

Experimentelle Untersuchung laserstrahlgeschweißter Titan-T-Stöße und ihr Laserstrahlrichtprozess für die Anwendung in der Luftfahrtindustrie

(Vom Prüfungsausschuss des Fachbereichs Produkt- und Prozessinnovation (PPI) der Leuphana Universität Lüneburg zur Erlangung des akademischen Grades eines Master of Science (M.Sc.) angenommene Masterarbeit)

M. Frönd

Experimentelle Untersuchung laserstrahlgeschweißter Titan-T-Stöße und ihr Laserstrahlrichtprozess für die Anwendung in der Luftfahrtindustrie

(Vom Prüfungsausschuss des Fachbereichs Produkt- und Prozessinnovation (PPI) der Leuphana Universität Lüneburg zur Erlangung des akademischen Grades eines Master of Science (M.Sc.) angenommene Masterarbeit)

M. Frönd

Die HZG Reporte werden kostenlos abgegeben.
HZG Reports are available free of charge.

Anforderungen/Requests:

Helmholtz-Zentrum Geesthacht
Zentrum für Material- und Küstenforschung GmbH
Bibliothek/Library
Max-Planck-Straße 1
21502 Geesthacht
Germany
Tel.: +49 4152 87-1690
Fax.: +49 4152 87-1717
E-Mail: bibliothek@hzg.de

Druck: HZG-Hausdruckerei

Als Manuskript vervielfältigt.
Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor.

ISSN 2191-7833

Helmholtz-Zentrum Geesthacht
Zentrum für Material- und Küstenforschung GmbH
Max-Planck-Straße 1
21502 Geesthacht

www.hzg.de

Experimentelle Untersuchung laserstrahlgeschweißter Titan-T-Stöße und ihr Laserstrahlrichtprozess für die Anwendung in der Luftfahrtindustrie

(Vom Prüfungsausschuss des Fachbereichs Produkt- und Prozessinnovation (PPI) der Leuphana Universität Lüneburg zur Erlangung des akademischen Grades eines Master of Science (M.Sc.) angenommene Masterarbeit)

Martin Frönd

93 pages with 64 figures and 11 tables

Zusammenfassung

In der vorliegenden Masterarbeit wurden die Schweißbarkeit von 0,8 mm starken CP-Ti und Ti64-Blech mit Hilfe eines diodengepumptem Ytterbium Faserlaser der Firma IPG untersucht, sowie das Verformungsverhalten der hergestellten T-Stoß-Verbindung analysiert. Basierend auf den industriellen Standards wie der ISO 4578:2011 und der amerikanischen Norm AWS D 17.1:2001 wurden Schweiß- und Richtparameterstudien für die industrielle Anwendung erstellt.

Zentrales Ergebnis dieser Arbeit ist die Erstellung eines Prozesses zur normgerechten Verschweißung der genannten Materialien, sowie der Minimierung unerwünschter Verzugseffekte in den Bauteilen. Darüber hinaus konnten Prozessfenster ermittelt werden, deren Toleranzen sowohl industriell bedingte Schwankungen ausregeln als auch für variable Fertigungsbedingungen anpassbar sind. In diesem Kontext ist an erster Stelle die erhebliche Abhängigkeit der zu wählenden Prozessparameter in Relation zum Einstrahlwinkel des Lasers zu nennen. Dieser ist primär ausschlaggebend, wie hoch der Wärmeeinfluss im Grundblech ausfällt und wie der Laserfokus positioniert werden muss, um eine Durchschweißung zu erreichen. Darüber hinaus konnte eine sehr hohe Sensitivität hinsichtlich der optimalen Verhältnisse zwischen Leistung, Vorschub und Lage des fokussierten Lasers festgestellt werden. Diese Sensitivität erhöht sich zudem bei der Vergrößerung des Einstrahlwinkels. Für Schweißungen mit geringen Einstrahlwinkeln wurde erkannt, dass eine Schweißung in der Fügezone und ohne Versatz möglich wird, die Leistung dafür jedoch gesteigert werden muss und sich eine Strahlreflexion vom Grundblech in den Stringer einstellen kann. Diese Effekte begrenzen die Schweißung unter kleinen Einstrahlwinkeln maßgeblich.

Weiterhin wurden durch theoretische, sowie projektspezifische Betrachtungen erkannt, dass es für die herzustellenden T-Stoß-Verbindungen von Nachteil ist die Leistungsparameter zu erhöhen, da dadurch eine Vergrößerung der Wärmeeinflusszone erfolgt. Dies hat eine Steigerung des Verformungsverhaltens zur Folge, was ebenfalls für Schweißungen mit höheren Einstrahlwinkeln bewiesen werden konnte. Darüber hinaus wurde in diesem Zusammenhang eine Vertiefung der Einbrandkerbe in Stringer und Außenblech für Leistungssteigerungen und Winkelverkleinerungen festgestellt. Für das Verformungsverhalten wurde bewiesen, dass sich eine Abwinklung mittels TGM einstellt und eine Reduzierung des maximalen Winkels im Falle einer T-Stoß-Verbindung, im Vergleich zu nicht gefügtem Material einstellt. Die gewonnenen Erkenntnisse konnten auf einen 6-Stringer-Demonstrator übertragen werden, der erfolgreich verschweißt und gerichtet wurde.

Experimental investigation of laser beam welded titanium T-joints and their laser forming process for aircraft application

Abstract

In the following master thesis the weldability of dissimilar T-joints between commercially pure titanium (CP-Ti) skin and Ti-6Al-4V (Ti64) stringer using a continuous wave 8 kW ytterbium fiber laser as well as the possibility of subsequent laser straightening process of these joints were investigated. Based on commonly used industrial standards like the ISO 4578:2011 and AWS D 17.1:200, parametric studies on the weldability of two different titanium alloys and the feasibility of compensating the inherent angular distortion after welding by laser heating were carried out. Essential result of this work is the development of the laser beam welding (LBW) process for T-joints between CP-Ti and Ti64 in accordance with the requirements of the standards, as well as the prevention of undesirable distortional effects.

Optimal process parameters adaptable to specific manufacturing conditions led to sufficient quality of the weldments in spite of inherent inaccuracies of the industrial welding process. In this context the significant dependence of the weld quality from the incidence angle and position was found. This dependency is of great importance since it determines the heat cycles of the skin heat affected zone imposed by the LBW process. The thermal cycles strongly affect the penetration into the skin and the angle distortion. For different positions of the laser spot relatively to the skin, laser power and the welding speed were varied in order to achieve an optimal weld quality. The sensitivity of the welding process increases with increasing the incident angle of the laser beam. For welding with lower incident angles the laser spot can be positioned in the intersection point of the skin and stringer surfaces, however in this case the laser power has to be increased to provide a sufficient penetration depth as well as to prevent reflection of the laser radiation from the skin surface into the stringer.

These effects restrict the feasibility of the LBW process with incident angles lower than 15° . Incident angles higher than 25° increase the heat flow into the skin and lead to the enlargement of the heat affected zone and consequently undesirable angular distortion of the skin. The undercut depths in the stringer and the skin were found to increase with increasing laser power and decreasing incidence angle. For the general behaviour of the material upon laser heating the temperature-gradient mechanism was applied. The parameters of the laser heating process minimize the welding distortion using the same laser equipment as for welding. The obtained results were effectively transferred to a 6-stringer-demonstrator with length up to 500 mm which was successfully welded and straightened in accordance with international standards for aerospace industry.

Manuscript received / Manuskripteingang in Druckerei: 8. Dezember 2016

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	- 1 -
2	Grundlagen und Stand der Technik	- 2 -
2.1	Hochleistungsfestkörperlaser	- 2 -
2.2	Laserstrahlfokussierung	- 4 -
2.3	Laserstrahlabsorption	- 7 -
2.4	Fügen durch Laserstrahlschweißung	- 11 -
2.5	Laserstrahlschweißen im Flugzeugbau	- 13 -
2.6	Werkstückverzug und -richten unter Wärmeeinfluss	- 14 -
2.7	Titanwerkstoffe und deren industrielle Verwendung	- 21 -
3	Motivation und Zielsetzung	- 25 -
3.1	Problemstellung und industrielle Prägnanz	- 26 -
3.2	Vorgehensweise	- 27 -
4	Experimentelle Grundlagen	- 29 -
4.1	Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung.....	- 29 -
4.2	Werkstücke.....	- 30 -
4.3	Laserschweißanlage	- 31 -
4.4	Spanntechnik	- 33 -
4.5	Versuchsparameter	- 34 -
4.5.1	Schweißversuche.....	- 35 -
4.5.2	Richtversuche	- 36 -
5	Schweißnahtbeurteilung	- 39 -
5.1	Optische Charakterisierung/Sichtprüfung der Nahtausbildung.....	- 39 -
5.2	Metallographische Untersuchung.....	- 40 -
5.3	Röntgenanalyse	- 41 -
5.4	Pull-Out-Versuch	- 42 -
6	Verzugsmessung	- 44 -
6.1	Verzugsverhalten von CP-Ti.....	- 45 -
6.2	Verzugsverhalten von CP-Ti-T64-T-Stößen	- 48 -

7	Ergebnisse und Diskussion	- 49 -
7.1	Laserstrahlschweißparameter	- 49 -
7.1.1	Metallographie	- 50 -
7.1.2	Röntgenanalyse	- 53 -
7.1.3	Pull-Out-Versuche.....	- 54 -
7.2	Laserstrahlrichtparameter	- 55 -
7.2.1	Richten von CP-Ti-Blech	- 56 -
7.2.2	Richten von CP-Ti-T-Stößen.....	- 56 -
7.3	Herstellung des Demonstrators	- 57 -
7.3.1	Laserstrahlschweißen	- 58 -
7.3.2	Laserstrahlrichten	- 58 -
8	Fehlerbetrachtung und Verbesserungsansätze.....	- 61 -
8.1	Versuchsaufbau und Prozessgenauigkeit	- 61 -
8.2	Größen- und Wiederholungseffekte	- 62 -
9	Zusammenfassung.....	- 65 -
10	Ausblick.....	- 66 -

