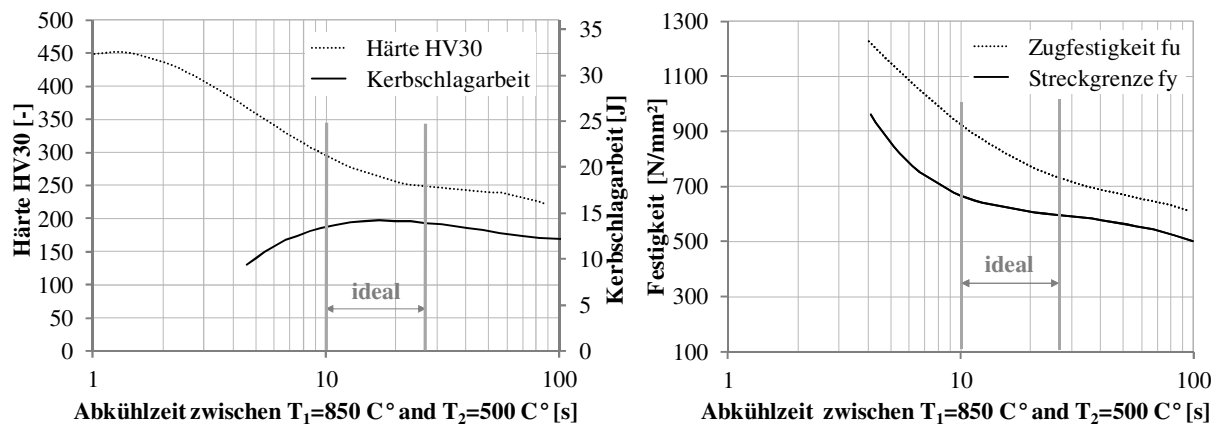


Abbildung II-61 *Mechanische Eigenschaften des Baustahls S355 in Abhängigkeit der Abkühlzeit nach (Seyffarth, et al., 1992)*

Diese empirisch ermittelten Kurvenverläufe wurden durch eine Funktion beschrieben und bilden zusammen mit den numerisch ermittelten Abkühlzeiten die Grundlage für die Bestimmung der mechanischen Gütewerte, die für verschiedene Vorwärmtemperaturen in Abbildung II-62 dargestellt sind. Deutlich ist die Tendenz abnehmender Härtewerte und Zugfestigkeiten mit zunehmender Vorwärmtemperatur durch einen Anstieg der $t_{8/5}$ -Zeiten zu erkennen. Die ermittelten Härtewerte zeigen tendenziell eine gute Übereinstimmung zu den in Abbildung II-24 bestimmten Werten für die Reihen 3 und 4 der mit dem Elektronenstrahl geschweißten Lage.

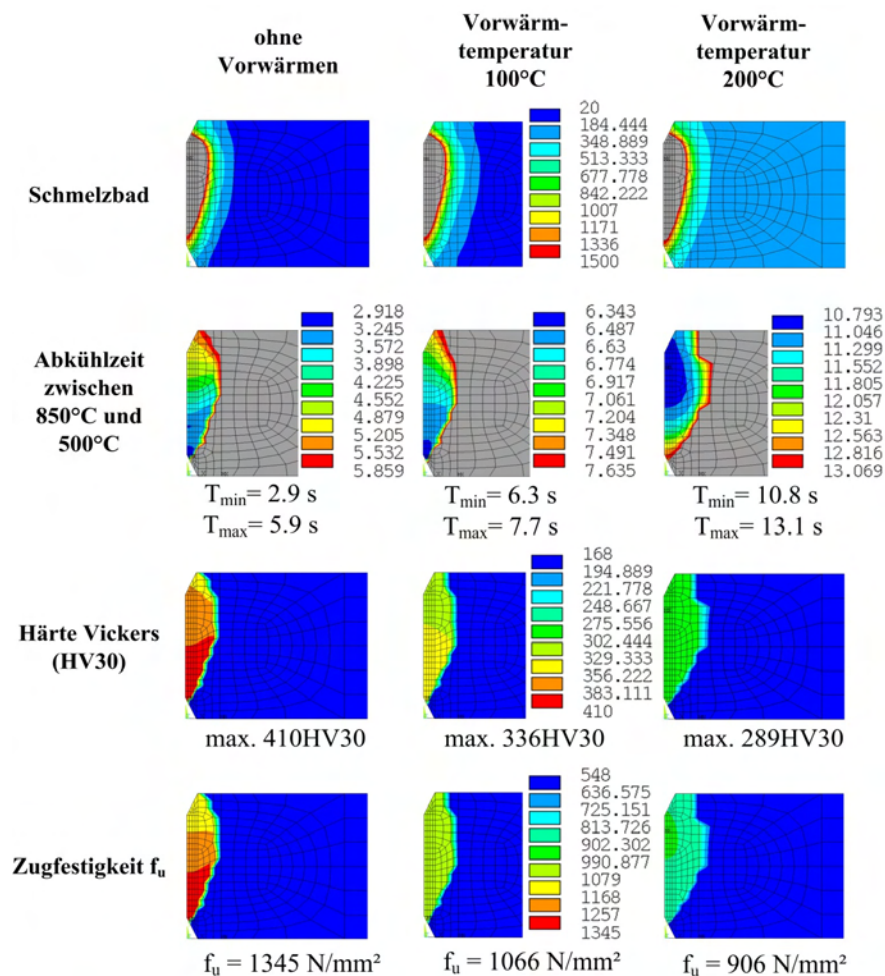


Abbildung II-62 Mechanische Gütewerte aus Simulation bei unterschiedlichen Vorwärmtemperaturen

II.8.3 Zusammenfassung

Die numerische Simulation des Temperaturfeldes gibt weitere Aufschlüsse über den Temperatureintrag während des Schweißens und trägt zusammen mit analytischen Ansätzen beispielsweise gemäß SEW 088 zum Verständnis der Einflussparameter bei. Das Parameterfeld der Schweißversuche lässt sich durch eine Variation der Abmessungen und Vorwärmtemperaturen gezielt erweitern und zeigt deutlich die Unterschiede in der Temperaturführung von Lichtbogen- und Strahlschweißverfahren auf.

II.9 Beurteilung der Ergebnisse

Verfasser: alle Beteiligten

Arbeitspaket: Meilenstein M 2

Zu Beginn des Projektes wurde in einer umfangreichen Literaturstudie der derzeitige Stand zum Schweißen dicker Bleche mit Hochleistungsfügeverfahren herausgearbeitet und als Ziel für die im Projekt schweißbare Blechdicke mit $t = 20$ bis 30 mm definiert. Außerdem wurden fertigungstypische Toleranzanforderungen aufgenommen und einheitliche Randbedingungen für die Durchführung der Schweißversuche bei den Projektpartnern festgelegt. Daraufhin wurden praxisnahe Schweißversuche beim Turmhersteller SIAG Tube & Tower GmbH in Leipzig durchgeführt und umfangreich dokumentiert. An diesen geschweißten Proben der Blechdicke $t = 20$ und 30 mm wurden Schliffe mit Härtemessungen durchgeführt, die Kerbschlagarbeit sowie die Zug- und Ermüdungsfestigkeit bestimmt. Diese ermittelten mechanischen Kennwerte standen in der Folge als Vergleichsbasis zur Verfügung.

Erprobt in umfangreichen Schweißversuchen durch den Industriepartner Kjellberg Finsterwalde musste die Anlagentechnik zum Plasma-UP-Hybridschweißen mehrfach modifiziert werden. Um die Leistungsfähigkeit des Verfahrens weiter zu steigern, waren eine Umstellung von Plasmafugen- auf Plasmastichlochschiessen, ein neues Düsendesign und eine Anpassung der Kühl- und Gaskreisläufe notwendig. Für Probengeometrien bis zu 300 mm Schweißnahtlänge konnten I-Stöße mit einer Blechdicke von 15 mm reproduzierbar und mit guter Nahtqualität realisiert werden. Bei der Umstellung auf größere Probengeometrien bis 700 mm Schweißnahtlänge war das Schweißergebnis noch unzureichend. Für einen Vergleich zur UP-Technik hinsichtlich Zug- und Ermüdungsfestigkeit standen daher noch keine Ergebnisse zur Verfügung.

Für das Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre wurde die Anlage zum Schweißen dicker Bleche modifiziert und Versuchsreihen zur Gasführung durchgeführt. Schnell zeigten sich typische Defekte, die über Längs- und Querschliffe, Röntgenuntersuchungen und Aufnahmen unter dem Rasterelektronenmikroskop als Mittelrippendefekt identifiziert wurden. Zunächst wurde zur Vermeidung der Defekte ein Vorwärmen auf $T = 200$ °C als praktikabelste und einfachste Lösung umgesetzt. Dies zeigte bei einer Anwendung auf kleine Probengeometrien positive Wirkung und die Defekte konnten nahezu vollständig vermieden werden. Bei einer Überführung des Prozesses auf größere Probengeometrien bis 700 mm Schweißnahtlänge und mit der gewählten Schweißfolge, die ein Einschweißen in eine unterpulvergeschweißte Wurzellage vorsah, trat der Defekt über große Bereiche der Naht wiederum auf. Die Auswirkungen dieses Defektes auf die Trag- und Ermüdungsfestigkeit wurden im Folgenden untersucht.

Die Zugversuche an den vorliegenden Proben, geschweißt mit UP und dem Elektronenstrahl an Atmosphäre zeigten keine Auffälligkeiten. Auch die Proben, deren Querschnitt durch den auftretenden Mittelrippendefekt geschwächt war, zeigten ein Versagen im Grundmaterial. Die guten Zähigkeitseigenschaften des S355 lassen eine Lastumlagerung zu, sodass sich zwar der

der Defekt sichtbar während des Zugversuches öffnet, aber kein Versagen im Bereich der Naht eintritt.

Vor Durchführung der Schwingversuche wurden alle Proben hinsichtlich der geometrischen Kerbwirkung mittels Laser linienförmig vermessen. Die gewonnenen Messdaten wurden für die weitere Verwendung in einem numerischen Finite-Element-Modell aufbereitet und im Rahmen einer linear-elastischen Strukturanalyse die Spannungserhöhung an den Nahtübergängen ermittelt. Für die unterpulvergeschweißten Proben konnte der Ort der maximalen Spannung und damit Risseinleitung insbesondere für die höheren Lastniveaus in sehr guter Übereinstimmung prognostiziert werden. In neun von zehn Fällen wurde hier der Anrissort korrekt ermittelt. Die mit dem Elektronenstrahl an der Atmosphäre geschweißten Proben zeigten aufgrund ihrer markanten Vorschädigung eine Verlagerung des Rissfortschrittes ins Nahtinnere. Die Ermüdungsfestigkeit verglichen mit den UP geschweißten Referenzproben fiel deutlich geringer aus. Die resultierenden Bruchflächen machen die Ausmaße des Defekts in vollem Umfang ersichtlich.

Die statistische Auswertung der Ermüdungsversuche nach dem Hintergrundbericht des Eurocode 3 zeigte, dass die unterpulvergeschweißten Stumpfnähte erwartungsgemäß eine recht gute Nahtqualität und damit hohe Ermüdungsfestigkeit liefern. Eine Verringerung der Ermüdungsfestigkeit mit zunehmender Blechdicke konnte nicht festgestellt werden. Bei gemeinsamer Auswertung beider Versuchsreihen konnte die Einstufung in den nach DIN EN 1993-1-9 anzusetzenden Kerbfall 90 für eine quer beanspruchte Rundnaht bestätigt werden. Deutlich wird allerdings, dass Fertigungseinflüsse die Ermüdungsfestigkeit beeinflussen, da im Falle der Proben UP 20.3 im Vergleich zu Proben UP 20.1 deutlich geringe Lastwechselzahlen registriert wurden. Außerdem wurde bei den Proben UP 30.2 und 30.3 mit zwei nebeneinanderliegenden Decklagen eine Rissinitiierung auch zwischen diesen Lagen und nicht nur am Nahtübergang festgestellt, sodass auch diese Kerbe als möglicher Ort der Risseinleitung in Betracht gezogen werden muss. Für die durch den Defekt geschädigten Proben vermindert sich die Ermüdungsfestigkeit im Vergleich zu den UP geschweißten Proben erheblich um etwa 46%. Da mit herkömmlichen Verfahren, Ultraschall oder Röntgen, der Defekt detektiert allerdings seine genauen Abmessungen nicht ermittelt werden können, sind Aussagen zur Lebensdauer nur schwer möglich. Denn diese hängt maßgeblich von der anfänglichen Defektgröße ab. Die im Projekt ermittelte Wöhlerlinie lässt sich damit nicht allgemein auf Proben mit Mittelrippendefekt übertragen.

Abschließend muss festgestellt werden, dass die zu entwickelnden Verfahren gute Ansätze für eine Alternative zur UP-Schweißtechnik aufzeigen. Es kann beispielsweise die durchschweißbare Steghöhe auf mindestens $h = 15$ mm gesteigert und damit die erforderliche Lagenanzahl verringert werden. Dies ist wiederum gleichbedeutend mit einer Verringerung des Nahtquerschnitts, der effektiven Schweißzeit und des Wärmeeintrags als ausschlaggebendes Kriterium für die mechanische Güte. Allerdings muss zum jetzigen Zeitpunkt festgestellt werden, dass weitere Entwicklungsschritte notwendig sind, um Nähte mit gleichbleibend ho-

her Qualität als wirkliche Alternative zum Unterpulverschweißen zu fertigen. Die Anlagentechnik und auch die Anwendung sind durch den Einsatz von Schutz- und auch Formiergasen sowie umfangreicher Kühlsysteme deutlich aufwändiger und damit auch anfälliger in Bezug auf auftretende Fehler. Die erprobte Prototypenanwendung für das Plasma-UP-Verfahren kann in der Folge genutzt werden, um Untersuchungen zur Standzeit und Leistungsgrenze der Anlagentechnik, der Toleranzempfindlichkeit und der Vermeidung von systematisch auftretenden Schweißfehlern durchzuführen. Die beiden letztgenannten Punkte gelten ebenso für das Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre. Erst wenn beide Verfahren reproduzierbar Nähte hoher Güte liefern, sind sie eine echte Alternative zum konventionell eingesetzten Unterpulverschweißen.