Abbildungsverzeichnis

Abbildung (1):	Ablauf zur Laserstrahlerzeugung in einem Festkörperlaser.....	- 3 -
Abbildung (2):	Schematischer Überblick des Lichtweges.....	- 3 -
Abbildung (3):	Auswirkung einer höheren Strahlqualität.....	- 4 -
Abbildung (4):	Gaußstrahl- (rot) gegenüber Realstrahlausbreitung (grün)	- 6 -
Abbildung (5):	Laserstrahlpropagation und Fokussierung	- 7 -
Abbildung (6):	Leistungsverteilung beim Wärmeleitungs- und Tiefschweißen.....	- 10 -
Abbildung (7):	Bestrahlung eines Werkstücks mit unterschiedlicher Laserstrahlintensität	- 12 -
Abbildung (8):	Gegenüberstellung der Flanschniet- und Laserstrahlschweißverbindung.....	- 13 -
Abbildung (9):	Abwinklung nach der Laserstrahlschweißung von Stringer und Blech	- 14 -
Abbildung (10):	Laserstrahlrichten eines gekrümmten Blechs	- 15 -
Abbildung (11):	Verformung eines Blechs durch Wärmeeintrag auf der Oberfläche.....	- 16 -
Abbildung (12):	„Drei-Balken-Modell“ für Spannungsverlauf im Abwinklungsprozess	- 17 -
Abbildung (13):	Bildung eines Temperaturgradienten durch Oberflächenerhitzung	- 18 -
Abbildung (14):	Winkelbildung nach dem TGM.....	- 19 -
Abbildung (15):	Mögliche Variationen in der Laserstrahlfokussierung.....	- 20 -
Abbildung (16):	Spannungs-Dehnungs-Diagramm.....	- 23 -
Abbildung (17):	Spannungs-Dehnungsdiagramm für CP-Ti und Ti64	- 24 -
Abbildung (18):	Verkehrsflugzeug mit gekennzeichneten kritischen Bereichen	- 25 -
Abbildung (19):	Veranschaulichung des Zeppelin-Effektes	- 26 -
Abbildung (20):	Ansatz zur Absaugung der Grenzschicht am Seitenleitwerk	- 26 -
Abbildung (21):	Projektablauf im Phasenmodell	- 27 -
Abbildung (22):	Inkrementelles, evolutionäres Vorgehensmodell.....	- 28 -
Abbildung (23):	Schutzgaszufuhr mit eingespanntem Werkstück	- 29 -
Abbildung (24):	Vergleich von nicht präpariertem (a) und präpariertem Stringer (b).....	- 30 -
Abbildung (25):	Vergleich von nicht präpariertem (a) und präpariertem Skin (a).....	- 31 -
Abbildung (26):	Strahl-ausbreitung.....	- 32 -
Abbildung (27):	Strahlintensität in Fokuslage	- 32 -
Abbildung (28):	Strahlintensität in Rayleighlängenlage	- 32 -
Abbildung (29):	Aufbau des Laserkopfes (links) und Zentrieransicht (rechts).....	- 33 -
Abbildung (30):	Spannvorrichtung mit eingespanntem Werkstück (Draufsicht).....	- 34 -
Abbildung (31):	Spannvorrichtung (Frontansicht) mit justiertem optischen Kopf	- 34 -
Abbildung (32):	Theoretischer Entwurf eines geometrischen Prozessfensters	- 35 -
Abbildung (33):	Höhenversatz des Lasers im Hinblick auf die Anbindung.....	- 36 -
Abbildung (34):	Versuchsaufbau für Laserricht-Vorversuchsreihe	- 37 -
Abbildung (35):	Verdickung des Werkstücks an der Biegekante	- 38 -
Abbildung (36):	Nahtausbildungen und Fehler.....	- 39 -
Abbildung (37):	Prozessfenster zur Grobbeurteilung der Schweißverbindung.....	- 40 -
Abbildung (38):	Aufbau für die Röntgenprüfung	- 41 -
Abbildung (39):	Versuchsaufbau für einen Pull-Out-Test	- 42 -
Abbildung (40):	Aufbau zur Ermittlung des Verzugswinkels mittels Laserscanner	- 44 -
Abbildung (41):	Streckenenergieverhalten aus Leistungs- zu Vorschubparameter	- 46 -
Abbildung (42):	Versuchsaufbau für die Laserricht-Vorversuchsreihe im T-Stoß	- 48 -
Abbildung (43):	Ablauf der metallographischen Analyse.....	- 50 -
Abbildung (44):	Reflexion des Laserstrahls bei großen Einstrahlwinkeln.....	- 51 -
Abbildung (45):	Schweißnaht bei Änderungen des Einstrahlwinkels 15° a) und 25°b).....	- 51 -
Abbildung (46):	Metallographische Übersicht der Leistungs- und Versatzparameter	- 52 -
Abbildung (47):	Röntgenfilmanalyse mit und ohne Poren in der Schweißnaht	- 53 -
Abbildung (48):	Spannungs-Verformungsdiagramm CP-Ti - Ti64 Schweißungen (25°).....	- 54 -
Abbildung (49):	Spannungs-Verformungsdiagramm CP-Ti-Ti64 Schweißungen (15°).....	- 55 -

Abbildung (50):	Bruchlage von CP-Ti-Ti64 Schweißung (15°) nach Pull-Out-Test.....	- 55 -
Abbildung (51):	Vergleich der Biegewinkel eines CP-Ti Blechs von Messung zu Berechnung ..	- 56 -
Abbildung (52):	Vergleich der Biegewinkel einer CP-Ti-Blech und eines T-Stoßes	- 57 -
Abbildung (53):	Geometrie der Außenhaut mit sechs Stringern ohne Richten	- 58 -
Abbildung (54):	Geometrie der Außenhaut mit sechs Stringern nach dem Richten	- 60 -
Abbildung (55):	Geometrievergleich des Demonstrators vor und nach dem Richten.....	- 60 -
Abbildung (56):	Biegeverhalten bei wiederholter Laserrichtbehandlung	- 62 -
Abbildung (57):	Größeneffekt für lange Werkstücke ohne Stringer	- 64 -
Abbildung (58):	Sechs-Stringer-Demonstrator verschiedener Länge	- 64 -
Abbildung (59):	Metallographische Übersicht der Leistungs- und Versatzparameter	XIX
Abbildung (60):	Ergebnisse der Versuchsreihe zur Schweißparameterdefinition für 25°	XX
Abbildung (61):	Ergebnisse der Laserstrahlrichtversuche für CP-Ti-Blech	XXI
Abbildung (62):	Ergebnisse der Richtexperimente für T-Stoß-Verbindungen	XXII
Abbildung (63):	Ergebnisse der Winkeländerung für mehrfache Bestrahlung (Blech).....	XXIII
Abbildung (64):	Ergebnisse der Winkeländerung für mehrfache Bestrahlung (T-Stoß).....	XXIII

Tabellenverzeichnis

Tabelle (1):	Auflistung physikalischer Eigenschaften	- 20 -
Tabelle (2):	Chemische Zusammensetzung von CP-Ti und Ti64	- 22 -
Tabelle (3):	Werkstoffeigenschaften von CP-Ti und Ti64 bei Raumtemperatur	- 22 -
Tabelle (4):	Vergleich verschiedener Metalle im industriellen Einsatz	- 24 -
Tabelle (5):	Parameter für eine optimale Schutzgaszufuhr	- 30 -
Tabelle (6):	Wichtigste Kenngrößen im Laserschweißprozess	- 32 -
Tabelle (7):	Pull-Out Probenabmessung	- 43 -
Tabelle (8):	Eckdaten der Vorversuchsreihe zur Distorsionsdarstellung im CP-Ti-Blech	- 45 -
Tabelle (9):	Prozessfenster normgerechter Schweißverbindungen von CP-Ti und Ti64	- 49 -
Tabelle (10):	Wechselwirkende Beeinflussung der Leistungs- und Versatzparameter	- 52 -
Tabelle (11):	Übersicht der verwendeten Rückformparameter	- 59 -

Symbolverzeichnis

Formelzeichen	Bedeutung	Si - Einheit
δ_{th}	Thermische Eindringtiefe	m^2
A	Absorptionsgrad/-koeffizient	-
a	Materialspezifische Temperaturleitfähigkeit	$\frac{m^2}{s}$
A_B	Bruchdehnung	% oder m
A_f	Laserfokusfläche	m^2
A_g	Gleichmaßdehnung	% oder m
$A_{T,\lambda}$	Absorptionskoeffizient in Abhängigkeit der Temperatur und Wellenlänge	-
b	Werkstückbreite	m
B_B	Grundblechbreite	m
C_H	Wärmeübergangsmenge	$\frac{W}{m^2}$
C_p	Spezifische Wärmekapazität	$\frac{J}{kg * K}$
D	Strahldurchmesser auf der Fokussierlinse	m
d_f	Fokusedurchmesser	m
d_N	Düsenabstand	m
E	Elastizitäts-Modul	$\frac{kN}{mm^2}$
E_{df}	Energiedichte bei defokussiertem Laser	$\frac{W}{m^2}$
E_f	Energiedichte im Fokus/Leistungsdichte	$\frac{W}{m^2}$
F	Fokussierzahl	-
f	Brennweite	m
F_0	Fourier-Zahl	-
f_1	Frequenz	Hz
F_H	Kraft der Beißbacken	N
F_Z	Kopfzugkraft	N

H_S	Stringerhöhe	mm
I	Intensität der Strahlung	$\frac{W}{m^2}$
i	Imaginär Zahl	-
I_0	Intensität auf der Werkstückoberfläche	$\frac{W}{m^2}$
I_r	Optische Eindringtiefe	m
λ	Wärmeausdehnungskoeffizient	$\frac{1}{K}$
L_B	Probenlänge	m
L_R	Reißlänge	km
M	Moment	N * m
M^2	Beugungsmaßzahl	-
n_C	Komplexer Brechungsindex	-
n_I	Dämpfungsindex	-
n_R	Brechungsindex	-
P_{abs}	Absorbierte Laserleistung	W
P_{Dampf}	Durch Metaldampf abströmende Laserleistung	W
P_L	Eingestrahlte Laser-Leistung	W
P_{Plasma}	Durch gebildetes Plasma abgelenkte Laserleistung	W
P_{refl}	Reflektierte Laserleistung	W
P_S	Streckenenergie	$\frac{J}{mm}$
P_{trans}	Transmittierte Laserleistung	W
Q_{ARB}	Durchfluss des Schutzgases - hintere Düse	$\frac{l}{min}$
Q_{ARF}	Durchfluss des Schutzgases - vordere Düse	$\frac{l}{min}$
Q_{ArG}	Durchfluss des Schutzgases - untere Düse	$\frac{l}{min}$
r	Eindringtiefe in das Material	mm
R_m	Zugfestigkeit	$\frac{N}{mm^2}$
$R_{p0,2}$	Dehngrenze mit 0,2 % plastischer Verformung	$\frac{N}{mm^2}$

Symbolverzeichnis

R_{Spez}	Spezifische Reißfestigkeit	$\frac{N * m}{g}$
S	Werkstückdicke	m
S_B	Grundblechdicke	m
SPP	Strahlparameterprodukt	mm*mrad
SPP_0	Kleinstmöglichstes Strahlparameterprodukt	mm*mrad
S_S	Stringerdicke	m
T	Transmissionsgrad	-
t	Zeit	s
T_0	Raum-/Umgebungstemperatur	K
T_H	Temperatur des erhitzten Bereichs	K
T_{max}	Höchsttemperatur	K
T_s	Materialspezifische Schmelztemperatur	K
T_v	Materialspezifische Verdampfungstemperatur	K
U	Elektrische Spannung	V
v_s	Vorschubgeschwindigkeit	$\frac{m}{s}$
w_0	Strahlradius unfokussiert	m
w_f	Strahlradius fokussiert/Strahltaile	m
x	Entfernung vom Zentrum des Laserfokus in x-Richtung	m
x_0	Zentrum des Laserfokus in x-Richtung	m
y	Entfernung vom Zentrum des Laserfokus in y-Richtung	m
y_0	Zentrum des Laserfokus in y-Richtung	m
Z	Entfernung zur Strahltaile	m
Z_{rf}	Rayleighlänge des fokussierten Strahls	m
Z_{ro}	Rayleighlänge des Rohstrahls	m
α	Einstrahlwinkel	°
α_b	Verzugswinkel	°
α_R	Röntgeneinstrahlwinkel	°
β	Winkel der Schutzgasdüse	°
Δa	Versatz	m

X

ΔS_B	Verdickung des Grundblechs	m
Δb	Veränderung der Werkstückbreite	m
Δh	Höhendifferenz	m
ΔT	Temperaturgradient	-
ϵ_{pl}	Plastische Dehnung	m
ϵ_{th}	Thermische Dehnung	m
ζ	Wärmeübergangskoeffizient	$\frac{W}{m^2 * K}$
Θ_0	Halber Divergenz-Öffnungswinkel unfokussiert	°
Θ_f	Halber Divergenz-Öffnungswinkel fokussiert	°
Θ_n	Divergenz-Öffnungswinkel	°
λ	Wellenlänge	nm
ρ	Dichte	$\frac{Kg}{m^3}$
ρ	Wärmeleitfähigkeit/-koeffizient	$\frac{W}{m * K}$
σ	Spannung	$\frac{N}{mm^2}$
σ_Y	Streckgrenze/Fließgrenze	$\frac{N}{m^2}$
ω	Kreisfrequenz	Hz
K	Strahlqualitätszahl	-

Einheitenverzeichnis

Bezeichnung	Si - Einheit
Ampère	A
Druck	bar
Joule	J
Kelvin	K
Kilogramm	kg
Meter	m
Newton	N
Pascal	Pa
Sekunde	s
Zeit	s
Volt	V
Watt	W

1 Einleitung

Der weltweite Luftverkehr stieg in den letzten Jahren drastisch an. Allein im Jahr 2015 wurden ca. 50 Mio. mehr Passagiere als zehn Jahre zuvor befördert. Führende Unternehmen der Luftfahrtindustrie rechnen mit einer Verdopplung des Gesamtluftverkehrs bis 2032 [1]. In diesem Kontext legt die Luftfahrtindustrie ein besonderes Augenmerk auf Ressourcenschonung und die Reduzierung von Umweltverschmutzungen. Diese Maxime gab den Anstoß für das Projekt „DelasTi“, an dem die vorliegende Arbeit einen Anteil hat. Dieses Projekt wird in enger Zusammenarbeit des Helmholtz-Zentrums Geesthacht und der spanischen „LORTEK Cooperation“ sowie einem namhaften Unternehmen der Luftfahrtindustrie durchgeführt. Ein Teilziel dieses Projektes ist es, laserbasierte Technologien zur Herstellung von Titanbauteilen zu entwickeln.

Aktuell kommt es während des Fluges zu Verwirbelungen und Winkelunterbrechungen des laminaren Luftflusses an den Außenkanten der Flugzeuge. Diese erzeugen einen erhöhten Luftwiderstand und führen zu einem Anstieg des Treibstoffverbrauchs. Die Betrachtungen im Rahmen des DelasTi-Projektes fokussieren sich auf die Fertigung des Seitenleitwerks. Durch eine Perforation der vorderen Anströmfläche dieses Leitwerks soll die Grenzschicht abgesaugt und dadurch der laminare aerodynamische Fluss verbessert werden. Die Absaugung dieser Schicht hat eine engere Bindung des laminaren Flusses zurück an die Flugzeugaußenhaut zur Folge, sodass auftretende Verwirbelungen reduziert werden. Insgesamt sollen somit bis zu 3% Treibstoffeinsparung durch Gewichts- und Widerstandsreduzierungen erzielt werden. Erstmals soll in diesem Zuge eine Verbindung aus einem 0,8 mm dicken perforierten CP-Ti-Außenblech und versteifenden Stringern aus Ti6Al4V gleicher Stärke verschweißt werden. Als Schweißverfahren wird die Methode des Laserstrahlschweißens mittels diodengepumptem Ytterbium-Faserlaser genutzt. Die sich zwischen den Stringern bildenden Kammern dienen als Dekompressionsraum zur Absaugung der Grenzschicht durch das perforierte CP-Ti-Blech.

Hauptgegenstand dieser Arbeit ist im ersten Schritt die Ermittlung geeigneter Schweißparameter in Bezug auf Fehler, Aussehen und mechanischer Kennwerte zur reproduzierbaren Erzeugung einer den Luftfahrtindustriestandards entsprechenden Schweißnaht. Darüber hinaus erfolgt eine Bestimmung des sich bildenden Winkels auf der Außenseite des Außenblechs beim Aufschweißen der Stringer. Im letzten Schritt werden geeignete Parameter für die Rückformung dieser Winkel mittels Laserstrahlrichtverfahren erarbeitet. Ziel dieser Arbeit soll es somit sein, eine glatte und verzugsfreie Außenhaut des Seitenleitwerks durch das Laserstrahlschweiß- und Laserstrahlrichtverfahren aus 0,8 mm starkem Ti6Al4V und CP-Ti produzieren zu können

2 Grundlagen und Stand der Technik

Im Folgenden wird das Fügeverfahren des Laserstrahlschweißens, sowie dessen Notwendigkeit in der Luft- und Raumfahrtindustrie erläutert und der Werkstoff Titan mit seinen Eigenschaften als schweißbares Material charakterisiert. Darüber hinaus werden die wichtigsten Parameter und Eigenschaften im Bereich des Laserstrahlschweißens erläutert.

2.1 Hochleistungsfestkörperlaser

Die grundlegende Funktionsweise eines Lasers ist in der Lichtverstärkung durch stimulierte Emission von Strahlung gegeben, das Akronym LASER beschreibt daher die Funktion des „Werkzeugs“ (Light amplification by stimulated emission of radiation). Elektronen des laseraktiven Materials werden durch Energieaufnahme während der Anregung auf ein erhöhtes Energieniveau gehoben. Beim Übergang vom angeregten zum Ausgangszustand werden Photonen gleicher Wellenlänge abgegeben. Als laseraktives Material werden Stoffe bezeichnet, die durch externe Energiezufuhr in der Lage sind eine Besetzungsinversion zu vollziehen [2]. Diese liegt vor wenn sich mehr Elektronen in einem energetisch höheren Zustand befinden als im energetisch niedrigeren und somit Energie abgegeben werden kann. Der Vorgang zur Laserstrahlerzeugung, bei dem das laseraktive Material in solche Energiezustände versetzt wird, wird als Pumpen bezeichnet [3]. Die emittierten Photonen werden mit Hilfe eines totalreflektierenden Spiegels wieder zurück auf das laseraktive Material gelenkt und verstärken den Prozess, solange eine Quelle zum Treiben des Pumpvorgangs vorhanden ist. Dabei werden durch den Vorgang der stimulierten Emission aus angeregten Atomen zusätzliche Photonen herausgelöst, die in Wellenlänge, Phasenlage und Richtung den Ausgangsphotonen entsprechen. Als optische Strahlungsquelle für den in dieser Arbeit verwendeten Laser werden Laserdioden mit einer Wellenlänge von $\lambda = 808 \text{ nm}$ verwendet. Auf der gegenüberliegenden Seite des totalreflektierenden Spiegels liegt ein teilreflektierender Spiegel, der Anteile der erzeugten Photonen transmittieren lässt. Nach dem Durchlauf einer Sammellinse, eines Lichtwellenleiters (Faser), einer Kollimationslinse und einer Fokussierlinse wird der Laserstrahl abschließend auf das Werkstück geführt [4].) zeigt schematisch wie ein Pumpvorgang in einem Festkörperlaser grundsätzlich abläuft. Zur Erzeugung des Laserstrahls mit ausreichender Leistung und Intensität wird im Rahmen dieser Arbeit ein Ytterbium dotierter Faserlaser der Firma IPG verwendet. Dieser hat eine maximale Ausgangsleistung von 8 kW, die in einer 10 m langen Faser in Verbindung mit 16 Pump-Modulen à 500 W Leistung und einer Eingangsleistung von 25 kW erzeugt wird. Der verwendete Lasertyp erzeugt einen Laserstrahl mit einer Wellenlänge von $\lambda = 1070 \text{ nm}$. Der Weg des Lasers bis zum Auftreffen auf das Werkstück wird in Abbildung (2)

vereinfacht visualisiert [5]. Die theoretische Betrachtung zur Fokussierung des Laserstrahls, sowie die Möglichkeiten zur Einstellung geeigneter Parameter werden im Folgenden dargestellt.

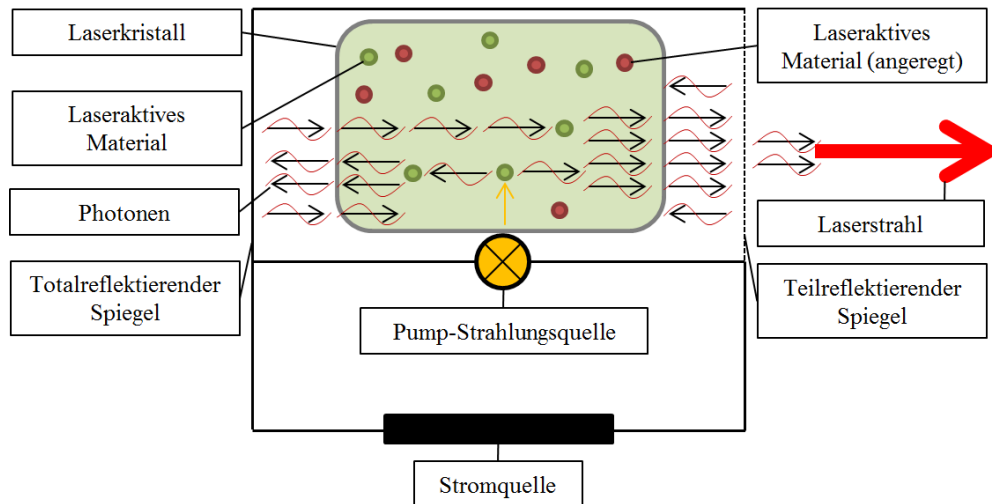


Abbildung (1): Ablauf zur Laserstrahlerzeugung in einem Festkörperlaser nach [6]

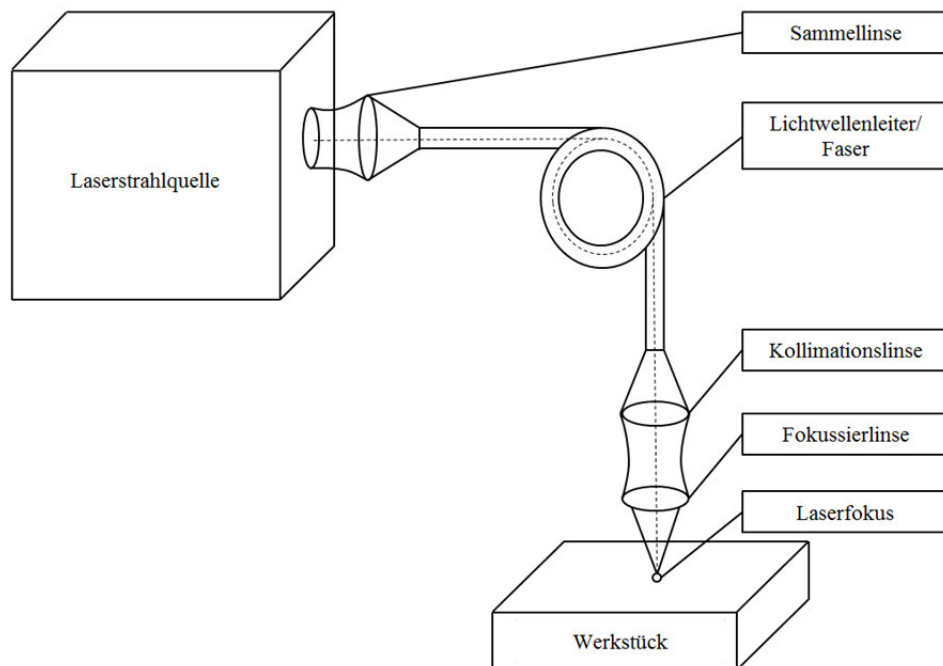


Abbildung (2): Schematischer Überblick des Lichtweges nach [5]