Literatur

- DVS-Merkblatt 1004-1, 1996. *Heißrissprüfverfahren - Grundlagen*. s.l.:s.n.
- Background Documentation, - , Dezember 1989. *Background Information on Fatigue Design Rules, Statistical Evaluation*. First Draft (V.1) Hrsg. s.l.:s.n.
- Bagger, C. & Olsen, F. O., 2005 . Review of laser hybrid welding. *Journal of Laser Applications, Volume 17, Number 1*.
- Behnisch, H. & Neubert, J., 2008. *Verfahrens- und beanspruchungsgerechtes Konstruieren von Laserstrahlschweißverbindungen, Jahrbuch Schweißtechnik 2009, S.144-160*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH.
- Böhme, D., 1975. *Plasma-Verbindungsschweißen von Baustahl - Erweiterung des Anwendungsgebietes durch Verbesserung der Technologie des Verfahrens (Dissertation)*. Aachen: s.n.
- Borland, J., 1961. Suggested explanation of hot cracking in mild and low alloy steel welds. *Brit. Welding J., Band 8 Heft 11*, pp. 526-540.
- Bültermann, G. & Lang, A., 2011. Plasma-Hybrid-Prozess. In: *DVS Berichtband DVS 275 - Große Schweißtechnische Tagung, Studentenkongress, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 1-7.
- Bürgel, R., 2005. *Festigkeitslehre und Werkstoffmechanik - Band 2*. 1. Auflage Hrsg. Wiesbaden: Vieweg & Sohn Verlag 2005.
- Defalco, J., 2007. Practical Application of Hybrid Laser Welding. *Welding Journal*, Oktober, pp. 47-51.
- Degenkolbe, J., Uwer, D. & Wegmann, H. G., 1985. Kennzeichnung von Schweißtemperaturzyklen hinsichtlich ihrer Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften von Schweißverbindungen durch die Abkühlzeit $t_{8/5}$ und deren Ermittlung. *Thyssen Technische Berichte*, 1, pp. 57-73.
- Dehm, J., 2007. 160-m-Fachwerkurm für eine Windenergieanlage-Die höchste Windenergieanlage der Welt. *Stahlbau 76, Heft 4*, pp. 213-221.
- Dilthey, U., 2006. *Schweißtechnische Fertigungsverfahren 1 - Schweiß- und Schneidtechnologien*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Dilthey, U. & Woeste, K., 2001. *Elektronenstrahlschweißen bei der Fertigung von dickwandigen Großrohren aus C-Mn-Stählen*, s.l.: s.n.
- Dilthey, U., Woeste, K. & Olschok, S., 2006. LUPuS: Laser-Unterpulver Hybridschweißen - Erfahrungen aus der Praxis. In: *DVS Berichtband 240 - Große Schweißtechnische Tagung*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 137-142.

- Dirksen, D. & Paschold, R., 2006. Varianten des Unterpulverschweißens - Möglichkeiten zur Steigerung der Abschmelzleistung und Wirtschaftlichkeit. In: *DVS Berichtband 240 - Große Schweißtechnische Tagung*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 28-31.
- Dürr, A., 2007. *Zur Ermüdungsfestigkeit von Schweißkonstruktionen aus höherfesten Baustählen bei Anwendung der UIT-Nachbehandlung (Dissertation)*. Institut für Konstruktion und Entwurf, Universität Stuttgart: Mitteilungen des Instituts für Konstruktion und Entwurf Nr. 2006-3.
- DVS-Merkblatt 0915, 2000. *Unterpulver-Mehrdrahtschweißen*. s.l.:DVS-Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V..
- DVS-Merkblatt 0966-1, 2005. *Plasma-MSG-Schweißen - Gerätetechnik*. s.l.:DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V..
- DVS-Merkblatt 3216, 2005. *Laserstrahl-Lichtbogen-Hybridschweißverfahren*. s.l.:DVS - Deutscher Verband für Schweißen und verwandte Verfahren e.V..
- El Dine, S. Z., 2007. *Ermüdungssicherheit der Schweißnähte an Ringflanschverbindungen in turmartigen Stahlbauten (Dissertation)*. 1. Auflage Hrsg. Göttingen: Cuvillier Verlag.
- Emmelmann, C., Kirchhoff, M. & Petri, N., 2011. Development of Plasma-Laser-Hybrid Welding Process. *Physics Procedia*, 12, pp. 194-200.
- Fahrenwaldt, H.-J. & Schuller, V., 2006. *Praxiswissen Schweißtechnik - Werkstoffe, Prozesse, Fertigung*. Wiesbaden: Friedrich Vieweg & Sohn Verlag | GWV Fachverlage GmbH.
- Fischer, A., Binzel, F., Malyi, D. & Schuler, V., 2009. Das Hybrid-Schweißverfahren Plasma-MIG -Der Schweißbrenner als Prozessparameter. In: *DVS Berichtband 258 - Große Schweißtechnische Tagung 2009, Forschungsforum, Industrieforum, Studentenkongress, Handwerkerforum*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 228-231.
- Forschungskuratorium Maschinenbau, 2001. *Bruchmechanischer Festigkeitsnachweis*. 1. Auflage Hrsg. Frankfurt am Mein: VDMA Verlag GmbH.
- Forschungskuratorium Maschinenbau, e., 1996. *Vereinheitlichung von Proben für Schwingversuche - Abschlussbericht Vorhaben Nr.198, Heft 217*, Clausthal: s.n.
- FOSTA - Forschungsvereinigung Stahlanwendungen e.V. (G. Nüsse), 2011. *REFRESH - Lebensdauerverlängerung bestehender und neuer geschweißter Stahlkonstruktionen, Forschung für die Praxis P 702*, Düsseldorf: Verlag und Vertriebsgesellschaft mbH.
- Fritz, A. H. & Schulze, G., 2006. *Fertigungstechnik*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Fuhrmann, C., 2007. *Laser-Lichtbogen-Hybridschweißen bis zu Blechdicken von 25 mm (Dissertation)*. RWTH Aachen: Shaker Verlag.
- Goldak, J. A. & Akhlaghi, M., 2005. *Computational Welding Mechanics*. New York: Springer Science+Business Media, Inc.

- Gook, S. et al., 2008. Schweißen im Dickblechbereich mit einem 20-kW-Faserlaser. In: *DVS-Berichtband 250 - Große Schweißtechnische Tagung 2008*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 264-270.
- Gross, D. & Seelig, T., 2007. *Bruchmechanik - Mit einer Einführung in die Mikromechanik*. 4. Auflage Hrsg. Berlin, Heidelberg, New York: Springer Verlag.
- Gudehus, H. & Zenner, H., 1999. *Leitfaden für eine Betriebsfestigkeitsrechnung-Empfehlung zur Lebensdauerabschätzung von Maschinenbauteilen*. 4. Auflage Hrsg. Düsseldorf: Verlag Stahleisen.
- Gurney, T., 1979. *Fatigue of welded structures*. 2nd Edition Hrsg. Cambridge: Cambridge University Press.
- Haibach, E., 2006. *Betriebsfestigkeit - Verfahren und Daten zu Bauteilberechnung*. Berlin Heidelberg: Springer-Verlag.
- Hanselka, H., Bruder, T. & Störzel, K., 2012. *Überlasten und ihre Auswirkungen auf die Betriebsfestigkeit widerstandspunktgeschweißter Feinblechstrukturen- FAT-Schriftenreihe 239*, Berlin: FAT - Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V..
- Heckel, K., 1991. *Einführung in die technische Anwendung der Bruchmechanik*. 3. Auflage Hrsg. München, Wien: Carl Hanser Verlag.
- Hildebrand, J., 2008. *Numerische Schweißsimulation- Bestimmung von Temperatur, Gefüge und Eigenspannung an Schweißverbindungen aus Stahl- und Glaswerkstoffen (Dissertation)*. Weimar: s.n.
- Hinse-Stern, A., 2004. Elektronenstrahlschweißen an Atmosphäre von Modulträgern. In: *6. Internationale Konferenz Strahltechnik*. Halle: s.n., pp. 80-85.
- Hobbacher, A., 2009. *Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components*, New York: International Institute of Welding.
- Hochreiter, G., 1995. *Unterpulverschweißen in der Praxis*. Rennigen-Mahlsheim: expert-Verlag.
- Hück, M., 1981. *Ein verbessertes Verfahren für die Auswertung von Treppenstufenversuchen*. DVM, 6. Sitzung, S. 147-176, s.n.
- Jäniche, W. & Verein Deutscher Eisenhüttenleute (Hrsg.), 1984. *Werkstoffkunde Stahl, Band 1*. Berlin: Springer-Verlag.
- Keindorf, C., 2010. *Tragverhalten und Ermüdungsfestigkeit von Sandwichtürmen für Windenergieanlagen (Dissertation)*. Hannover: Shaker Verlag.
- Killing, R. & Killing, U., 2002. *Kompendium der Schweißtechnik - Band 1: Verfahren der Schweißtechnik Band 128*. 2. Auflage Hrsg. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH.

- Kusch, M., 2004. Plasma-MIG-Schweißen - Entwicklungsstand und Anwendungspotential. In: *Innovationsforum - Hybridtechnologien - Fügetechnik für die Fertigung der Zukunft*. Halle (Saale): s.n., pp. 69-71.
- Lau, K., Konya, R. & Bach, F.-W., 2008. Untersuchungen der Eignung des Elektronenstrahlschweißens an Atmosphäre zur Verarbeitung von höherfesten verzinkten Karosseriebaustählen. In: *DVS-Berichte Band 250*. s.l.:s.n., pp. 246 - 251.
- Lee, Y.-L., Pan, Y., Hathaway, R. B. & Barkey, M. E., 2005. *Fatigue Testing and Analysis - Theory and Practice*. 1st edition Hrsg. Oxford: Elsevier Butterworth-Heinemann.
- Lindgren, L.-E., 2001. Finite Element Modeling an Simulation of Welding - Part 1: Increased Complexity. *Journal of Thermal Stresses*, pp. 141-192.
- Martin, A., Hinkelmann, K. & Esderts, A., 2011. Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitfestigkeitsbereich- Teil 1: Wie zuverlässig können 50%-Wöhlerlinien aus experimentellen Daten geschätzt werden?. *Materials Testing*, 53 (Carl Hanser Verlag, München), pp. 502-512.
- Martin, A., Hinkelmann, K. & Esderts, A., 2011. Zur Auswertung von Schwingfestigkeitsversuchen im Zeitfestigkeitsbereich- Teil 2: Wie zuverlässig kann die Standardabweichung aus experimentellen Daten geschätzt werden?. *Materials Testing*, 53 (Carl Hanser Verlag, München), pp. 513-521.
- Medgenberg, J., 2008. *Investigation of localized fatigue properties in unalloyed steels by infrared thermography (Dissertation)*. Braunschweig: Institut für Bauwerkserhaltung und Tragwerk.
- Müller, C. et al., 2012. Zur Wiederverwendung von Durchläufern im Treppenstufenversuch. *Materials Testing*, 54(Carl Hanser Verlag, München), pp. 786-792.
- Naubereit, H. & Weihert, J., 1999. *Einführung in die Ermüdungsfestigkeit-Ein Lehr- und Übungsbuch mit Beispielen*. 1. Auflage Hrsg. München Wien : Carl Hanser Verlag.
- Neuber, H., 1961. Theory of Stress Concentration for Shear-Strained Prismatical Bodies with Arbitrary Nonlinear Stress-Strain Law. *Journal of Applied Mechanics*, 12, pp. S.554-550.
- Newman, J. C. & Raju, I. S., 1981. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack. *Engineering Fracture Mechanics*, No. 1-2 Vol. 15, pp. 185-192.
- Olivier, R. & Ritter, W., 1979. *Wöhlerlinienkatalog für Schweißverbindungen aus Baustählen - Teil 1: Stumpfstoß, Einheitliche statistische Auswertung von Ergebnissen aus Schwingfestigkeitsversuchen*. 1. Auflage Hrsg. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik (DVS) GmbH.
- Olschok, S., 2008. *Laserstrahl-Lichtbogen Hybridschweißen von Stahl im Dickblechbereich (Dissertation)*. Aachen: Shaker Verlag.

- Platz, J., 2009. Moderne Hochleistungsschweißverfahren im Vergleich. In: *DVS Berichtband 258 - Große Schweißtechnische Tagung, Forschungsforum, IndustrieForum, Studentenkongress, Handwerkerforum*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 376-378.
- Poprawe, R., 2005. *Lasertechnik für die Fertigung - Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur, VDI-Buch*. s.l.:Springer-Verlag Berlin Heidelberg.
- Prokhorov, N. & Jakushin, B., 1968. theorie und Verfahren zum Bestimmen der technologischen Festigkeit von Metallen während des Kristallisationsprozesse beim Schweißen. *Schweißtechnik, Berlin, Band 18, Heft 1*, pp. 8-11.
- Radaj, D., 1988. *Wärmewirkung des Schweißens - Temperaturfeld, Eigenspannungen und Verzug*. Berlin: Springer-Verlag.
- Radaj, D., 1999. *Schweißprozesssimulation - Grundlagen und Anwendung*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH.
- Radaj, D., Sonsino, C. & Fricke, W., 2006. *Fatigue assessment of welded joints by local approaches*. 2nd edition Hrsg. Cambridge: Woodhead Publishing Limited.
- Radaj, D. & Vormwald, M., 2007. *Ermüdungsfestigkeit-Grundlagen für Ingenieure*. 3. Auflage Hrsg. Berlin: Springer-Verlag.
- Rahlf, U., 2006. Fügetechnische Herausforderungen an On- und Offshore Windenergieanlagen. In: *DVS Berichte Band 240 - Große Schweißtechnische Tagung 2006*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 228-232.
- Reisgen, U., Olschok, S., Mavany, M. & Jakobs, S., 2011. Laser Beam Submerged Arc Hybrid Welding, Lasers in Manufacturing 2011. In: *Physics Procedia 12*. s.l.:Elsevier, pp. 179-187.
- Richard, H. A. & Sander, M., 2012. *Ermüdungsrisse - Erkennen, sicher beurteilen, vermeiden*. 2. Auflage Hrsg. Wiesbaden: Viewe+Teubner Verlag, Springer Fachmedien.
- Riedel, F., 2004. Trends in der Schweiß- und Fügetechnik. In: *Tagungsband zum 6. Chemnitzer Symposium für Fügetechnik/ Schweißtechnik*. Chemnitz: s.n., pp. 13-18.
- Rosenfeld, W., Cramer, H., Schellong, B. & Schmidt, M., 2006. Das Plasma-MSG-Verfahren - In hoher Qualität schnell schweißen. In: *DVS Berichtband 240 - Große Schweißtechnische Tagung*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 32-38.
- Schmidt, K.-P. & Kammerhuber, C., 2010. Aktueller Stand der Schweißverfahren im Schiffbau. In: *Jahrbuch Schweißtechnik 2011*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 236-255.
- Schubert, G. & Kloss, I., 2001. Elektronenstrahlschweißtechnologie - Beiträge zur Vergangenheit und Gegenwart. In: *Tagungsband 7, IASTK: Hochleistungsverfahren - Grundlagen, Anwendung, Ausrüstungen*. Aachen: s.n., pp. 567-586.

Schultz, H., 2000. *Fachbuchreihe Schweißtechnik - Elektronenstrahlschweißen*. Düsseldorf: DVS-Verlag GmbH.

Schuster, J., 2004. *Heißrisse in Schweißverbindungen - Entstehung, Nachweis und Vermeidung*. Düsseldorf: Verlag für Schweißen und verwandte Verfahren DVS-Verlag GmbH.

Schuster, J., Keitel, S., Schulze, E. & Maly, H., 1999. Entstehung erstarrungsbedingter Risse in Laserstrahlschweißverbindungen an unlegierten und niedriglegierten Baustählen. *Schweißen & Schneiden 51, Heft 5*, pp. 252-257.

Schuster, J., Neubert, J., Orlick, H. & Gollnow, C., 2011. Heißrisse in der Mittelrippe von laserstrahlgeschweißten Verbindungen - Neue Erkenntnisse zum Bildungsmechanismus. In: *DVS Berichtband 275- Große Schweißtechnisch Tagung, Studentenkongress, Abschlusskolloquium Lichtbogenschweißen*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 140-146.

Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt Halle (Kranz, B.), 2006. *Verbesserung der Ermüdungsfestigkeit von Stumpfstößen mit DY-Nähten (Abschlussbericht)*, Halle: s.n.

Seeger, T., 1988. Werkstoffmechanisches Konzept der Dauer- und Zeitfestigkeit. In: *VDI-Tagung "Dauerfestigkeit und Zeitfestigkeit - Zeitgemäße Berechnungskonzepte"*. Technische Hochschule Darmstadt: Fachgebiet Werkstoffmechanik.

Seeger, T. & Heuler, P., 1984. *Ermittlung und Bewertung örtlicher Beanspruchungen zur Lebensdauerabschätzung schwingbelasteter Bauteile*, Technische Hochschule Darmstadt: Mitteilungen des Fachgebiets Werkstoffmechanik.

Seidel, W. W. & Hahn, F., 2010. *Werkstofftechnik - Werkstoffe, Eigenschaften, Prüfung, Anwendung*. 8. Hrsg. München: Carl Hanser Verlag.

Seyffarth, P., Meyer, B. & Scharff, A., 1992. *Großer Atlas Schweiß-ZTU Schaubilder*. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik, DVS-Verlag.

Sheng, I. & Chen, Y., 1992. Modeling welding by surface heating. *Journal of Engineering Materials & Technology*, Band 114, pp. 439-449.

Siewert, E., Füssel, U., Schnick, M. & Wilhelm, G., 2008. Erhöhung der Leistungsfähigkeit des Plasmastichlochschweißens und den gezielten Einsatz von Prozessgasen. In: *DVS Berichtband 250 - Große Schweißtechnische Tagung 2008*. Düsseldorf: DVS Media GmbH, pp. 500-505.

Spur, G. & Stöferle, T., 1986. *Handbuch der Fertigungstechnik, Band 5- Fügen, Hand-haben und Montieren..* München: Carl Hanser Verlag München Wien.

STAHL-EISEN-Werkstoffblätter (SEW) 088, 1993. *SEW 088 - Schweißgeeignete Feinkornbaustähle - Richtlinien für die Verarbeitung, besonders für das Schmelzschweißen*. 4. Auflage Hrsg. Düsseldorf: Verlag Stahleisen mbH, Verein Deutscher Eisenhüttenleute.

Stelling, K., 2008. *Laserstrahl-Plasma-Hybridschweißen austenitischer Stähle (Dissertation)*. Berlin: BAM-Dissertationsreihe.

Szelagowski, A., 2003. *Beitrag zur Nonvakuum-Elektronenschweißtechnik (Dissertation)*, *Fortschritt-Berichte VDI Reihe Nr.627*. s.l.:VDI Verlag.

Varfolomeev, I. et al., 2011. *Lebensdauerbewertung von Schweißverbindungen unter besonderer Berücksichtigung von Eigenspannungen- Bericht W 17/2011*, Freiburg: Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik IWM.

Veljkovic, M. et al., 2012. *High-strength steel tower for wind Turbines (HISTWIN) - Abschlussbericht Research Fund for Coal and Steel*. Brüssel: Publications Office of the European Union.

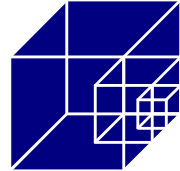
Walther, F., 2002. *Einfluss der ortsabhängigen Mikrostruktur auf das Ermüdungsverhalten hochbeanspruchter Radstähle (Dissertation)*. Kaiserslautern: Lehrstuhl für Werkstoffkunde, Technische Universität Kaiserslautern.

Walther, F., 2007. *Physikalisch basierte Messverfahren zur mikrostrukturbasierten Charakterisierung des Ermüdungsverhaltens metallischer Werkstoffe (Habilitation)- Werkstoffkundliche Berichte Band 19*. Kaiserslautern: Lehrstuhl für Werkstoffkunde, Technische Universität Kaiserslautern.

Wichers, M., 2006. *Schweißen unter einachsiger, zyklischer Beanspruchung - Experimentelle und numerische Untersuchungen (Dissertation)*. Braunschweig: Institut für Stahlbau, TU Braunschweig.

Wu, C. S., Wang, H. G. & Zhang, Y. M., 2006. A New Heat Source Model for Keyhole Plasma Arc Welding in FEM Analysis of the Temperature Profile. *Welding Journal*.

Zwick, W., 1982. *Zum Schwingfestigkeitsverhalten von UP-, ES- und EG-geschweißten Stumpfnähten*, Technische Universität Hamburg-Harburg: Schriftenreihe Schiffbau.



„Ökologische und ökonomische Hochleistungsfügetechniken für Stahlrohtürme von Windenergieanlagen - OPTIWELD“

– Anhang –

Projektlaufzeit: 1.7.2009 - 30.6.2012

Förderer: Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit
Förderkennzeichen 0325063 A-C

Projektbeteiligte:

Institut für Stahlbau, Leibniz Universität Hannover (Koordination)

Prof. Dr.-Ing. Peter Schaumann

Dipl.-Ing. Mareike Collmann

Institut für Werkstoffkunde

Prof. Dr.-Ing. habil. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Friedrich-Wilhelm Bach

Dr.-Ing. Thomas Hassel

Dipl.-Ing. Rudolf Konya

Kjellberg Finsterwalde Schweißtechnik u. Verschleißschutzsysteme GmbH

Dr.-Ing. Todd Alexander Deißer

SIAG Tube & Tower GmbH

Dipl.-Wi.-Ing. (FH) Stephan Priebe

Berichtsumfang: 32 Seiten

Dieses Vorhaben wurde gefördert vom Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages. Die Verantwortung über den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Autor.


Inhaltsverzeichnis

I	Unterpulverschweißen - Fertigen der Großproben.....	1
I.1	Schweißanweisung	1
I.1.1	Unterpulverschweißen, t = 20 mm	1
I.2	Schweißanweisung - Unterpulverschweißen, t = 30 mm	2
I.3	Aufnahme der Probengeometrie vor dem Schweißen	3
I.3.1	Bleche t = 20 mm	3
I.3.2	Bleche t = 30 mm	6
I.4	Schweißprotokolle	9
I.4.1	Probe 20.1.....	9
I.4.2	Probe 20.2.....	11
I.4.3	Probe 20.3.....	13
I.4.4	Probe 30.1.....	15
I.4.5	Probe 30.2.....	17
I.4.6	Probe 30.3.....	19
II	Zugversuche	21
II.1	Makroschliffe.....	21
II.2	Versuchsergebnisse	21
III	Dokumentation der Bruchflächen aus den Schwingversuchen	22
III.1	Proben UP, t = 20 mm.....	22
III.2	Proben UP, t = 30 mm.....	23
III.3	Proben NVEBW, t = 20 mm.....	25
IV	Formeln zur Berechnung der verwendeten Spannungsintensitätsfaktoren	27

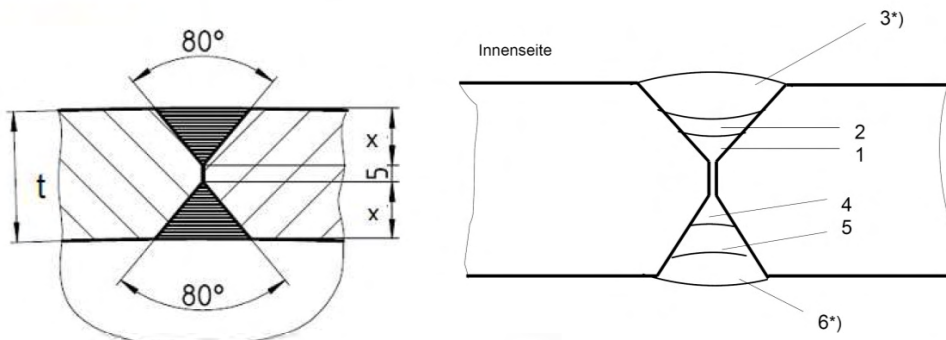
I Unterpulverschweißen - Fertigen der Großproben

I.1 Schweißanweisung

I.1.1 Unterpulverschweißen, t = 20 mm

 QM-Formblatt: Schweißanweisung		STT-FB 012
Schweißanweisung des Herstellers (WPS)		Ausgabe: 1
		Seite 1 von 1
Ort:	Leipzig	
Schweißverfahren des Herstellers	121 /123 (Unterpulverschweißen)	
Beleg-Nr.:	123 – P/BW – 1.2 – Optiweld - 1	
Naht-Vorbereitung	Bremschnitt, verschliffen (metall. blank)	
Grundwerkstoff:	Blech = S 355 J2+N nach EN 10025, 3.1	
Verarbeitungsvorschrift:	DIN 18800, DIN 4133, SEW 088	
Nahtart:	Stumpfnah (Mantel-Längsnaht)	
Fugenvorbereitung:	Doppel - Y (DY-) Naht nach DIN EN ISO 9692-2	
Bewertungsgruppe:	B nach DIN EN ISO 5817	
Werkstückdicke:	20 mm	
Schweißposition	PA (Wannenposition)	
Zusatzwerkstoff:	UP-Draht = S2 nach DIN EN 756 Pulver = SA AB 1 68 AC H5 nach DIN EN 760	
Vorwärmtemperatur:	Nahtzonenbereich = 100 – 125°C, Zwischenlagentemperatur T_z max. 220°C	
Kontaktdüsenabstand:	35 - 40 mm	
Wurzelschutz:	ggf. bei Luftspalt >1,5mm MAG mit G4Si1, Ø1,0mm	
Ausfugen:	ggf. bei Fertigungstoleranzen fugen bzw. schleifen	
Schweißnahtkennzeichnung:	nach Werkstandard WN 143	
Schweißnahtprüfung:	Prüfumfang gemäß Prüfanweisung	

Einzelheiten für das Schweißen - Gestaltung der Verbindung - Schweißfolge:
t = 20mm, x = 7,5mm



*) + 1-2 Lagen ggf. bei Fertigungstoleranzen wie Fasenwinkel und Luftspalt


Lage	Prozeß	Draht-Ø	Is [A]		Us [V]		Vs [cm/min]
			Kopf 1	Kopf 2	Kopf 1	Kopf 2	
1	121 (UP Eindraht)	4,0	540 - 570	-	27-29 (DC+)	-	55 - 60
4	121 (UP-Eindraht)	4,0	610 - 650	-	29-31 (DC+)	-	55 - 60
2 + 5	123 (UP-Tandem)	4,0 / 4,0	570 - 590	620 - 640	29-31 (DC+)	31-33 (AC)	65 - 75
3 + 6*)	123 (UP-Tandem)	4,0 / 4,0	570 - 590	550 - 600	31-33 (DC+)	33-35 (AC)	65 - 75


 SIAG Tube & Tower GmbH
 Kamener Str. 3 04347 Leipzig
 Tel.: (0341) 2391-0 Fax: (0341) 2391-411
 Hersteller

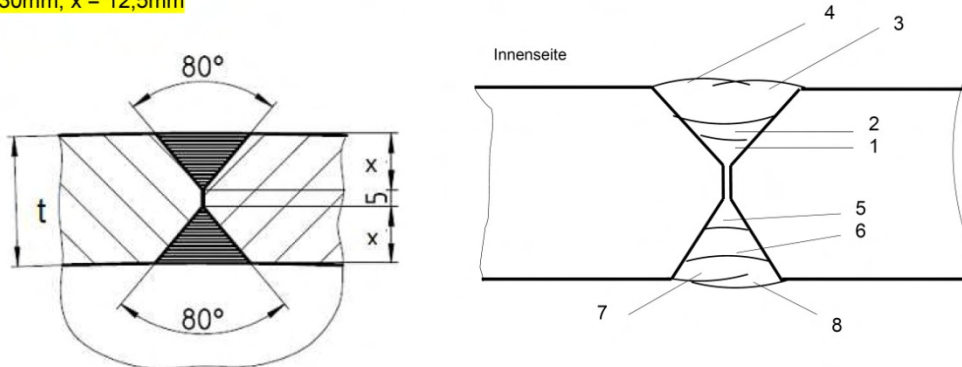
01.11.2010 Priebe – SFI / IWE

Name, Datum und Unterschrift

I.2 Schweißanweisung - Unterpulverschweißen, t = 30 mm

 SIAG TUBE & TOWER	QM-Formblatt: Schweißanweisung	STT-FB 012
	Schweißanweisung des Herstellers (WPS)	
Ort:	Leipzig	
Schweißverfahren des Herstellers	121 /123 (Unterpulverschweißen)	
Beleg-Nr.:	123 – P/BW – 1.2 – Optiweld - 2	
Naht-Vorbereitung	Brennschnitt, verschliffen (metall. blank)	
Grundwerkstoff:	Blech = S 355 J2+N nach EN 10025, 3.1	
Verarbeitungsvorschrift:	DIN 18800, DIN 4133, SEW 088	
Nahtart:	Stumpfnah (Mantel-Längsnaht)	
Fugenvorbereitung:	Doppel - Y (DY-) Naht nach DIN EN ISO 9692-2	
Bewertungsgruppe:	B nach DIN EN ISO 5817	
Werkstückdicke:	30 mm	
Schweißposition	PA (Wannenposition)	
Zusatzwerkstoff:	UP-Draht = S2 nach DIN EN 756 Pulver = SA AB 1 68 AC H5 nach DIN EN 760	
Vorwärmtemperatur:	Nahtzonenbereich = 100 – 125°C, Zwischenlagentemperatur T _z max. 220°C	
Kontaktdüsenabstand:	35 - 40 mm	
Wurzelschutz:	ggf. bei Luftspalt >1,5mm MAG mit G4Si1, Ø1,0mm	
Ausfugen:	ggf. bei Fertigungstoleranzen fugen bzw. schleifen	
Schweißnahtkennzeichnung:	nach Werkstandard WN 143	
Schweißnahtprüfung:	Prüfumfang gemäß Prüfanweisung	