2.2 Laserstrahlfokussierung

Zur erfolgreichen Bearbeitung eines Werkstückes ist es von absoluter Wichtigkeit den erzeugten Laserstrahl optimal zu fokussieren. Zur Optimierung der Prozessparameter liegt das Hauptaugenmerk allgemein auf der Realisierung eines kleinen Fokaldurchmessers, der Vergrößerung des Arbeitsabstandes und der Verwendung von schlanken Optiken [7]. Eine hohe Strahlqualität ist notwendig, um einen möglichst geringen Fokaldurchmesser zu erreichen. So ist es möglich, die eingebrachte Leistung in einem Optimum zu nutzen und schmalere Schweißnähte zu erzeugen. Darüber hinaus können durch die erhöhte Intensität des Laserstrahls bei gleichbleibender Eingangsleistung höhere Vorschubgeschwindigkeiten bei der Materialbearbeitung ermöglicht werden. Dieser Vorteil ist besonders für den industriellen Einsatz von großer Bedeutung, da hierdurch Energiekosten gesenkt und Bearbeitungsprozesse effizienter werden [8]. Um die empfindliche Fokussierlinse und das vorgeschaltete Schutzglas vor Verschmutzungen und Schädigungen durch Schweißdämpfe, Spritzer, oder andere Bearbeitungsnebenwirkungen zu schützen, gilt es den Arbeitsabstand zwischen dem Werkstück und der Fokussierlinse möglichst groß zu gestalten. Dies kann mit Hilfe einer optimalen Fokussierung erreicht werden. Abbildung(3) zeigt schematisch die Verbesserungsmöglichkeiten der Laserstrahlfokussierbarkeit durch eine höhere Strahlqualität: Kleinerer Fokaldurchmesser, Umsetzung eines größeren Arbeitsabstandes und Verwendung schlankere Optiken zur Verkleinerung des Divergenzwinkels bei konstantem Fokaldurchmesser [17, 19].

Im Weiteren folgt eine theoretische Betrachtung der Laserstrahldimensionierung. Abschließend ist eine Verkleinerung der verwendeten Optiken bei gleichbleibendem Fokaldurchmesser und Brennweite zur Erzeugung kleinerer Divergenzwinkel und Gewichtseinsparungen sowie einer Verbesserung im dynamischen Verhalten der robotergeführten Prozessoptik anzustreben [17, 19].

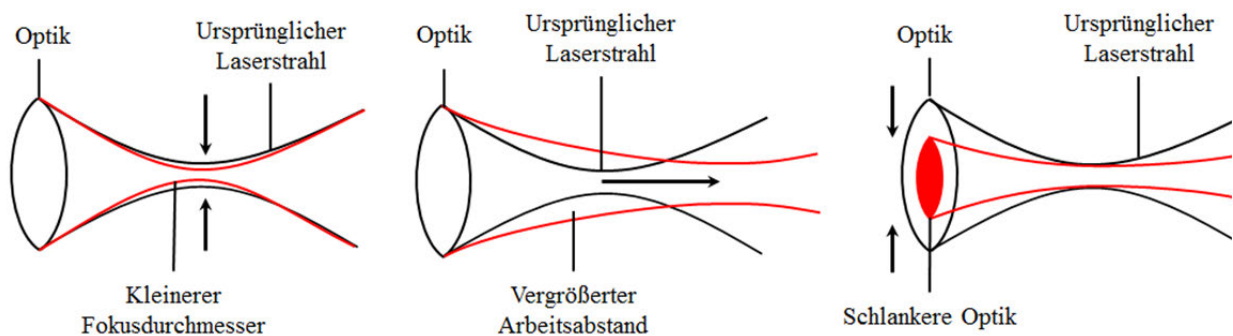


Abbildung (3): Auswirkung einer höheren Strahlqualität nach [7]

Für die Quantifizierung der Strahlqualität und der Fokussierbarkeit des Laserstrahls dient das Strahlparameterprodukt (SPP), das sich nach Gleichung (2.1) errechnet und, sofern keine weitere Beugung an optischen Elementen auftritt, für den gesamten Strahlenverlauf gleich bleibt [10]. Es ergibt sich durch:

$$SPP = w_0 * \theta_0 = w_f * \theta_f \quad (2.1)$$

und wird allgemein durch das Produkt von Strahlradius der Strahltaile (w_f) und dem halben Divergenzwinkel (θ_f) beschrieben [11]. Das Strahlparameterprodukt kann theoretisch den bestmöglichen Fall eines gaußförmigen Grundmodes, auch Gaußstrahl genannt, annehmen und ist somit physikalisch auf den kleinstmöglichen Fall nach Gleichung (2.2) begrenzt [11, 12].

$$SPP_0 = \frac{\lambda}{\pi} \quad (2.2)$$

Dieser Wert kann in der Praxis durch thermische Linseneffekte und Störgrößen im Fokussierprozess kaum erreicht werden und stellt somit einen theoretischen Referenzwert dar.

Die Ausbreitung des Gaußstrahles als idealer Strahl im Vergleich zu einem Strahl mit geringerer Qualität wird in Abbildung(4) visualisiert und zeigt den Verlauf für die idealtheoretischen Betrachtungen.

Die Fokussierbarkeit eines Laserstrahls wird in Verbindung mit dem Strahlparameterprodukt durch die Strahlqualitätszahl (K) ausgedrückt. Ihre Beziehung wird in Gleichung (2.3) aufgezeigt. Der Wert der Strahlqualitätszahl liegt im Bereich $0 < K \leq 1$ und ergibt für $K = 1$ den bestmöglichen Wert, der jedoch ebenfalls eine rein theoretische Betrachtung darstellt. Für die Strahlqualitätszahl besteht darüber hinaus ein inverser Bezug zur Beugungsmaßzahl (M^2) und ist im bestmöglichen Fall für die Lösung der Gleichung mit $M^2 = 1$ realisiert, wobei dieser Wert in der Praxis ebenfalls nur angenähert werden kann. K ergibt sich durch

$$K = \frac{\lambda}{\pi * SPP} = \frac{\lambda}{\pi * w_0 * \theta_0} = \frac{1}{M^2} \quad (2.3)$$

Bei der Betrachtung der Gleichung (2.3) und Abbildung(4) wird deutlich, dass die Beugungsmaßzahl Einfluss auf den Divergenzwinkel (θ_n) hat und sich die Rayleighlänge (Z_{rf}) bei größeren Werten für M^2 verkürzt.

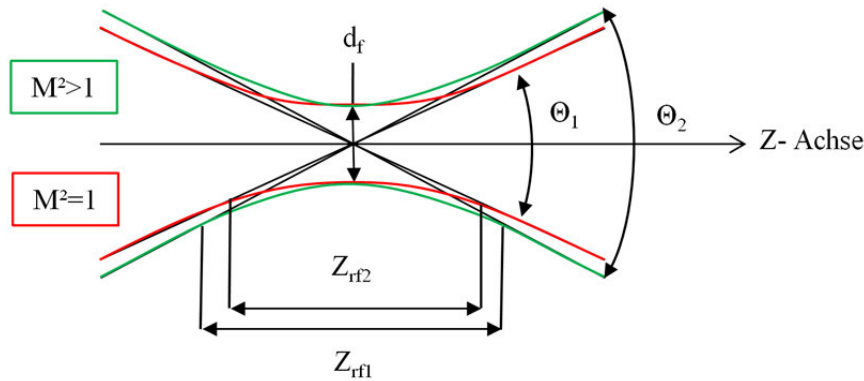


Abbildung (4): Gaußstrahl- (rot) gegenüber Realstrahlausbreitung (grün) nach [14]

Eine wichtige Kenngröße bei der Fokussierung eines Laserstrahls ist die Fokussierzahl (F), die sich nach

$$F = \frac{f}{D} \quad (2.4)$$

als Quotient aus Brennweite (f) und dem Strahldurchmesser auf der Fokussierlinse (D) ergibt. Mit Hilfe dieses Wertes kann der Fokusradius (w_f) mit

$$w_f = \frac{2 * \lambda * F * M^2}{\pi} \quad (2.5)$$

ermittelt werden. Weiterführend ergibt sich der Fokusbereich (d_f) aus

$$d_f = \frac{4 * \lambda * F}{\pi * K} \quad (2.6)$$

und ist als der Durchmesser der Strahlquerschnittsfläche senkrecht zur Strahlachse im Brennpunkt der Fokussieroptik definiert, der 86 % der Strahlleistung konzentriert [5]. Die oben bereits genannte Rayleighlänge (Z_{rf}) repräsentiert die Distanz in der optischen Achse, bis zu der sich der Durchmesser der Laserstrahltaile verdoppelt hat. An dieser Stelle ist der Radius des Laserstrahls um den Faktor $\sqrt{2}$ größer als an seiner Taille. Das bedeutet ebenso, dass sich die Leistungsdichte (E_f) an dieser Stelle halbiert. Gegeben ist die Rayleighlänge durch:

$$Z_{rf} = d_f * F \quad (2.7)$$

Die Zunahme des Fokusbereichs (d_f) steht im direkten Verhältnis zur Zunahme der Entfernung von der Strahltaile (Z), an dem der Fokusbereich den kleinstmöglichen Wert annimmt ($d_f = Z = \min$). Somit ergibt sich der variierende Strahldurchmesser ($d(Z)$) als eine Funktion in Abhängigkeit von Z nach:

$$d(Z) = df * \sqrt{1 + \left(\frac{Z}{Z_{rf}}\right)^2} \quad (2.8)$$

Um die Leistungsdichte (E_f) an der Strahltaile zu ermitteln, wird der Quotient aus der eingestrahlten Laserleistung (P_L) und der Fläche auf der die Leistung auftrifft (A_f) betrachtet. Gleichung (2.9) drückt diese Beziehung durch

$$E_f = \frac{P_L}{A_f} = \frac{P_L}{\pi * \frac{d_f^2}{4}} = \frac{P_L}{\pi * w_f^2} \quad (2.9)$$

aus. Zum Überblick der genannten Parameter in der Theorie der Laserstrahlfokussierung wird in Abbildung(5) die Fokussierung eines Laserstrahls, unter Angabe der in den Gleichungen (2.1) - (2.8) zur Berechnung der Werte notwendigen Angaben, aufgeführt.