Einzelheiten für das Schweißen - Gestaltung der Verbindung - Schweißfolge:
t = 30mm, x = 12,5mm



*) + 1-2 Lagen ggf. bei Fertigungstoleranzen wie Fasenwinkel und Luftspalt

Lage	Prozeß	Draht-Ø	Is [A]		Us [V]		Vs [cm/min]
			Kopf 1	Kopf 2	Kopf 1	Kopf 2	
1	121 (UP-Eindraht)	4,0	540 - 570	-	27-29 (DC+)	-	55 - 60
5	121 (UP-Eindraht)	4,0	610 - 650	-	29-31 (DC+)	-	55 - 60
2 + 6*)	123 (UP-Tandem)	4,0 / 4,0	570 - 590	620 - 640	29-31 (DC+)	31-33 (AC)	65 - 75
3 + 4	123 (UP-Tandem)	4,0 / 4,0	570 - 590	620 - 640	31-33 (DC+)	33-35 (AC)	60 - 70
7 + 8	123 (UP-Tandem)	4,0 / 4,0	570 - 590	550 - 600	31-33 (DC+)	33-35 (AC)	65 - 75

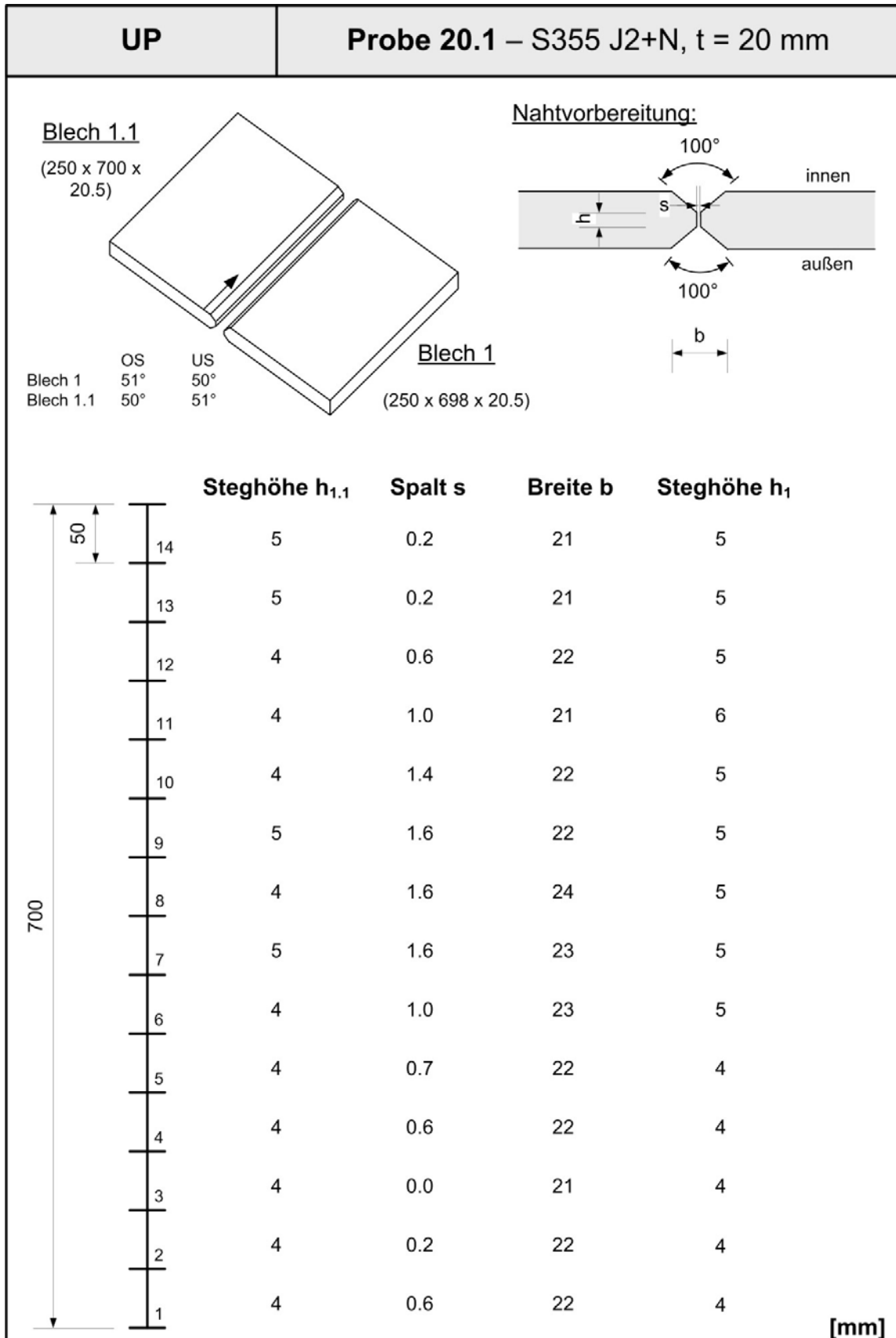
Hersteller  SIAG Tube & Tower GmbH
 Kamenzer Str. 3 04347 Leipzig
 Tel.: (0341) 2391-0 Fax: (0341) 2391-411