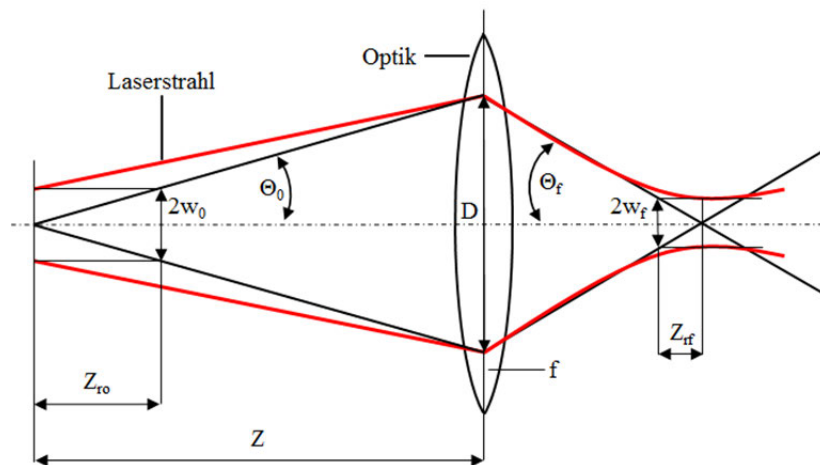


Abbildung (5): Laserstrahlpropagation und Fokussierung nach [10] Nach der theoretischen Betrachtung der Fokussierbarkeit eines Laserstrahls und dem Bezug zur Leistungsdichte, können nach den oben dargestellten Gleichungen Parametervariationen zur Leistungsmodifizierung für die Schweiß- und Richtprozesse im weiteren Verlauf der Arbeit vorgenommen werden.

2.3 Laserstrahlabsorption

Im Fall der Leistungsübertragung auf ein Werkstück mittels Laserstrahl kann nicht die vollständig eingestrahlte Leistung vom Werkstück aufgenommen werden. Sie teilt sich beim Wärmeleitungsschweißen in erster Linie in absorbierte (P_{abs}), reflektierte (P_{refl}) und transmittierte Leistung (P_{trans}) auf [9]. Um einen möglichst hohen Wirkungsgrad beim Schweißvorgang zu erreichen und somit die Aufnahme der anliegenden Leistung im Werkstück zu erhöhen, gilt es einen möglichst hohen Absorptionskoeffizienten (A) zu erreichen. Dieser

ergibt sich allgemein als Quotient der absorbierten (P_{abs}) zur eingestrahlenen Leistung (P_L) des Lasers nach [5]:

$$A = \frac{P_{\text{abs}}}{P_L} \quad (2.10)$$

Weiterführend kann das Absorptionsverhalten der anliegenden Leistung im Werkstück während des Bestrahlungsprozesses nach einer exponentiellen Schwächung der Strahlintensität entsprechend der Dämpfung einer elektromagnetischen Welle beschrieben werden. Diese wird mittels des Lambert-Beer'schen Gesetzes durch

$$I = I_0 * e^{-A*r} \quad (2.11)$$

mit der Strahlungsintensität (I), der Intensität auf der Werkstückoberfläche (I_0) und der Eindringtiefe in das Werkstück (r) ausgedrückt. Der Weg, den die Strahlung in das Material eindringt, wird als material- und wellenlängenabhängige optische Eindringtiefe, oder auch Absorptionslänge (l_r) allgemein nach

$$I_r = I_0 * e^{-A*r} \quad (2.12)$$

beschrieben. Sie definiert sich als die Tiefe, in der die Intensität der Strahlung auf

$$\frac{1}{e} * I_0 = I_0 * e^{-A*r} \quad (2.13)$$

$$e^{-1} = e^{-A*r} \quad (2.14)$$

abgefallen ist. Folglich verringert sich die Intensität (I) der Strahlung von der Anfangsintensität (I_0) an der Materialoberfläche mit zunehmender Eindringtiefe (r) unter Berücksichtigung des material- und wellenlängenabhängigen Absorptionskoeffizienten (A) [15]. Dieser ergibt sich als Erweiterung von Ausdruck (2.10) unter Beachtung des komplexen Brechungsindex

$$n_c = n_R + i * n_I \quad (2.15)$$

mit dem reellen Brechungsindex (n_R) und dem Dämpfungsindex (n_I) durch die Herleitung nach

$$A = 2 * \omega * \frac{n_I}{\lambda * f_{\text{Hz}}} \quad (2.16)$$

mit der Kreisfrequenz

$$\omega = 2 * \pi * f_{\text{Hz}} \quad (2.17)$$

zu

$$A = \frac{4 \cdot \pi \cdot n_l}{\lambda} \quad (2.18)$$

und ist ebenfalls material- und wellenlängenabhängig. Ausdruck (2.19) zeigt die Zusammensetzung der eingestrahlenen Leistung für den Tiefschweißprozess nach

$$P_L = P_{\text{refl}} + P_{\text{abs}} + P_{\text{trans}} + P_{\text{Plasma}} + P_{\text{Dampf}} \quad (2.19)$$

und berücksichtigt im Gegensatz zum Wärmeleitungsschweißen die Bildung von Metaldampf (P_{Dampf}) und (P_{Plasma}). Um den Übergang vom Wärmeleitungsschweißen zum Tiefschweißprozess abschätzen zu können, wurde in [16] und [17] die Gleichung (2.20) entwickelt. Diese legt die kritische Laserleistung für den Übergang zum Tiefschweißprozess bei einem bestimmten Fokussdurchmesser (d_f) nach

$$PL = \sqrt{\pi} \cdot d_f \cdot \lambda \cdot \sqrt{\frac{d_f \cdot v_s + 1,1 \cdot a}{a}} \cdot (T_v - T_0) \cdot A^{-1} \quad (2.20)$$

fest. Dabei sind die materialspezifische Verdampfungstemperatur (T_v), die Raum-/Umgebungstemperatur (T_0), der Absorptionskoeffizient (A), die Vorschubgeschwindigkeit im Schweißprozess (v_s) und die Temperaturleitfähigkeit eines Materials (a) notwendige Parameter zur Ermittlung des Übergangswertes.

Für die Temperaturleitfähigkeit des Materials (a) gilt nach [9] ein Verhältnis aus dem Quotienten der Wärmeleitfähigkeit (ρ) zur Wärmekapazität (C_p) und der Dichte des Stoffes (ρ) nach

$$a = \frac{\rho}{C_p \cdot \rho} \quad (2.21)$$

Abbildung (6) visualisiert eine zusammenfassende Übersicht des Wärmeleitungs- und Tiefschweißverfahrens, sowie der erläuterten Leistungsverteilungen.

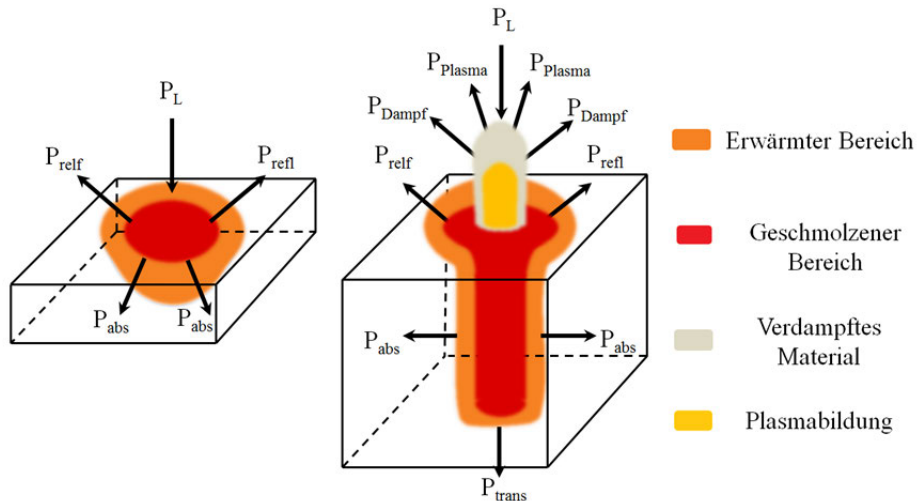


Abbildung (6): Leistungsverteilung beim Wärmeleitungs- und Tiefschweißen nach [18]. Durch den in dieser Arbeit verwendeten Faserlaser und der somit vorliegenden kurzen Wellenlänge, sowie der verwendeten Laserleistung wird nicht von einer Plasmabildung ausgegangen [19]. Darüber hinaus erfolgt keine Durchschweißung des Materials, sodass $P_{trans} = 0$ und $P_{plasma} = 0$ gilt. Die reflektierte Leistung wird für die Versuchsreihe in dieser Arbeit als sehr klein angenommen [20] und daher größtenteils vernachlässigt. In [9] wurde eine Betrachtung der Gleichung (2.20) für sehr kleine und sehr große Fokussdurchmesser und Vorschubgeschwindigkeiten vorgenommen. Diese Betrachtungen sind jedoch für die Experimente zum Ergebnis dieser Arbeit nicht relevant und werden lediglich aus Gründen der Vollständigkeit genannt. Des Weiteren wurde festgestellt, dass sich der Absorptionsgrad mit steigender Werkstücktemperatur und damit einhergehender Abnahme der Wärmeleitfähigkeit erhöht [19, 26].

Die dokumentierten theoretischen Betrachtungen bilden im weiteren Verlauf die Basis zur Abschätzung und Berechnung der gewählten Schweißparameter. Darüber hinaus werden aus den gegebenen Gleichungen Annahmen für die Erstellung geeigneter Parameter im Verfahren des Laserstrahlrichtens getroffen. Dieses Verfahren wird in Kapitel 2.6 erläutert.

2.4 Fügen durch Laserstrahlschweißung

Der Schweißvorgang wird laut DIN 1910 als ein Fügeverfahren zur dauerhaften Verbindung zweier Bauteile unter Zuhilfenahme von Druck und/oder Wärme, mit oder ohne Schweißzusatzwerkstoffen bezeichnet [19, 20]. Im fertigungstechnischen Umfeld wird es nach DIN 8580 in den Bereich der fügenden Verfahren und weiterführend in den durch Schweißung fügenden Verfahren eingeordnet [21, 22]. Im Umfeld des Laserstrahlschweißens wird maßgeblich zwischen den Arten des Wärmeleitungsschweißens und des Lasertiefschweißens unterschieden, die wiederum zu der Verfahrensgruppe der Schmelz-Verbindungsschweißverfahren gehören [19-21]. Beim Schmelzschweißen wird das Werkstück an der Fugestelle mittels Wärmezufuhr über den Schmelzpunkt hinaus erwärmt. Das Aufschmelzen eines Materials tritt dann ein, wenn die eingebrachte Energie so hoch ist, dass sie nicht mehr vom Werkstoff abgeführt werden kann. Die Wärmeabfuhr in einem Werkstoff hängt von seinem Wärmeleitkoeffizienten ab [23, 24]. Der zur Aufschmelzung des Materials benötigte Wärmeeintrag im Werkstück wird beim Laserstrahlschweißvorgang durch die Energie des Lasers bereitgestellt. Während dieses Vorgangs erfolgt eine Relativbewegung zwischen dem Werkstück und dem Laserstrahl, die eine Aufschmelzung des Materials über einen Verfahrensweg ermöglicht. In Abhängigkeit der Leistungsdichte bzw. des Energieeintrags, findet Wärmeleit- oder Tiefschweißen statt.