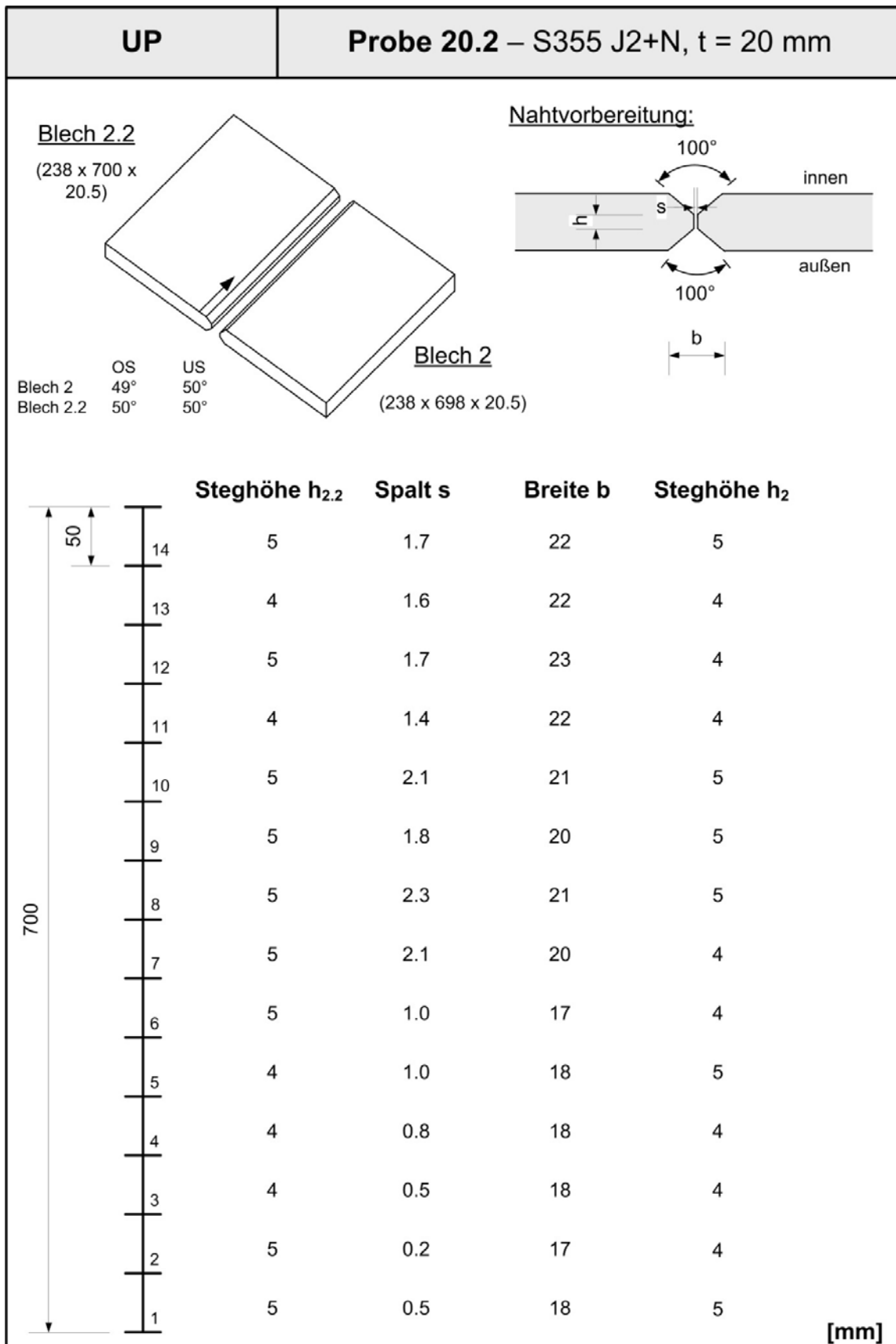
01.11.2010 Priebe – SFI / IWE

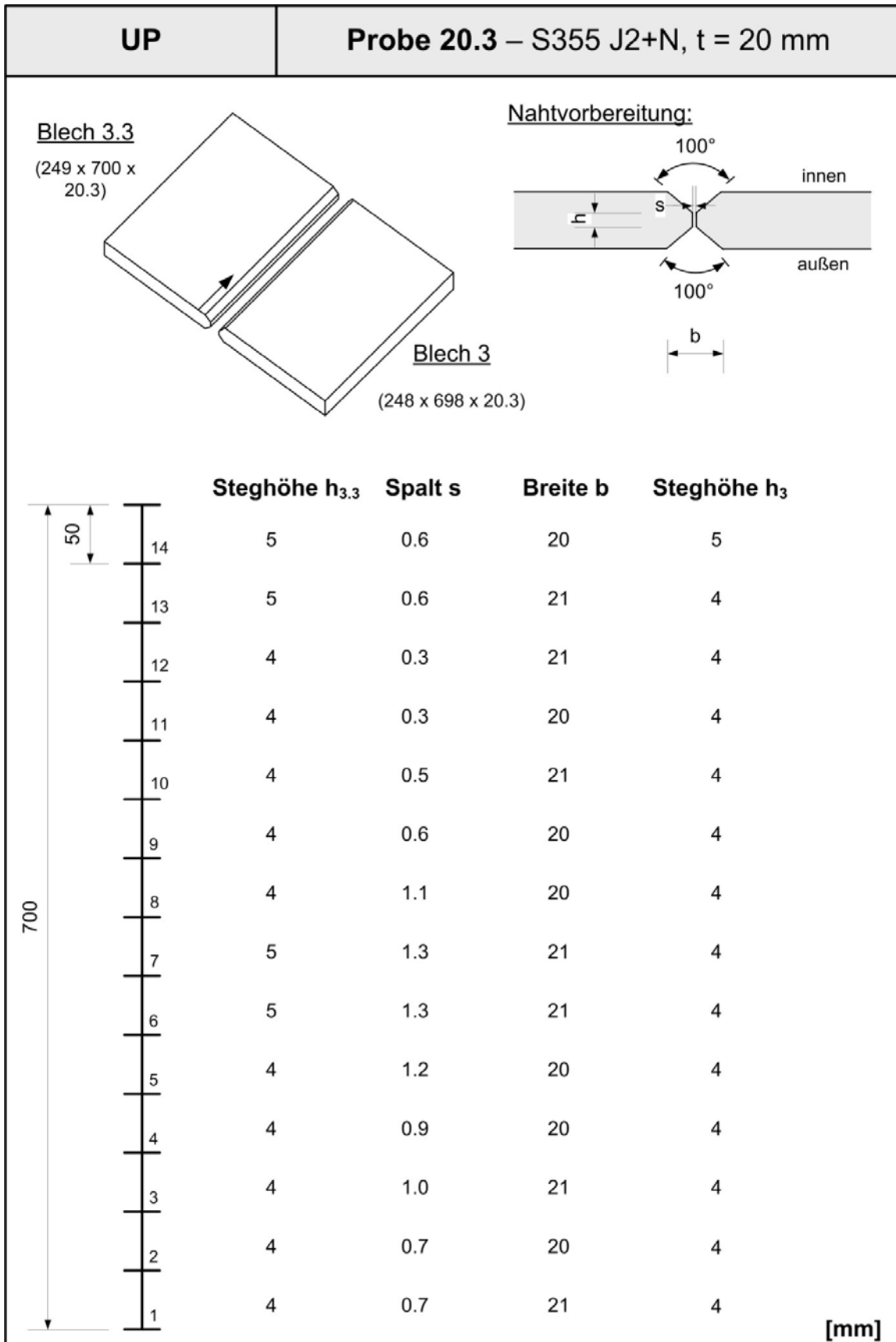
 Name, Datum und Unterschrift

I.3 Aufnahme der Probengeometrie vor dem Schweißen

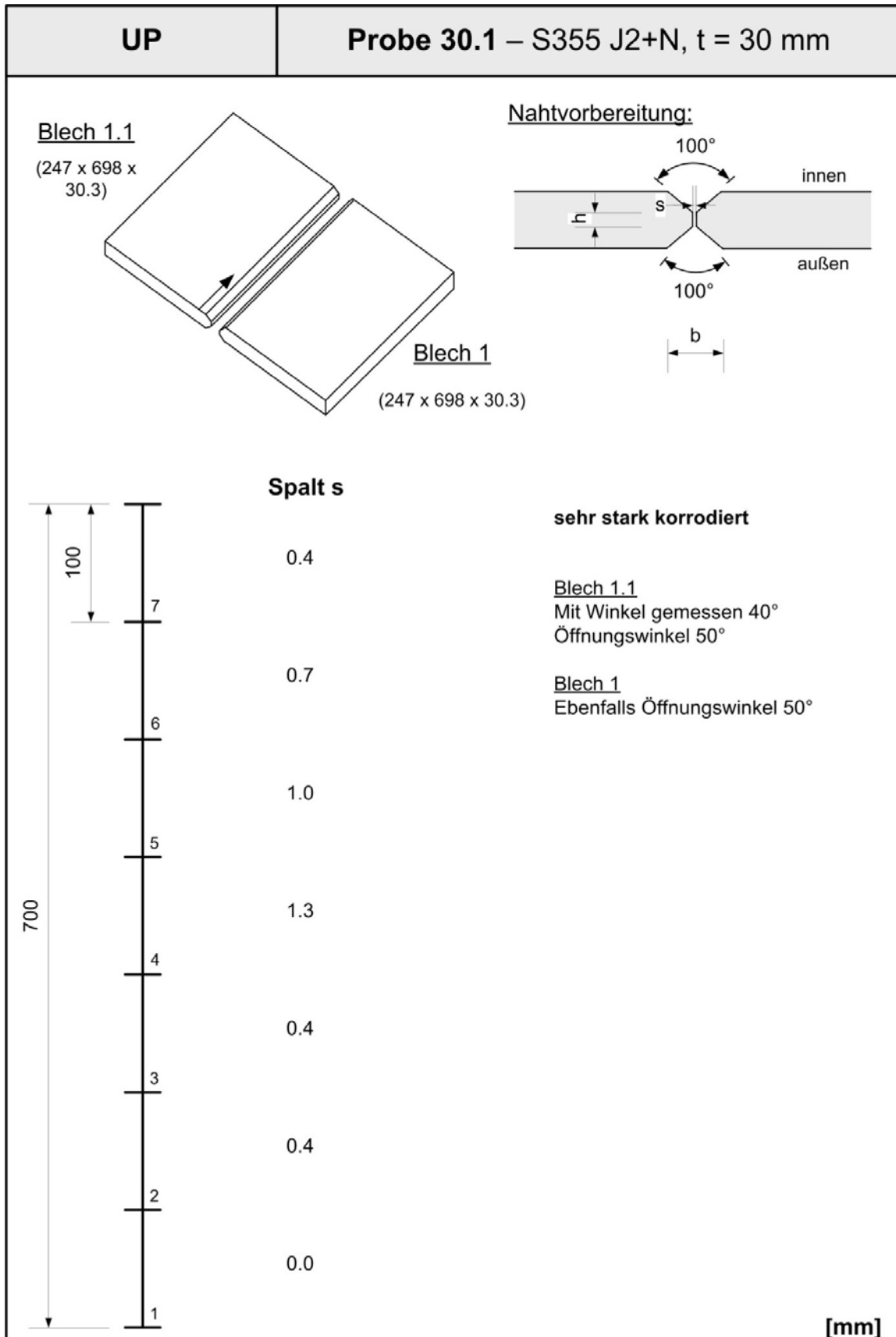
I.3.1 Bleche $t = 20$ mm

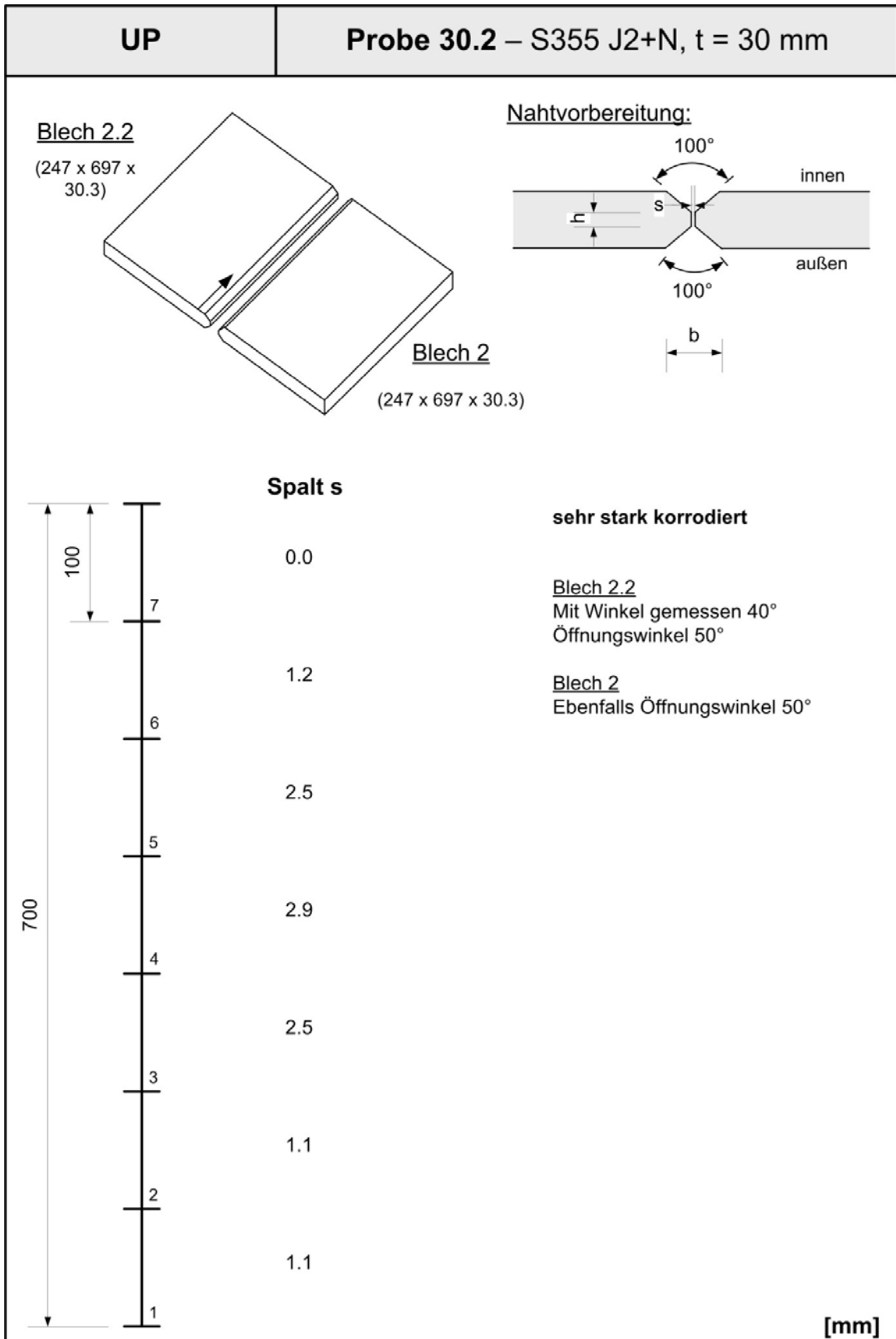


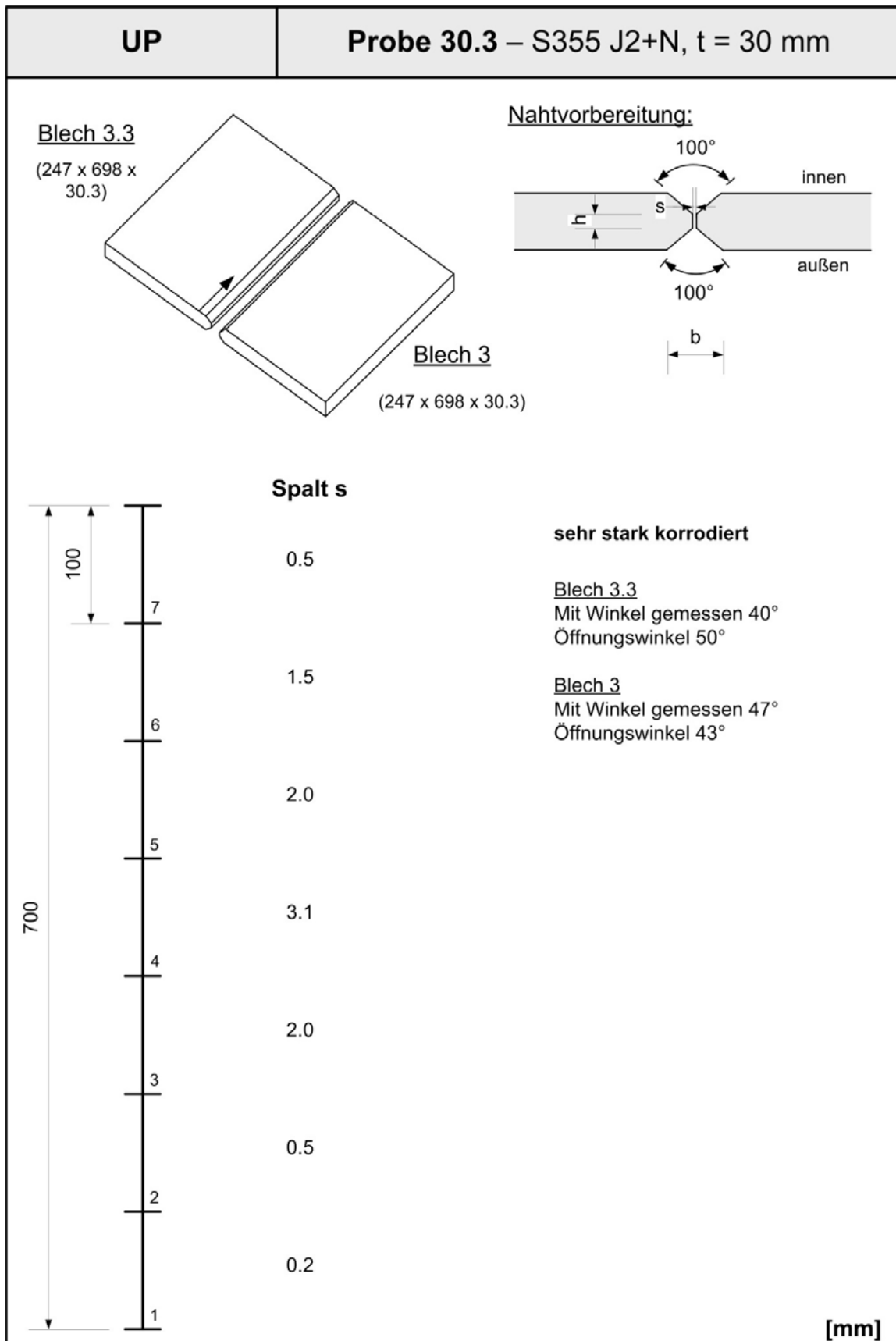




I.3.2 Bleche t = 30 mm







I.4 Schweißprotokolle

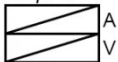
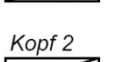
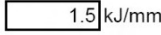

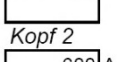
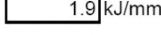
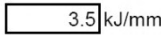
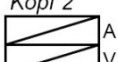
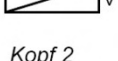
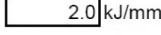
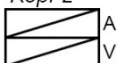
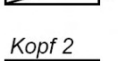
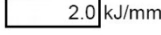
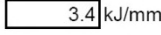




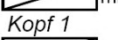





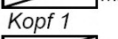





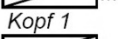







I.4.1 Probe 20.1

Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 1, Probe 20.1			
		Datum: 8.12.2010, 9:30h				
Probekörper						
Werkstoff:	S355J2+N	Nahttyp:	Stumpfnah - mehrlagig			
Draht-Ø:	4 mm	EN 756 - S2 (ESAB OK Autrod 12.20)				
Pulver:	2-20 Körnung	EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)				
Länge:	700 mm	Öffnungswinkel:	100°			
Breite:	250 mm	max. Spalt:	1.6 mm			
Blechedicke:	20 mm	Raumtemperatur:	9.8 °C			
Messtechnik						
Thermoelemente		Typ: K	Anzahl: 10			
Position	x	y	Position	x	y	
	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]	
Nr. 1	-45	350	Nr. 7	60	180	
Nr. 2	-15	350	Nr. 8	120	180	
Nr. 3	15	350	Nr. 9	15	180	US
Nr. 4	15	180	Nr. 10	45	180	US
Nr. 5	30	180	Nr. 11			
Nr. 6	45	180	Nr. 12			
Dehnungsmessstreifen		Typ:	Anzahl: 4			
Position	x	y	Position	x	y	
	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]	
Nr. 1	30	220	Nr. 4	45	220	US
Nr. 2	45	220	Nr. 5			
Nr. 3	60	220	Nr. 6			
Wegaufnehmer		Typ: induktiv	Anzahl: keine			
Position	x	y	Position	x	y	
	[mm]	[mm]		[mm]	[mm]	
Nr. 1			Nr. 4			
Nr. 2			Nr. 5			
Nr. 3			Nr. 6			
Ablauf		Ergebnis				
Durchführung:	Becker	Nahtbreite:	35 mm			
	Priebe	Wurzelbreite:	mm			
	Fricke	Nahtüberhöhung:	mm			
Datenerfassung:	Vortmann	Wurzelüberhöhung:	mm			
	Mickley	Übergang:	°			
Kommentare:		Kommentare:				
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 09524 24533 200412, freies Schrumpfen, Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca. 15 mm		Ultraschall-Prüfung in Ordnung, s. DSC_0005, Ein- und Auslaufbleche (20x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt, Einlaufblech etwa 60mm, Auslaufblech etwa 70mm Einschweißung				

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 1, Probe 20.1
			Datum: 8.12.2010, 9:30h
Einstellungen des Schweißgerätes			
<i>Lage 1 - WL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<i>Streckenenergie</i>
			<input type="text" value="1.7"/> kJ/mm
<i>Lage 2 - DL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A
Spannung:	<input type="text" value="35"/> V	Spannung:	<input type="text" value="35"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="2.5"/> kJ/mm
<i>Lage 3 - WL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="2.0"/> kJ/mm
<i>Lage 4 - ZL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A
Spannung:	<input type="text" value="30"/> V	Spannung:	<input type="text" value="30"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="2.2"/> kJ/mm
<i>Lage 5 - ZL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="560"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="560"/> A
Spannung:	<input type="text" value="30"/> V	Spannung:	<input type="text" value="30"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="520"/> mm/min	460-580	
			<input type="text" value="1.9"/> kJ/mm
<i>Lage 6 - DL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="580"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="620"/> A
Spannung:	<input type="text" value="30"/> V	Spannung:	<input type="text" value="33"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="650"/> mm/min		
			<input type="text" value="3.5"/> kJ/mm
<i>Lage 7</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="1.7"/> kJ/mm
<i>Lage 8</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="1.7"/> kJ/mm
<i>Lage 9</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="1.7"/> kJ/mm
<i>Lage 10</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	<input type="text" value="28"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		
			<input type="text" value="1.7"/> kJ/mm


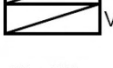
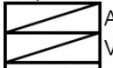
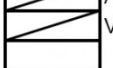

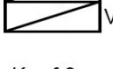


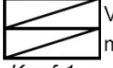
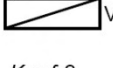
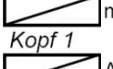
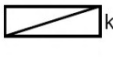


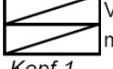
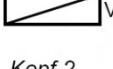

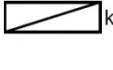



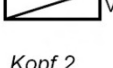



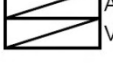

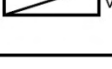


I.4.2 Probe 20.2

Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 2, Probe 20.2
			Datum: 8.12.2010, 12:30h
Probekörper			
Werkstoff:	S355J2+N		Nahttyp: Stumpfnah
Draht-Ø:	<input type="text" value="4"/> mm		EN 756 - S2 ESAB (OK Autrod 12.20)
Pulver:	<input type="text" value="2-20"/> Körnung		EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)
Länge:	<input type="text" value="700"/> mm		Öffnungswinkel: <input type="text" value="100"/> °
Breite:	<input type="text" value="238"/> mm		max. Spalt: <input type="text" value="2.3"/> mm
Blechdicke:	<input type="text" value="20"/> mm		Raumtemperatur: <input type="text" value="10.3"/> °C
Messtechnik			
Thermoelemente	Typ: K	Anzahl: <input type="text" value="10"/>	
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	[mm] [mm]
Nr. 1	<input type="text" value="-45"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 7 <input type="text" value="60"/> <input type="text" value="180"/> Totalausfall
Nr. 2	<input type="text" value="-15"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 8 <input type="text" value="120"/> <input type="text" value="180"/>
Nr. 3	<input type="text" value="15"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 9 <input type="text" value="15"/> <input type="text" value="180"/> US
Nr. 4	<input type="text" value="15"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 10 <input type="text" value="45"/> <input type="text" value="180"/> US
Nr. 5	<input type="text" value="30"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 11 <input type="text"/>
Nr. 6	<input type="text" value="45"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 12 <input type="text"/>
Dehnungsmessstreifen			
Typ:			Anzahl: <input type="text" value="4"/>
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	[mm] [mm]
Nr. 1	<input type="text" value="30"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 4 <input type="text" value="45"/> <input type="text" value="220"/> US
Nr. 2	<input type="text" value="45"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 5 <input type="text"/>
Nr. 3	<input type="text" value="60"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 6 <input type="text"/>
Wegaufnehmer			
Typ:	induktiv		Anzahl: <input type="text" value="keine"/>
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	[mm] [mm]
Nr. 1	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 4 <input type="text"/>
Nr. 2	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 5 <input type="text"/>
Nr. 3	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 6 <input type="text"/>
Ablauf		Ergebnis	
Durchführung:	<input type="text" value="Becker"/>	US	<input type="text" value="30-32"/> mm
	<input type="text" value="Priebe"/>	Wurzelbreite:	<input type="text"/> mm
	<input type="text" value="Fricke"/>	Nahtüberhöhung:	<input type="text"/> mm
Datenerfassung:	<input type="text" value="Vortmann"/>	Wurzelüberhöhung:	<input type="text"/> mm
	<input type="text" value="Mickley"/>	Übergang:	<input type="text"/> °
Kommentare:		Kommentare:	
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm + t = 4.1mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 09524 24533 200412, freies Schrumpfen, Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca.15 mm		Ultraschall-Prüfung in Ordnung, s. DSC_0007, Ein- und Auslaufbleche (20x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt, Einlaufblech etwa 70mm, Auslaufblech etwa 90mm Einschweißung	

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 2, Probe 20.2
		Datum: 8.12.2010, 12:30h	
Einstellungen des Schweißgerätes			
Lage 1 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	510 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	28 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	580 mm/min		
			Streckenenergie
			 1.5 kJ/mm
Lage 2 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	530 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	29.5 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	500 mm/min		
			 1.9 kJ/mm
Lage 3 - DL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	550 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	32 V	Spannung:	35 V
Schweißgeschwindigkeit:	670 mm/min		
			 3.5 kJ/mm
Lage 4 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	28 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	500 mm/min		
			 2.0 kJ/mm
Lage 5 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	580 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	29 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	500 mm/min		
			 2.0 kJ/mm
Lage 6 - DL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	580 A	Stromstärke:	605 A
Spannung:	30 V	Spannung:	35 V
Schweißgeschwindigkeit:	690 mm/min		
			 3.4 kJ/mm
Lage 7	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		
			 kJ/mm
Lage 8	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		
			 kJ/mm
Lage 9	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		
			 kJ/mm
Lage 10	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		
			 kJ/mm


I.4.3 Probe 20.3

Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 3, Probe 20.3
			Datum: 8.12.2010, 15:30h
Probekörper			
Werkstoff:	S355J2+N		Nahttyp: Stumpfnah
Draht-Ø:	<input type="text" value="4"/> mm		EN 756 - S2 ESAB (OK Autrod 12.20)
Pulver:	<input type="text" value="2-20"/> Körnung		EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)
Länge:	<input type="text" value="700"/> mm		Öffnungswinkel: <input type="text" value="100"/> °
Breite:	<input type="text" value="250"/> mm		max. Spalt: <input type="text" value="1.3"/> mm
Blehdicke:	<input type="text" value="20"/> mm		Raumtemperatur: <input type="text" value="11.2"/> °C
Messtechnik			
Thermoelemente		Typ: K	Anzahl: <input type="text" value="10"/>
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	x
			y
			[mm]
			[mm]
Nr. 1	<input type="text" value="-45"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 7
Nr. 2	<input type="text" value="-15"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 8
Nr. 3	<input type="text" value="15"/>	<input type="text" value="350"/>	Nr. 9
Nr. 4	<input type="text" value="15"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 10
Nr. 5	<input type="text" value="30"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 11
Nr. 6	<input type="text" value="45"/>	<input type="text" value="180"/>	Nr. 12
US totalausfa			
Dehnungsmessstreifen		Typ:	Anzahl: <input type="text" value="4"/>
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	x
			y
			[mm]
			[mm]
Nr. 1	<input type="text" value="30"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 4
Nr. 2	<input type="text" value="45"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 5
Nr. 3	<input type="text" value="60"/>	<input type="text" value="220"/>	Nr. 6
US			
Wegaufnehmer		Typ: induktiv	Anzahl: <input type="text" value="keine"/>
Position	x	y	Position
	[mm]	[mm]	x
			y
			[mm]
			[mm]
Nr. 1	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 4
Nr. 2	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 5
Nr. 3	<input type="text"/>	<input type="text"/>	Nr. 6
Ablauf			
Durchführung:	<input type="text" value="Becker"/> <input type="text" value="Priebe"/> <input type="text" value="Fricke"/>		Ergebnis
Datenerfassung:	<input type="text" value="Vortmann"/> <input type="text" value="Mickley"/>		US
Kommentare:			
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm + t = 4.1mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 09524 24533 200412, freies Schrumpfen Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca.15 mm		Nahtbreite: <input type="text" value="30-32"/> mm Wurzelbreite: <input type="text"/> mm Nahtüberhöhung: <input type="text"/> mm Wurzelüberhöhung: <input type="text"/> mm Übergang: <input type="text"/> °	
		Kommentare:	
		Ultraschall-Prüfung komplett in Ordnung, Ein- und Auslaufbleche (20x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt, Einlaufblech etwa 60mm, Auslaufblech etwa 70mm Einschweißung	

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 3, Probe 20.3
			Datum: 8.12.2010, 15:30h
Einstellungen des Schweißgerätes			
<i>Lage 1 - WL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	 A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="530"/> mm/min		<input type="text" value="1.6"/> kJ/mm
<i>Lage 2 - ZL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="520"/> A	Stromstärke:	 A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="560"/> mm/min		<input type="text" value="1.6"/> kJ/mm
<i>Lage 3 - DL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="525"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="550"/> A
Spannung:	<input type="text" value="30"/> V	Spannung:	<input type="text" value="33"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="650"/> mm/min		<input type="text" value="3.1"/> kJ/mm
<i>Lage 4 - WL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A	Stromstärke:	 A
Spannung:	<input type="text" value="28"/> V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="500"/> mm/min		<input type="text" value="2.0"/> kJ/mm
<i>Lage 5 - ZL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="590"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A
Spannung:	<input type="text" value="29"/> V	Spannung:	<input type="text" value="32"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="700"/> mm/min		<input type="text" value="3.1"/> kJ/mm
<i>Lage 6 - DL</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	<input type="text" value="550"/> A	Stromstärke:	<input type="text" value="600"/> A
Spannung:	<input type="text" value="30"/> V	Spannung:	<input type="text" value="32"/> V
Schweißgeschwindigkeit:	<input type="text" value="720"/> mm/min		<input type="text" value="3.0"/> kJ/mm
<i>Lage 7</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		 kJ/mm
<i>Lage 8</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		 kJ/mm
<i>Lage 9</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		 kJ/mm
<i>Lage 10</i>	<i>Kopf 1</i>		<i>Kopf 2</i>
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		 kJ/mm


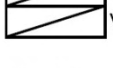
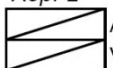



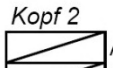
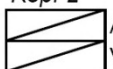
I.4.4 Probe 30.1

Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 4, Probe 30.1
		Datum: 9.12.2010, 09:00h	
Probekörper			
Werkstoff:	S355J2+N	Nahttyp:	Stumpfnah
Draht-Ø:	4 mm	EN 756 - S2 ESAB (OK Autrod 12.20)	
Pulver:	2-20 Körnung	EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)	
Länge:	700 mm	Öffnungswinkel:	100°
Breite:	250 mm	max. Spalt:	1.3 mm
Blechdicke:	30 mm	Raumtemperatur:	11.2 °C
Messtechnik			
Thermolemente		Typ: K	Anzahl: 10
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1	-45 350	Nr. 7	60 180
Nr. 2	-15 350	Nr. 8	120 180
Nr. 3	15 350	Nr. 9	15 180
Nr. 4	15 180	Nr. 10	45 180
Nr. 5	30 180	Nr. 11	
Nr. 6	45 180	Nr. 12	
			US
			US
Dehnungsmessstreifen		Typ:	Anzahl: keine
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Wegaufnehmer		Typ: induktiv	Anzahl: keine
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Ablauf		Ergebnis	
Durchführung:	Becker	Nahtbreite:	45 mm
	Priebe	Wurzelbreite:	mm
	Fricke	Nahtüberhöhung:	mm
Datenerfassung:	Vortmann	Wurzelüberhöhung:	mm
	Mickley	Übergang:	°
Kommentare:		Kommentare:	
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 08703 08Q2U1803423 M1, freies Schrumpfen, Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca.15 mm		Ultraschall-Prüfung zwei Fehler am NA (Länge 60mm und Tiefe 10-12mm), bereits ausgebessert, Ein- und Auslaufbleche (30x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt	

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 4, Probe 30.1
		Datum: 9.12.2010, 09:00h	
Einstellungen des Schweißgerätes			
Lage 1 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	520 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	28 V	Spannung:	V
Schweißgeschwindigkeit:	540 mm/min		
			Streckenenergie
			1.6 kJ/mm
Lage 2 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	580 A
Spannung:	29 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	600 mm/min		
			3.5 kJ/mm
Lage 3 - DL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	525 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	30 V	Spannung:	33 V
Schweißgeschwindigkeit:	650 mm/min		
			3.1 kJ/mm
Lage 4 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	620 A
Spannung:	28 V	Spannung:	32 V
Schweißgeschwindigkeit:	720 mm/min		
			3.1 kJ/mm
Lage 5 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	620 A
Spannung:	28 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	680 mm/min		
			3.2 kJ/mm
Lage 6 - ZL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	620 A
Spannung:	29 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	700 mm/min		
			3.2 kJ/mm
Lage 7 - ZL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	580 A
Spannung:	28 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	800 mm/min		
			2.5 kJ/mm
Lage 8 - ZL 3 neben Lage 7	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	580 A
Spannung:	28 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	670 mm/min		
			3.0 kJ/mm
Lage 9 - DL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	580 A
Spannung:	28 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	670 mm/min		
			3.1 kJ/mm
Lage 10 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	580 A	Stromstärke:	560 A
Spannung:	29 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		
			2.7 kJ/mm

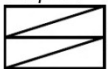
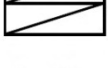
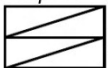
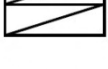
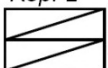
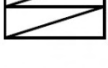





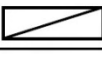
I.4.5 Probe 30.2

Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 5, Probe 30.2
			Datum: 9.12.2010, 12:00h
Probekörper			
Werkstoff:	S355J2+N	Nahttyp:	Stumpfnah
Draht-Ø:	4 mm	EN 756 - S2 ESAB (OK Autrod 12.20)	
Pulver:	2-20 Körnung	EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)	
Länge:	700 mm	Öffnungswinkel:	100°
Breite:	250 mm	max. Spalt:	2.9 mm
Blechdicke:	30 mm	Raumtemperatur:	11.2 °C
Messtechnik			
Thermoelemente		Typ: K	Anzahl: 10
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1	-45 350	Nr. 7	60 180
Nr. 2	-15 350	Nr. 8	120 180
Nr. 3	15 350	Nr. 9	15 180
Nr. 4	15 180	Nr. 10	45 180
Nr. 5	30 180	Nr. 11	
Nr. 6	45 180	Nr. 12	
			US
			US
Dehnungsmessstreifen		Typ:	Anzahl: keine
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Wegaufnehmer		Typ: induktiv	Anzahl: keine
Position	x y	Position	x y
	[mm] [mm]		[mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Ablauf		Ergebnis	
Durchführung:	Becker	Nahtbreite:	OS 45-48 mm US 50 mm
	Priebe	Wurzelbreite:	mm
	Fricke	Nahtüberhöhung:	mm
Datenerfassung:	Vortmann	Wurzelüberhöhung:	mm
	Mickley	Übergang:	mm
			°
Kommentare:		Kommentare:	
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 08703 08Q2U1803423 M1, freies Schrumpfen, Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca.15 mm, Vorwärmen mit aufgenommen		Ultraschall-Prüfung keine Beanstandung, Ein- und Auslaufbleche (30x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt	

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 5, Probe 30.2
			Datum: 9.12.2010, 12:00h
Einstellungen des Schweißgerätes			
Lage 1 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	480 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	28 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	640 mm/min		
			Streckenenergie
			1.3 kJ/mm
Lage 2 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	520 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	29 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	580 mm/min		
			1.6 kJ/mm
Lage 3 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	30 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	580 mm/min		
			1.9 kJ/mm
Lage 4 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	30 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	530 mm/min		
			2.2 kJ/mm
Lage 5 - DL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	29 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	650 mm/min		
			3.5 kJ/mm
Lage 6 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	560 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	29 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		
			2.8 kJ/mm
Lage 7 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	620 A
Spannung:	28 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	680 mm/min		
			3.2 kJ/mm
Lage 8 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	680 A	Stromstärke:	650 A
Spannung:	29 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	625 mm/min	600-650 mm/min	
			3.8 kJ/mm
Lage 9 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	28 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		
			2.8 kJ/mm
Lage 10 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	580 A	Stromstärke:	560 A
Spannung:	29 V	Spannung:	29 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		
			2.6 kJ/mm
Lage 11 - DL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	585 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	29 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	700 mm/min		
			2.9 kJ/mm
Lage 12 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	590 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	30 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		
			2.8 kJ/mm