Bei sehr geringen Strahlintensitäten erfolgt lediglich ein Erwärmen des Werkstückes, was für Härte-und/oder Richtvorgänge zweckdienlich sein kann. Dieser Fall wird in Kapitel 2.6 vertieft. Beim Wärmeleitschweißen und der damit einhergehenden höheren Strahlintensität wird lediglich ein Teil der Werkstückoberfläche aufgeschmolzen. Ist die auf dem Werkstück auftreffende Strahlintensität hoch genug, kommt es zur Bildung einer Dampfkapillare (auch Keyhole genannt) und dem sogenannten Tiefschweißprozess. Hierbei wird durch den hohen Energieeintrag abströmender Metaldampf gebildet, der Druck auf die Schmelze ausübt, diese somit verdrängt und ein tieferes Eindringen des Laserstrahls in das Werkstück ermöglicht. Das sich so bildende Keyhole ermöglicht eine Mehrfachreflexion des Laserstrahls und erhöht damit die Absorption, sodass nahezu die vollständig eingebrachte Laserstrahlintensität genutzt werden kann. In Abhängigkeit der Leistungsdichte und der Wellenlänge des Lasers kann es zur Ionisation des Schutzgases und des Metaldampfes kommen. Durch diesen Effekt kann Plasma gebildet werden [25–28]. Bei der Nutzung eines Lasers mit hoher Wellenlänge wie beispielsweise eines CO₂-Lasers ($\lambda = 10600 \text{ nm}$) muss beachtet werden, dass der Laserstrahl durch das sich bildende Plasma abgelenkt und absorbiert werden kann. Dies kann eine Reduzierung der Leistung am Werkstück zur Folge haben [26]. Die Betrachtung der Absorption des Laserstrahls und die theoretische Betrachtung von Leistungsverlusten durch diese Effekte werden in Kapitel 2.3 vertieft.

Abbildung (7) veranschaulicht die unterschiedlichen Effekte des Erwärms eines Werkstücks bei unterschiedlich hoher Intensität des Lasers [5]. Eine sehr geringe Intensität führt zur Erwärmung der Werkstückoberfläche (a). Für die Steigerung der Strahlintensität folgt erst ein Aufschmelzen der Oberfläche, wie es für das Wärmeleitungsschweißen benötigt wird (b). Anschließend kommt es zur Bildung des Keyholes (c), bis zur Erzeugung erhöhter Metalldampf- und Plasmakonzentration, die die wirkende Laserleistung im Werkstück reduzieren können (d).

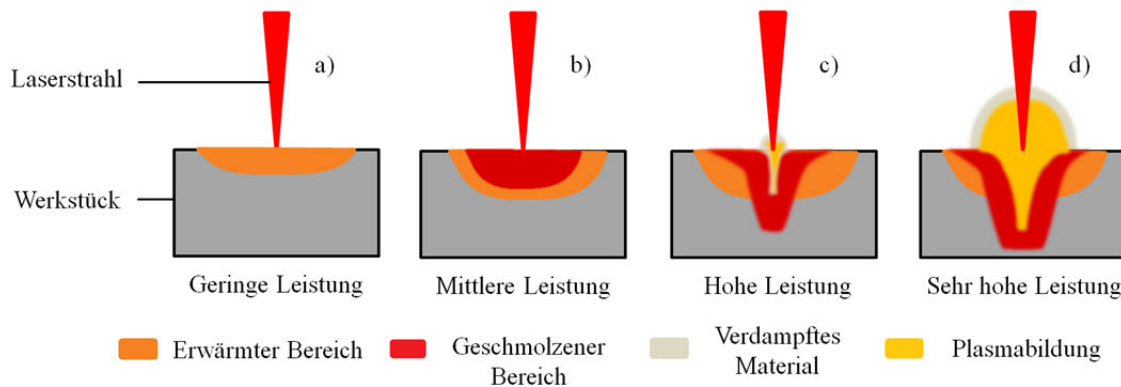


Abbildung (7): Bestrahlung eines Werkstücks mit unterschiedlicher Laserstrahlintensität nach [5]

Das Laserstrahlschweißverfahren bringt einige industriell bedeutsame Vorteile mit sich. Durch einen punktgenauen Energieeintrag in das Material, der die benötigte Arbeitstemperatur genau an der Stelle erzeugt, die es zu bearbeiten gilt, kann die Effizienz des Energieeintrags gegenüber herkömmlichen Schweißverfahren, wie dem Schweißen mit einem Schweißbrenner erheblich gesteigert werden [31]. Der daraus resultierende geringe Wärmeeintrag hat minimale Gefügeveränderungen zur Folge, wodurch lediglich ein minimaler thermischer Verzug entsteht. Darüber hinaus ermöglicht das Verfahren auch komplizierte Geometrien zu verschweißen, was die Tauglichkeit und Vorteilhaftigkeit für die industrielle Anwendung unterstreicht. Insgesamt ermöglicht die Laserstrahlschweißtechnik ein hochpräzises und berührungsloses Arbeiten, auch an schwer zugänglichen Stellen und verringert den Bedarf an Nacharbeit. Nachteilig zu bewerten sind zum heutigen Zeitpunkt die hohen Anschaffungskosten und Energiekosten für benötigte Anlagen, sowie notwendige Laserschutzmaßnahmen und Schulungen. Darüber hinaus werden kostenintensive Vorarbeiten, wie die Vorbereitung der zu verschweißenden Stoßkanten benötigt. Je nach Produktionsumfang können sich diese Investitionskosten jedoch schnell amortisieren.

2.5 Laserstrahlschweißen im Flugzeugbau

Der grundsätzliche Aufbau eines Verkehrsflugzeugrumpfs besteht aus einer versteifenden Innenstruktur, die mit mehreren innen und außen liegenden Blechen (Skin) verbunden ist. Bei der Konstruktion dieser Struktur wird im Hinblick auf Gewicht- und Treibstoffeinsparungen besonders auf einen hohen Leichtbaugrad geachtet, der sich durch möglichst wenig Materialeinsatz bei hoher Stabilität und Festigkeit auszeichnet. Die versteifende Wirkung innerhalb der Flugzeugstruktur wird durch eine sogenannte „Skin-Stringer-Verbindung“ gewährleistet. Dabei wird die formgebende und kräfteaufnehmende Außenhaut des Flugzeuges mit Längs- und Querversteifungen (Stringer und Spante) verbunden. Durch diese Bauweise kann auf Vollmaterial verzichtet und Gewicht eingespart werden. Für die Verbindung der Elemente wurde im Zuge der Differentialbauweise bis zum Jahr 2001 eine Flanschnietverbindung genutzt. Anschließend fand eine Umstellung auf die Integralbauweise statt, die eine direkte Anschweißung der Bauteile im unteren Rumpfbereich mit sich brachte. Dadurch konnten sowohl das Gewicht der Nieten, der notwendigen Dichtmasse und der verbindenden Flansche eingespart, sowie eine Fertigungszeitverkürzung realisiert werden. Darüber hinaus wird auf diese Weise die Korrosionsanfälligkeit durch eine Minimierung der Spaltstöße und somit die Lebensdauer der Bauteile erhöht. Abbildung (8) zeigt die Veränderung in der Fügetechnik beim Umstieg von Flanschnietverbindungen auf Schweißverbindungen.

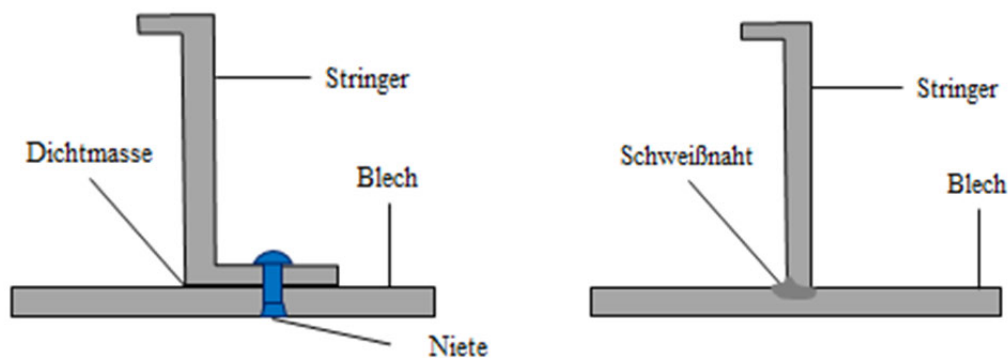


Abbildung (8): Gegenüberstellung der Flanschniet- und Laserstrahlschweißverbindung nach [32] Bei der Verschweißung der Blechteile kommt es jedoch durch die punktuelle Wärmeeinwirkung zu Spannungsentwicklungen im Material, die einen plastischen Verzug zur Folge haben. Dieser ist für die Anwendung in der Luftfahrtindustrie nicht akzeptabel und muss somit vor einer weiteren Verarbeitung der erzeugten Strukturen begradigt werden. Im Projekt DelasTi wird angestrebt diese notwendige Begradigung mittels Laserstrahl durchführbar zu machen. Die theoretische Betrachtung der Verzugswinkelbildung, sowie dessen Ansatz zur Begradigung wird im Folgenden erläutert.

2.6 Werkstückverzug und -richten unter Wärmeeinfluss

Das Richten unter Wärmeeinfluss wird gemäß DIN 8580 dem Umformen zugeordnet [23]. Weiterführend gehört dieser Prozess laut DIN 8586 zu der Gruppe des Umformens mit Wirkenergie [24]. Da im Fügeprozess durch die Schweißung ein hoher Wärmeeintrag im Werkstück erfolgt, wird dieses partiell plastisch verformt. Diese Deformation hat Eigenspannung zur Folge, die nach dem Prozess bestehen bleiben und nachhaltige Formänderungen des Materials bedingen [13, 30]. In der industriellen Fertigung erfolgen nach Schweißarbeiten aus diesem Grund häufig Richtprozesse zur Begradigung der Bauteile. Für großvolumige Bauteile, wie sie beispielsweise im Schiffsbau vorkommen, erfolgt diese Begradigung durch das sogenannte Flammrichten. Die Wärmezufuhr erfolgt dort in den meisten Fällen mittels Acetylen-Sauerstoff-Brenner [34]. Hierbei wird das Material großflächig erhitzt und Eigenspannungen im Material ausgeglichen, was eine Bauteilbegradigung induziert. In der vorliegenden Arbeit wird der Richtprozess durch Wirkenergie mittels Laserstrahl genutzt. Für Bauteile komplexer geometrischer Beschaffenheit und/oder kleinerer Dimension, wird diese Methode verwendet, um präzise Verformungen zu erzielen [32–35]. Das Richten durch Wärmeeinfluss mittels Laserstrahl hat zum Vorteil, dass eine genaue Quantifizierung der zugeführten Energie, eine genaue Lokalisierung des Einbringungsortes und eine Erhöhung der Aufheizgeschwindigkeit im Vergleich zum herkömmlichen Flammrichten erfolgen können [39]. Darüber hinaus wird eine automatisierbare Reproduzierbarkeit und Tauglichkeit für Großproduktionen ermöglicht. In Abbildung (9) wird eine beispielhafte Materialverformung während des Fügeprozesses eines Stringers auf ein Blech mittels Laserstrahlschweißen dargestellt, wie sie in Kapitel 2.5 bereits genannt wurde.