I.4.6 Probe 30.3

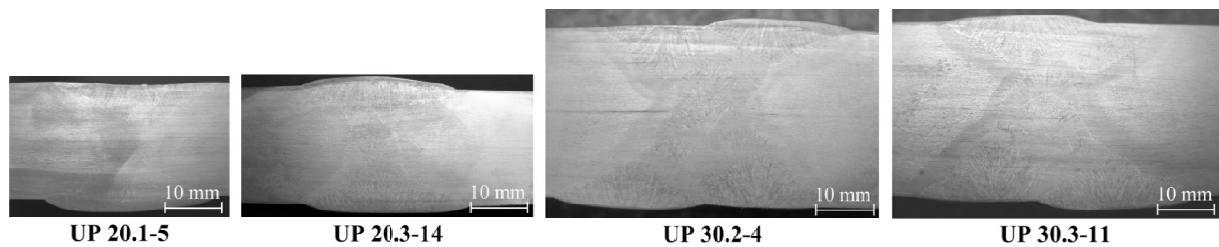
Versuchsprotokoll		Seite 1-2	Nr.: 6, Probe 30.3
		Datum: 9.12.2010, 14:30h	
Probekörper			
Werkstoff:	S355J2+N	Nahttyp:	Stumpfnah
Draht-Ø:	4 mm	EN 756 - S2 ESAB (OK Autrod 12.20)	
Pulver:	2-20 Körnung	EN 760 - SA AB 1 68 AC H5 (Oerlikon OP 139)	
Länge:	700 mm	Öffnungswinkel:	90°
Breite:	250 mm	max. Spalt:	3.1 mm
Blechdicke:	30 mm	Raumtemperatur:	11.2 °C
Messtechnik			
Thermoelemente	Typ: K	Anzahl:	10
Position	x y [mm] [mm]	Position	x y [mm] [mm]
Nr. 1	-45 350	Nr. 7	60 180
Nr. 2	-15 350	Nr. 8	120 180
Nr. 3	15 350	Nr. 9	15 180
Nr. 4	15 180	Nr. 10	45 180
Nr. 5	30 180	Nr. 11	
Nr. 6	45 180	Nr. 12	
			US US
Dehnungsmessstreifen	Typ:	Anzahl:	keine
Position	x y [mm] [mm]	Position	x y [mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Wegaufnehmer	Typ: induktiv	Anzahl:	keine
Position	x y [mm] [mm]	Position	x y [mm] [mm]
Nr. 1		Nr. 4	
Nr. 2		Nr. 5	
Nr. 3		Nr. 6	
Ablauf		Ergebnis	
Durchführung:	Becker	Nahtbreite:	OS 40-45 mm US 40 mm
	Priebe	Wurzelbreite:	mm
	Fricke	Nahtüberhöhung:	mm
Datenerfassung:	Vortmann	Wurzelüberhöhung:	mm
	Mickley	Übergang:	mm °
Kommentare:	Kommentare:		
zum Ausgleich des Spaltes eine Lage MAG; Schweißung OS Unterlage eines Bleches t = 5.3mm zum Ausgleich der Winkelschrumpfung; Stempel 08703 08Q2U1803423 M1, freies Schrumpfen, Abstand der Drähte Kopf 1 und 2 ca.15 mm	Ultraschall-Prüfung keine Beanstandung, Ein- und Auslaufbleche (30x150x150mm), Auflager Hohlprofil (100x180x8mm), Bleche etwa mittig aufgelegt,		

Versuchsprotokoll		Seite 2-2	Nr.: 6, Probe 30.3
		Datum: 9.12.2010, 14:30h	
Einstellungen des Schweißgerätes			
Lage 1 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	500 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	29 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	650 mm/min		1.3 kJ/mm
Lage 2 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	550 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	29 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	600 mm/min		1.6 kJ/mm
Lage 3 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	30 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		2.8 kJ/mm
Lage 4 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	30 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	750 mm/min		2.8 kJ/mm
Lage 5 - DL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	29.5 V	Spannung:	31.5 V
Schweißgeschwindigkeit:	580 mm/min		3.8 kJ/mm
Lage 6 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	550 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	34 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	560 mm/min		2.0 kJ/mm
Lage 7 - WL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	650 A	Stromstärke:	575 A
Spannung:	28 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	660 mm/min		3.2 kJ/mm
Lage 8 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	680 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	28 V	Spannung:	30 V
Schweißgeschwindigkeit:	700 mm/min		3.2 kJ/mm
Lage 9 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	680 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	30.5 V	Spannung:	32 V
Schweißgeschwindigkeit:	680 mm/min		3.5 kJ/mm
Lage 10 - ZL	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	660 A	Stromstärke:	600 A
Spannung:	30.5 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	670 mm/min		3.5 kJ/mm
Lage 11 - DL 1	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	600 A	Stromstärke:	550 A
Spannung:	30 V	Spannung:	31 V
Schweißgeschwindigkeit:	720 mm/min		2.9 kJ/mm
Lage 12 - DL 2	Kopf 1		Kopf 2
Stromstärke:	 A	Stromstärke:	 A
Spannung:	 V	Spannung:	 V
Schweißgeschwindigkeit:	 mm/min		 kJ/mm

II Zugversuche

II.1 Makroschliffe

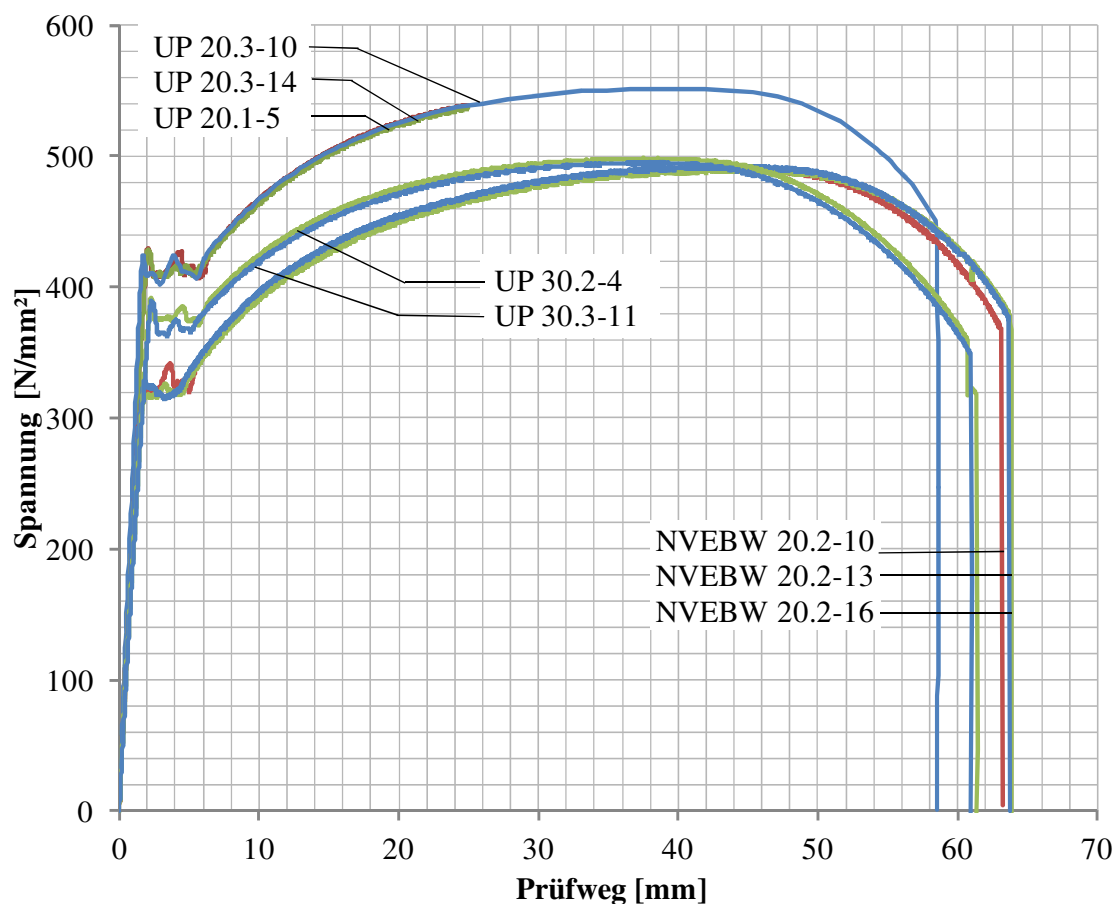
Vor Durchführung der Zugversuche wurden die Querschnittflächen im Bereich der Schweißnaht für eine Makroätzung nach Adler präpariert, um die Schweißnähte hinsichtlich Lagenaufbau, möglicher Bindefehler sowie der Grobkornbildung zu beurteilen.



II.2 Versuchsergebnisse

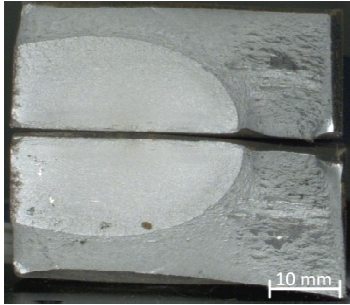
Blechdicke $t = 20$ mm, jeweils drei Proben UP und NVEBW+UP geschweißt
zusätzlich Blechdicke $t = 30$ mm, zwei Proben UP geschweißt

weggeregelt, konstante Prüfgeschwindigkeit



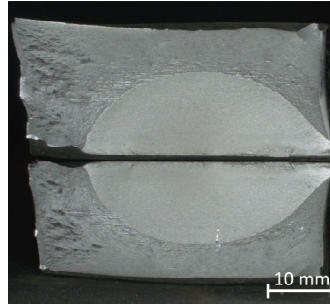
III Dokumentation der Bruchflächen aus den Schwingversuchen

III.1 Proben UP, t = 20 mm



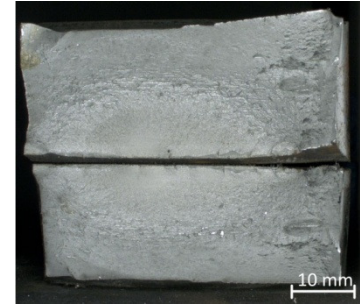
Probe UP 20.1-1

$\Delta\sigma = 260 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 688.213$



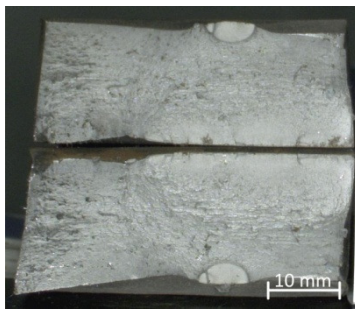
Probe UP 20.1-2

$\Delta\sigma = 260 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 456.705$



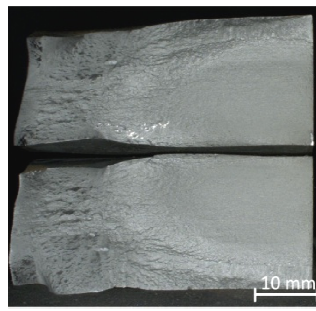
Probe UP 20.1-3

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 88.950$



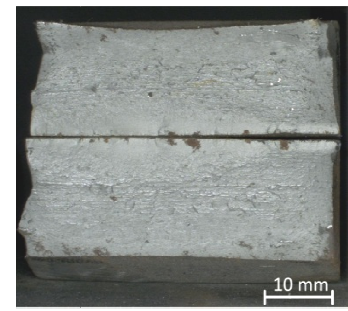
Probe UP 20.1-4

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 92.163$



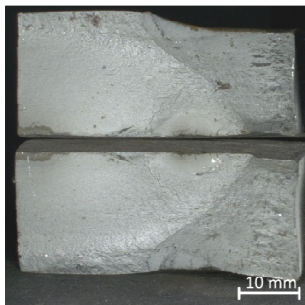
Probe UP 20.1-6 *

$\Delta\sigma = 220 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 1.104.308$



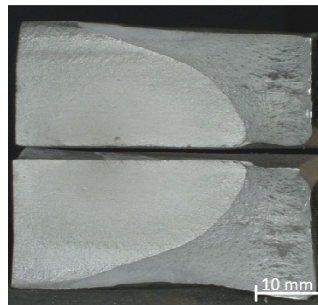
Probe UP 20.1-7

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 69.106$



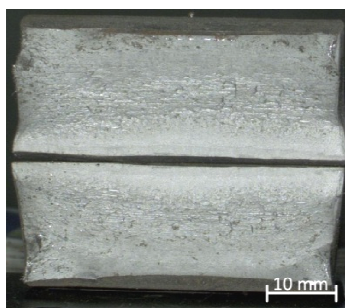
Probe UP 20.1-8

$\Delta\sigma = 220 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 492.823$



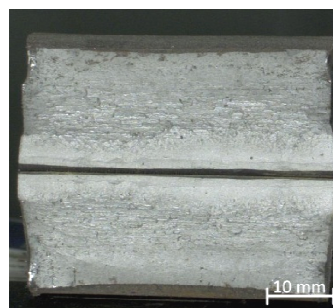
Probe UP 20.1-9

$\Delta\sigma = 180 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 847.524$



Probe UP 20.3-11

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 30.365$



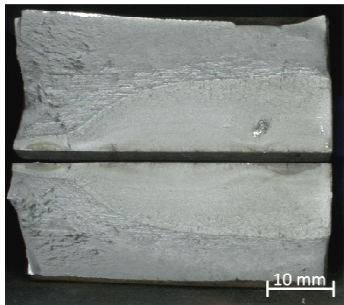
Probe UP 20.3-12

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 24.842$



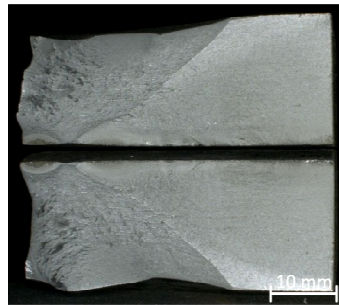
Probe UP 20.3-15

$\Delta\sigma = 260 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 279.326$



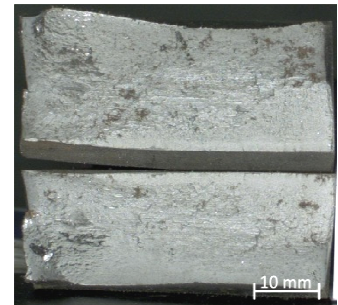
Probe UP 20.3-16

$\Delta\sigma = 260 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 245.130$



Probe UP 20.3-17

$\Delta\sigma = 220 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 766.744$



Probe UP 20.3-18

$\Delta\sigma = 380 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 35.329$