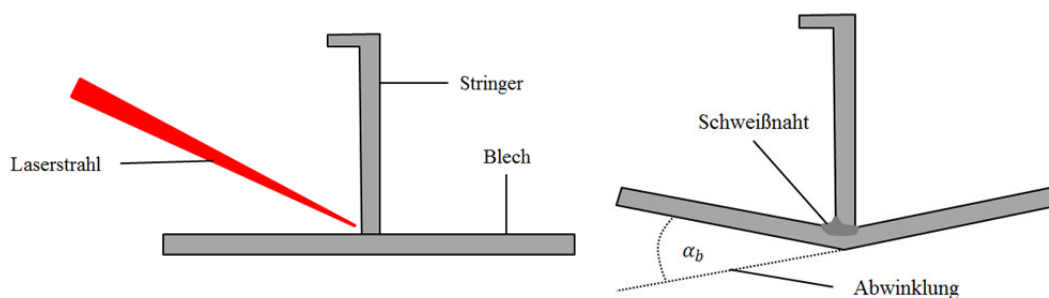


Abbildung (9): Abwinkelung nach der Laserstrahlschweißung von Stringer und Blech

Durch eine Defokussierung des Laserstrahls und eine Behandlung der Oberfläche der gekrümmten Blechaußenseite mit geeigneten Parametern kann durch die wärmeinduzierte Materialverformung eine Rückformung zum Ursprung, bei geringer thermischer Beeinflussung des Materials erzielt werden. Abbildung (10) zeigt diesen Prozess für das in Abbildung (9) verformte Blech nach dem Schweißvorgang.

Ein Vorteil der Methode zur Umformung mittels Laserstrahl für die industrielle Anwendung ist, dass dieselbe Anlage zum Schweißen und Richten verwendet werden kann. Durch die Änderung der Leistungsdichte mittels Defokussierung des Laserstrahls nach den Gleichungen (2.8) und (2.9) und somit der Möglichkeit, dieselbe Anlage für Schweißung und Richtvorgänge verwenden zu können, werden Durchlaufzeiten verkürzt. Die Rüstzeit der Maschine oder die Transportzeit des Werkstücks zur Richtmaschine fällt weg. In der genau getakteten industriellen Fertigung ist das ein sehr wichtiger Faktor, der die Herstellkosten erheblich senken kann. Darüber hinaus kommt es so zur Verhinderung von Werkstückliegezeiten und Maschinenstillständen [8]. Da dieses Verfahren eine berührungslose Bearbeitung ermöglicht, können schwer zugängliche Bereiche eines Werkstücks besser erreicht und eine Vielzahl von Bestrahlungsmustern für komplexe Formteile erstellt werden. Des Weiteren erfolgen lediglich minimale Rückfederungen des Materials und auch spröde, harte und dicke Materialien können bearbeitet werden. Nachteilig zu bewerten ist jedoch die für das industrielle Fertigungsumfeld vergleichsweise langsame Bearbeitungsgeschwindigkeit, sowie der hohe Energieaufwand [32–34, 37–44]. Im Vergleich zu mechanischen und/oder Flammrichtverfahren bietet das Laserstrahlrichten jedoch eine erhebliche Geschwindigkeitssteigerung mit sich.

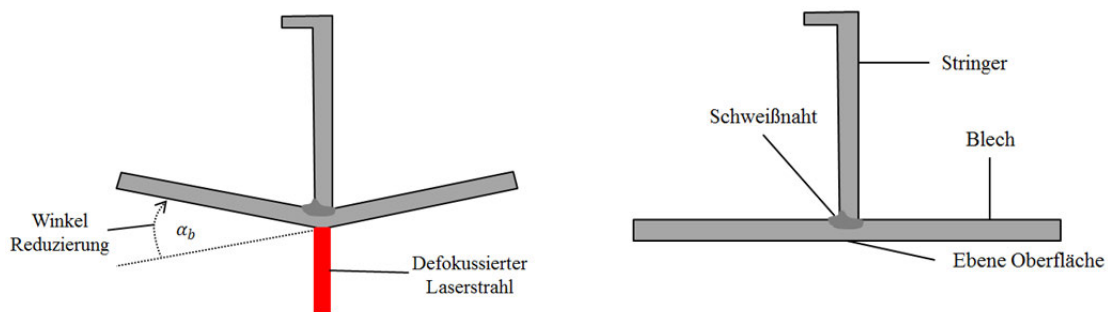


Abbildung (10): Laserstrahlrichten eines gekrümmten Blechs

Das bedeutendste Umformverfahren in diesem Bereich ist der Temperaturgradientenansatz. Der Formänderungsprozess wird hierbei dadurch erzielt, dass durch die Erwärmung der Werkstückoberfläche ein Temperaturgradient zwischen Werkstückoberfläche und restlichem Material entsteht, wodurch eine Biegung des Materials auf der Gegenseite der Wärmequelle erfolgt [44–49]. Durch eine Erwärmung der Materialoberfläche erfolgt eine thermische Ausdehnung. Da diese nur an lokal (in der erwärmten Zone) auftritt, entstehen Druckspannungen in der Oberfläche, die sich gegen das nicht erwärmte Material richten [31]. Dieser Effekt hat eine elastische Biegung vom Strahl weg zur Folge. Da ein thermomechanisches Kräftegleichgewicht herrschen muss, baut sich währenddessen ein gegenwirkendes Moment (M) auf. Bei weiterer Erhitzung des Materials wird die Streckgrenze (σ_Y) im erwärmten Bereich weiter abgesenkt und dieser plastifiziert. Abbildung (11) beschreibt diesen Vorgang und zeigt die Richtungen der thermischen (ϵ_{th}) und plastischen Dehnung (ϵ_{pl}) im

Material sowie das sich einstellende Gegenmoment (M) [53]. Im einfachsten Fall erfolgt eine punktuelle Erwärmung des Materials [54], die durch eine Relativbewegung zwischen Wärmequelle und Werkstück auf komplexere Geometrien erweitert werden kann. Bei der Verschiebung des bestrahlten Bereichs entsteht solch eine Relativbewegung und ermöglicht somit, dass zuvor erhitzte Bereiche anschließend erkalten können [37–39, 42]. Dadurch, dass die Werkstückoberfläche durch die Abkühlung wieder schrumpft, entstehen positive Zugspannungen. Das Material winkelt sich zur behandelten Oberfläche hin ab. Die Biegung erfolgt solange bis ein mechanisches Gleichgewicht eingestellt ist [53]. In Abbildung (11) [53] wird die sich so bildende Abwinklung um Winkel (α_b) visualisiert. Dieser vergrößert sich bei mehrfacher Behandlung des Materials [40].

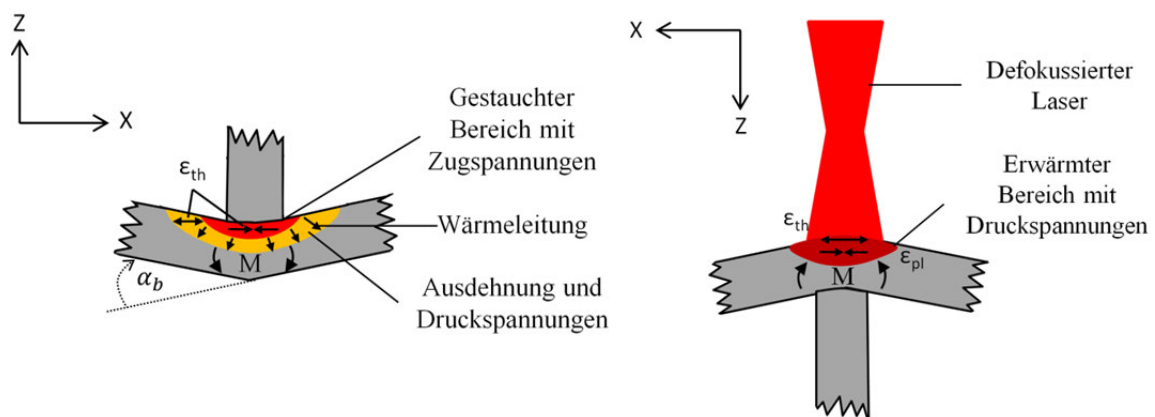


Abbildung (11): Verformung eines Blechs durch Wärme eintrag auf der Oberfläche nach [53]

Zur Erklärung des Eigenspannungsverlaufs im Material wird in der Literatur oftmals das „Drei-Balken-Modell“ genutzt. Hierzu werden drei Balken, die durch oben und unten anliegende starre Begrenzungen gehalten werden, in ihrem Spannungsverlauf analysiert. In dem in Abbildung (12) dargelegten Vergleich zur Veranschaulichung des Effekts mittels Temperaturgradientenbildung, zeigt sich die Umwandlung der erwärmten Zone von negativen Druckspannungen zu positiven Zugspannungen [48, 49, 52]. Zwischenphasige Wärmeübergangszonen werden in diesem Beispiel zur Verdeutlichung vernachlässigt [52]. Der mittlere Balken wird erwärmt und würde sich ausdehnen, ist jedoch durch obere und untere starre Begrenzungen daran gehindert. So erfährt er negative Druckspannungen, wohingegen sich in den äußeren nicht erwärmten Balken zum Ausgleich des Systems positive Zugspannungen einstellen. Durch den Spannungsanstieg (σ_2) im mittleren Balken über die Fließgrenze (σ_Y) hinweg, verformt sich dieser plastisch und ist nun dauerhaft kürzer als er für seine Temperatur sein müsste. Während der Abkühlphase bis zum Endzustand zieht sich der Balken nun wieder zusammen und würde durch die plastische Verformung bei einer Länge enden, die kürzer ausfiele, als vor der Wärmebehandlung. Da das System durch die äußeren Begrenzungen nicht in der Lage ist, diese Längenänderungen durchzuführen, wirkt sich dies in positiven

Zugspannungen im mittleren Balken und negativen Druckspannungen in den äußeren Balken aus [29, 31].

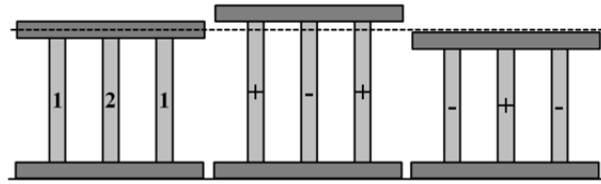


Abbildung (12): „Drei-Balken-Modell“ für Spannungsverlauf im Abwinklungsprozess nach [52]