*hochgesetzter Durchlaufträger aus Versuch 13

III.2 Proben UP, $t = 30 \text{ mm}$



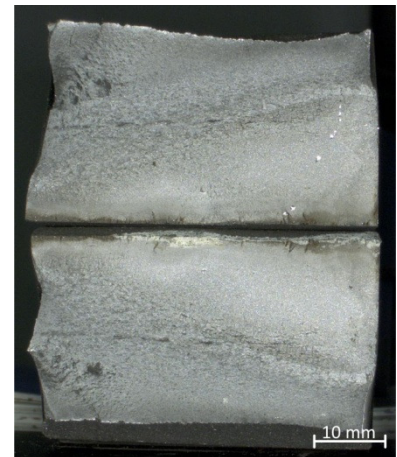
Probe UP 30.2-2

$\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 265.006$



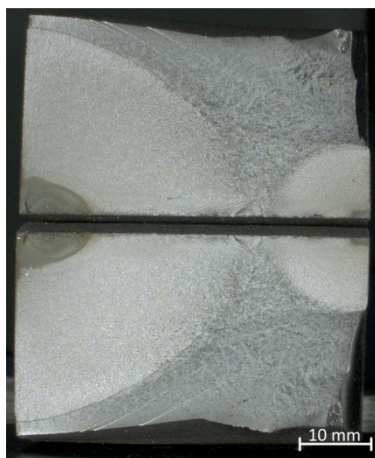
Probe UP 30.2-3

$\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 1.735.940$



Probe UP 30.2-7

$\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 448.031$



Probe UP 30.2-8

$\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 1.392.922$



Probe UP 30.2-9

$\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 476.528$



Probe UP 30.3-10
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 419.349$



Probe UP 30.3-12
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 1.011.817$



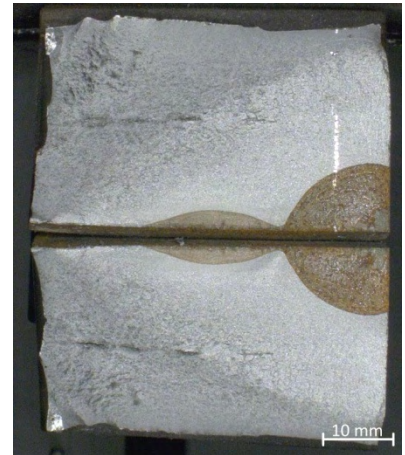
Probe UP 30.3-13
 $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 179.069$



Probe UP 30.3-14
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 972.379$



Probe UP 30.3-15
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 742.711$



Probe UP 30.3-16
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 317.253$



Probe UP 30.3-17
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 318.813$



Probe UP 30.3-18
 $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 92.099$

III.3 Proben NVEBW, t = 20 mm



Probe NVEBW 20.1-1
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 190.643$



Probe NVEBW 20.1-2
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 247.879$



Probe NVEBW 20.1-3
 $\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 465.682$



Probe NVEBW 20.1-4
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 62.095$



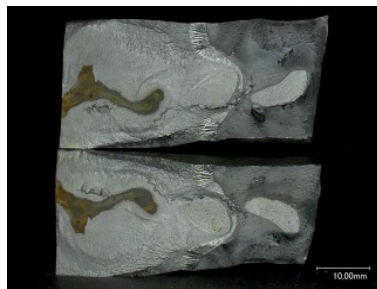
Probe NVEBW 20.1-5
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 70.114$



Probe NVEBW 20.1-6
 $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 32.778$



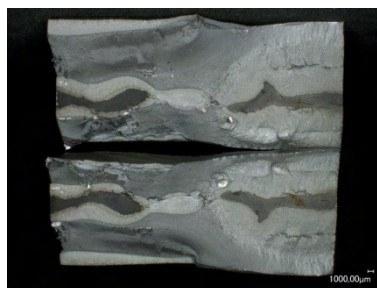
Probe NVEBW 20.1-7
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 258.022$



Probe NVEBW 20.1-8
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 127.211$



Probe NVEBW 20.2-9
 $\Delta\sigma = 150 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 2.071.805$



Probe NVEBW 20.2-11
 $\Delta\sigma = 250 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 106.103$



Probe NVEBW 20.2-12
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 97.668$



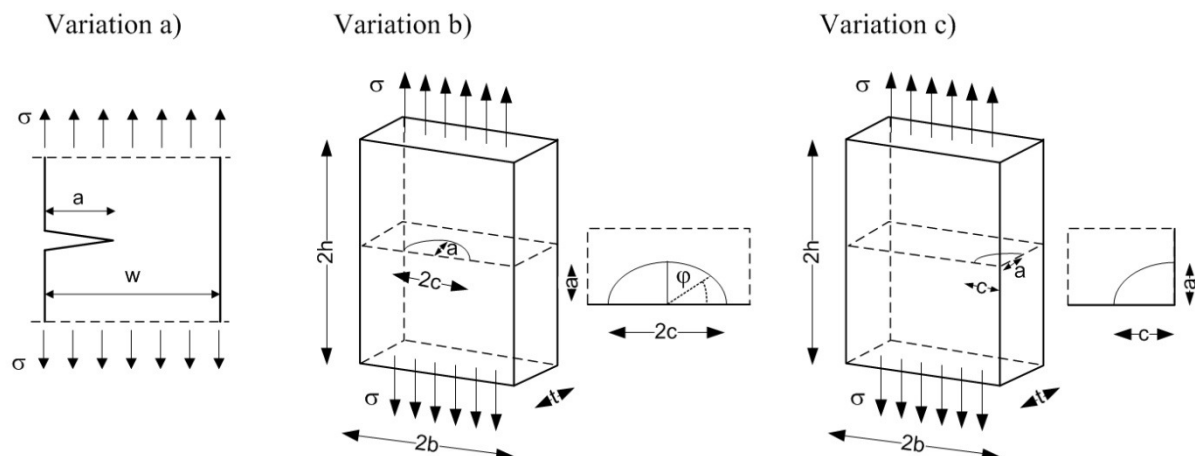
Probe NVEBW 20.2-14
 $\Delta\sigma = 300 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 26.603$



Probe NVEBW 20.2-15
 $\Delta\sigma = 200 \text{ N/mm}^2$; $N_f = 147.809$

IV Formeln zur Berechnung der verwendeten Spannungsintensitätsfaktoren

Dargestellt sind Formeln zur Berechnung des Spannungsintensitätsfaktors für eine Platte unter Zugbeanspruchung.



Variante a) Seitenanriss nach (Forschungskuratorium Maschinenbau, 1996)

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{a} \cdot \left(1,99 - 0,41 \cdot \left(\frac{a}{w} \right) + 18,7 \cdot \left(\frac{a}{w} \right)^2 - 38,48 \cdot \left(\frac{a}{w} \right)^3 + 53,85 \cdot \left(\frac{a}{w} \right)^4 \right)$$

für $a/w < 0,6$

Variante b) Halbelliptischer Oberflächenanriss nach (Newman & Raju, 1981)

$$K_I = (\sigma_t + H \cdot \sigma_b) \cdot \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q}} \cdot F \left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \varphi \right)$$

$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65} \quad \text{für } \frac{a}{c} \leq 1$$

Bei Zugbelastung σ_t

$$F = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \cdot f_\varphi \cdot g \cdot f_w$$

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \cdot \left(\frac{a}{c} \right) \quad M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \left(\frac{a}{c} \right)}$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1,0}{0,65 + \left(\frac{a}{c} \right)} + 14 \cdot \left(1,0 - \frac{a}{c} \right)^{24}$$

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \sin \varphi)^2$$

Funktion zur Beschreibung des Spannungsintensitätsfaktors in Abhängigkeit des Winkels

$$f_{\varphi} = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right]^{1/4}$$

Korrektur zur Berücksichtigung der endlichen Breite

$$f_w = \left[\left(\cos \left(\frac{\pi \cdot c}{2 \cdot b} \cdot \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right)^{-1} \right]^{1/2}$$

Variante c) Viertelelliptischer Oberflächenriss nach (Forschungskuratorium
Maschinenbau, 1996)

$$K_I = \sigma \cdot \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{Q}} \cdot F_c$$

$$Q = 1 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65} \quad \text{für } \frac{a}{c} \leq 1$$

$$F_c = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \cdot g_1 \cdot g_2 \cdot f_{\varphi}$$

$$M_1 = 1,08 - 0,03 \cdot \left(\frac{a}{c} \right) \quad M_2 = -0,44 + \frac{1,06}{0,3 + \left(\frac{a}{c} \right)}$$

$$M_3 = -0,5 + 0,25 \cdot \frac{a}{c} + 14,8 \cdot \left(1,0 - \frac{a}{c} \right)^{15}$$

$$g_1 = 1 + \left[0,08 + 0,4 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \sin \varphi)^3$$

$$g_2 = 1 + \left[0,08 + 0,15 \cdot \left(\frac{a}{t} \right)^2 \right] \cdot (1 - \cos \varphi)^3$$

Funktion zur Beschreibung des Spannungsintensitätsfaktors in Abhängigkeit des Winkels

$$f_{\varphi} = \left[\left(\frac{a}{c} \right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right]^{1/4}$$

Berichtsblatt

1. ISBN oder ISSN -	2. Berichtsart Schlussbericht
3a. Titel des Berichts Ökologische und ökonomische Hochleistungsfügetechniken für Stahlrohtürme von Windenergieanlagen - OPTIWELD	
3b. Titel der Publikation -	
4a. Autoren des Berichts (Name, Vorname(n)) Schaumann, Peter; Collmann, Mareike; Bach, Friedrich-Wilhelm; Hassel, Thomas; Konya, Rudolf; Deißer, Todd Alexander; Priebe, Stephan	5. Abschlussdatum des Vorhabens 31.08.2012
	6. Veröffentlichungsdatum
4b. Autoren der Publikation (Name, Vorname(n)) -	7. Form der Publikation
	-
8. Durchführende Institution(en) (Name, Adresse) Leibniz Universität Hannover, Institut für Stahlbau, Appelstr. 9A, 30167 Hannover Leibniz Universität Hannover, Institut für Werkstoffkunde, Unterwassertechnikum, Lise-Meitner-Str. 1, 30823 Garbsen Kjellberg Finsterwalde Schweißtechnik und Verschleißschutzsystem GmbH, Stockumer Str. 28, 58453 Witten SIAG Tube & Tower GmbH, Kamenzer Str. 3, 04347 Leipzig	9. Ber. Nr. Durchführende Institution -
	10. Förderkennzeichen 0325063 A-C
	11a. Seitenzahl Bericht 165
	11b. Seitenzahl der Publikation -
	12. Literaturangaben 93
13. Fördernde Institution (Name, Adresse) Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit (BMU), Postfach 12 06 29, 53048 Bonn	14. Tabellen 22
	15. Abbildungen 74
	-
16. Zusätzliche Angaben -	
17. Vorgelegt bei (Titel, Ort, Datum) -	
18. Kurzfassung <p>Die zunehmende Größe von Windenergieanlagen und die damit steigenden Belastungen führen zu einer deutlichen Steigerung der Dimensionen der Turmkonstruktion, die als Hauptelement der Tragstruktur überwiegend als Stahlrohrturm ausgeführt wird. Mit den derzeit eingesetzten Schweißverfahren erreichen die Hersteller Grenzen der wirtschaftlichen Effizienz und technischen Durchführbarkeit. Ziel des Vorhabens war daher, neuartige hybride Schweißverfahren durch die Kombination von Hochleistungs-Lichtbogen- und Strahlschweißverfahren zu entwickeln. Diese Verfahren sollen bei der Verarbeitung dicker Grobbleche größere Einschweißiefen, kürzere Schweißzeiten und hochwertige Schweißnähte ermöglichen.</p> <p>Für die Entwicklung des neuartigen Plasma-Unterpulver (UP)-Hybridschweißens wurden mehrere Modifikationen des Plasmaprozesses notwendig, um die Leistungsfähigkeit für eine Anwendung im Dickblechbereich zu steigern, die das ursprünglich verwendete Plasmafugenhobeln nicht bieten konnte. Das Plasmastichlochschweißen zeigte den gewünschten Tiefschweißeffekt und wurde für das Schweißen von Baustählen mit einer Blechdicke von bis zu 15 mm experimentell erprobt. Dies erweitert das Leistungsspektrum des Verfahrens deutlich und zeigt Potential für weitere Entwicklungsschritte auf. Weiterhin konnten die Erkenntnisse für das Zusammenspiel von Unterpulver- und Plasmaschweißen in einem hybriden Fügeverfahren ausgebaut werden.</p> <p>Während der Schweißprozessentwicklung beider Verfahren traten systematisch, rissartige Defekte im Schweißgut auf, die als eine besondere Form des Erstarrungsrisses - als sogenannter Mittelrippendefekt - charakterisiert werden konnten. Diese Defektbildung durch ein Vorwärmen des Werkstücks zu vermeiden, zeigte positive Wirkung: Proben geringerer Abmessungen, d.h. mit einer Schweißnahtlänge von bis zu 200 mm, wiesen nahezu keine Defekte auf. Bei einer Überführung auf größere Abmessungen mit Schweißnahtlänge von 700 mm musste für große Nahtbereiche wieder eine Schädigung festgestellt werden. Somit erhöhen auch konstruktionsbedingte Randbedingungen, wie beispielsweise das Eigenspannungsfeld als ein weiterer Aspekt, die Neigung zur Bildung von Mittelrippendefekten. Umfangreiche experimentelle und theoretische Schwingfestigkeitsuntersuchungen dieser vorgeschädigten Proben zeigten gegenüber konventionell unterpulvergeschweißten Verbindungen eine deutliche Reduzierung der Ermüdungsfestigkeit von etwa 46% und zeigen die Notwendigkeit fehlerfrei geschweißter Nähte für dynamisch beanspruchte Konstruktionen.</p> <p>Die vorliegenden Forschungsergebnisse der drei Teilprojekte wurden von den Projektbeteiligten in einem Bericht zusammengefasst. Sie liefern grundlegende Erkenntnisse für die Entwicklung der Schweißverfahren und vielversprechende Ansätze, um das Potential neuartiger Hochleistungsfügetechniken in der Fertigung großer und schwerer Stahlkonstruktionen nutzen zu können. Weitere Entwicklungen sind notwendig, um reproduzierbar, hochwertige Schweißergebnisse zu erzielen.</p>	
19. Schlagwörter Stahlrohrturmfertigung, Hochleistungsfügeverfahren, Plasma-UP-Hybridschweißen, Elektronenstrahlschweißen an der Atmosphäre, Schweißdefektbildung, Ermüdungsfestigkeit dicker Bleche	
20. Verlag -	21. Preis -

I) Hinweis für Bearbeiter/in:

Auf das Förderkennzeichen des BMU soll auch in der Veröffentlichung hingewiesen werden.

BMU-Vordr. 3831/10.02