Die Berechnung der Spannungszustände in dem „Drei-Balken-Modell“ stellen sich durch [56]

$$\sigma_1 = \frac{1}{2} \sigma_2 \quad (2.22)$$

dar. Dabei bildet (σ_1) die Spannungen in den einzelnen äußeren Balken und (σ_2) die Spannung im mittleren Balken. Zusätzlich ist die Länge der einzelnen Balken wie bereits erläutert, zu jeder Zeit die gleiche, sodass sich folgender Ausdruck ergibt [56]:

$$\frac{\sigma_1}{E(T_0)} = \frac{\sigma_2}{E(T_H)} + \lambda (T_H - T_0) \quad (2.23)$$

mit dem Elastizitäts-Modul (E), dem Wärmeausdehnungskoeffizienten (λ), der Raumtemperatur (T_0) und der Temperatur des erhitzten Bereichs (T_H). Dieser Ausdruck kann nun zu [56]

$$\sigma_2 = -\lambda (T_H - T_0) * \frac{2 * E(T_0)}{1 + \frac{2 * E(T_0)}{E(T_H)}} \quad (2.24)$$

aufgelöst werden. Somit ist die positive Druckeigenspannung am Ende des Vorgangs in jedem der äußeren Balken halb so groß wie die des mittleren Balkens. Diese Spannungsverteilung mit einem hohen Zugspannungsgradienten in der wärmebeeinflussten Zone ist bezeichnend für wärmeinduzierte Verformungsprozesse [52]. In [53] nahm Vollertsen zur Herleitung der Verformung im Material ein zweilagiges Materialmodell an, mit Hilfe dessen sich die Bildung und Auswirkung des Temperaturgradienten anschaulich erklären lässt. Die sich entwickelnden Spannungszustände aus dem „Drei-Balken-Modell“ und die Dehnungen im Material aus Abbildung (11) werden in diesem Beispiel als Grundlage der Längenänderung herangezogen. In Abbildung (13) werden die Erhitzung der oberen Werkstückschicht durch den Laserstrahl über die Breite (b) und der sich bildende Temperaturgradient (ΔT) gezeigt. Im erwärmten Werkstückbereich wird eine Temperatur von (T_{max}) erreicht, wohingegen im unteren Bereich des Werkstücks Raumtemperatur (T_0) angenommen wird. Zur Vereinfachung und Verdeutlichung des Temperaturgradienten (ΔT) wird ebenso angenommen, dass kein nennenswerter Temperaturübergang besteht. So ergibt sich der Temperaturgradient als

$$\Delta T = T_{\max} - T_0 \quad (2.25)$$

und wird in Abbildung (13) im nebenstehenden Diagramm über das Werkstück visualisiert. Wie in [53] und [57] dargestellt, ergibt sich dieser Gradient bzw. der Temperaturanstieg in Abhängigkeit der am Werkstück anliegenden Laserleistung (P_L), des Absorptionskoeffizienten (A), der Vorschubgeschwindigkeit (v_s), der spezifischen Wärmekapazität (C_p), der erwärmten Werkstückbreite (b), der Werkstückdicke (S) und der Dichte (ρ) nach

$$\Delta T = \frac{2 * A * P_L}{v_s * C_p * b * S * \rho} \quad (2.26)$$

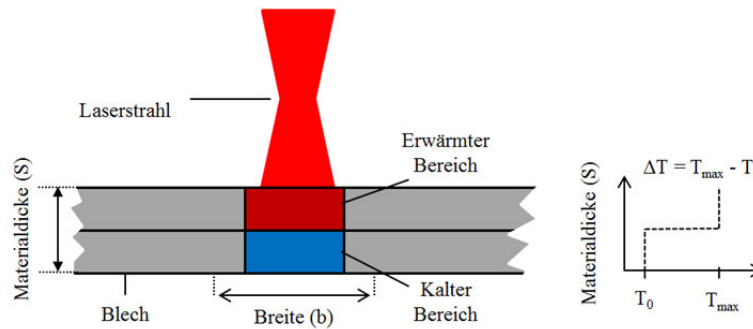


Abbildung (13): Bildung eines Temperaturgradienten durch Oberflächenerhitzung nach [57]

Durch entstehende Zugspannungen in der wärmebehandelten Werkstückfläche, wie bereits in Abbildung (12) gezeigt, folgt eine Verkürzung der wärmebehandelten Breite (b) nach

$$b (1 - \lambda * \Delta T) = b - \Delta b \quad (2.27)$$

Da der untere Bereich nicht beeinflusst wird und seine ursprüngliche Länge beibehält, findet eine Winkelbildung um (α_b) statt. Diese wird in Abbildung (14) veranschaulicht. Zur Vorhersage des Umformwinkels (α_b) für das Temperaturgradientenverfahren als Funktion der Materialparameter und der absorbierten Energie pro Längeneinheit, entwickelte Vollertsen 1996 [49] einen Ausdruck zur Abschätzung des sich einstellenden Winkels. Dieser besagt, dass der Umformwinkel sich nach

$$\alpha_b = \frac{3 * b * \lambda * \Delta T}{2 * S} \quad (2.28)$$

ergibt. Für exakte Betrachtungen dieses Effektes im Laufe dieser Arbeit ist Gleichung (2.28) durch die Vielzahl an Vereinfachungen jedoch nur bedingt geeignet. Fehlende Bezugnahmen finden sich im Hinblick auf die Materialfestigkeit, die elastische Gegenbiegung und der Form des Temperaturfeldes. Restliche Bestandteile der Gleichung sind durch die Wahl des Materials vorgegeben und als konstant anzusehen [57]. Für die Betrachtungen in dieser Arbeit bildet der in [53] entwickelte Ansatz jedoch einen Ausgangspunkt für die experimentelle Phase, sodass Abschätzungen getroffen und Initialbedingungen aufgestellt werden können. Ansätze für spätere

Betrachtungen und Möglichkeiten einer genaueren Bestimmung des Biegewinkels mit Hilfe von (2.28) finden sich in Kapitel 6.1.

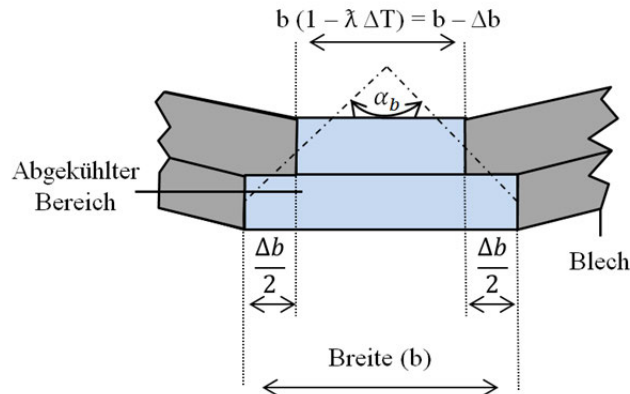


Abbildung (14): Winkelbildung nach dem TGM nach [57]

Um den Richtprozess eines Blechs mittels Laserstrahl im Temperaturgradienten-Mechanismus (TGM), ohne ausschlaggebende thermische Beeinflussung durchführen zu können, muss eine Defokussierung des Lasers durchgeführt werden. Je nach Defokussierungsgrad entstehen bei gleichbleibendem Arbeitsabstand unterschiedliche Strahlquerschnitte auf der Werkstückoberfläche. So können durch die Defokussierung des Lasers an der Werkstückoberfläche dort anliegende Laserleistungen pro Fläche geregelt und somit nach

$$E_{df} = \frac{P_L}{A_f} \quad (2.29)$$

ausgedrückte Leistungen pro Fläche als Prozessstellgröße genutzt werden. Abbildung (15) zeigt die Fokussierungsarten eines Laserstrahls auf dem Werkstück, sowie die Möglichkeiten die Leistung pro Fläche durch eine Unter-/Überfokussierung mittels Δh zu variieren. Ausdruck über die Wärmebehandlung des Materials wird neben der optischen Eindringtiefe in dem Ausdruck der thermischen Eindringtiefe (δ_{th}) nach

$$\delta_{th} = 2 \sqrt{a * t} \quad (2.30)$$

gegeben, worin t für die Zeit der Bestrahlung steht. Dort befindet sich der Bereich, der direkt vom Leistungseintrag betroffen und daher auch unter dem Begriff der thermischen Diffusionslänge oder der Wärmeeinflusszone (WEZ) bekannt ist. Die thermische Eindringtiefe stellt die Entfernung vom Temperaturmaximum im Material zum Punkt des Abklingens auf den Wert $e^{-\frac{1}{2}}$ zum Maximum dar [15]. Im Gegensatz zur optischen Eindringtiefe findet nur in diesem Bereich eine für das Gefüge relevante Erhitzung der Struktur statt, die Einfluss auf maßgebliche Veränderungen im Material hat. Anhand der beschriebenen physikalischen Effekte kann eine parametrische Einstellung der ausschlaggebenden Prozessgrößen im Rahmen dieser Arbeit vorgenommen werden. Für die Wärmebehandlung der Oberfläche zum Umformen des

Materials nach dem TGM gilt es jedoch aus bereits erläuterten möglichen Gefügeveränderungen im Material, den thermischen Einfluss so gering wie möglich zu halten. Für diese Arbeit werden Variationen der anliegenden Leistungen wie in Abbildung (15) durchgeführt. Nach dieser Methode wird die Leistung auf dem Werkstück zusätzlich zur Regelung der Eingangsleistung durch die Fokussierung des Laserstrahls auf dem Werkstück variiert.

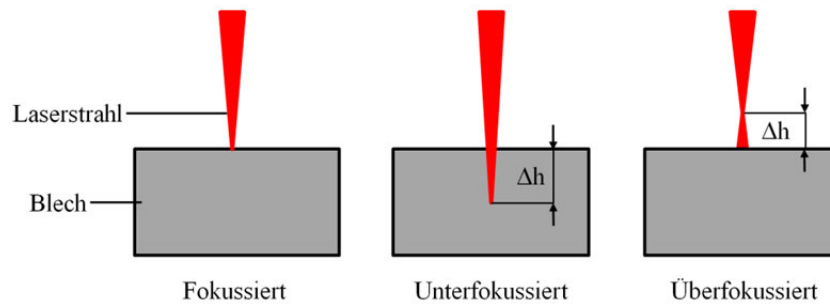


Abbildung (15): Mögliche Variationen in der Laserstrahlfokussierung nach [58]

Allgemein werden die Faktoren zur Beeinflussung im Wärmerichtprozess in drei Gruppen geteilt, die sich in energie-, material- und werkstückbezogene Eigenschaften aufschlüsseln. Sie bilden alle Inhalte der bereits vorgestellten Gleichungen zur Berechnung des Verzugswinkels, als auch der Leistungsabbildung auf dem Werkstück ab [54 - 55]. Tabelle (1) zeigt eine Übersicht der bestehenden Einflussfaktoren zur Rückformung eines Werkstücks unter Laserstrahlung.

Tabelle (1): Auflistung physikalischer Eigenschaften nach [57]		
Energieparameter	Materialeigenschaften	Werkstückgeometrie
<ul style="list-style-type: none"> • Laserleistung • Fokusedurchmesser • Vorschubgeschwindigkeit • Absorption • Abkühlvorgang • Anzahl der Bearbeitungen 	<ul style="list-style-type: none"> • Wärmeausdehnungskoeffizient • Spezifische Wärmekapazität • Dichte • E-Modul • Querkontraktionszahl 	<ul style="list-style-type: none"> • Dicke • Breite • Länge

2.7 Titanwerkstoffe und deren industrielle Verwendung

Titan ist ein chemisches Element, das meist entsprechend seines Elementsymbols mit dem Kurzzeichen „Ti“ aufgeführt wird. Für die kommerzielle Nutzung ist dieser Werkstoff seit den 1940er Jahren anwendbar. Titan gehört zu den zehn am häufigsten in der Erdkruste vorkommenden Elementen, ist jedoch nur in chemischen Verbindungen vorzufinden. Es wird im Periodensystem der Elemente mit der Ordnungszahl 22 in der vierten Nebengruppe aufgeführt und gehört somit zu den Übergangsmetallen [60]. Es zeichnet sich durch eine besonders hohe Festigkeit und Korrosionsbeständigkeit bei geringer Dichte aus und ist trotz des hohen Preises und der schwierigen Bearbeitbarkeit für die industrielle Fertigung sehr interessant. Um den industriellen Anforderungen bestmöglich zu entsprechen, werden oftmals Titanlegierungen hergestellt, die je nach Zusammensetzung und Vorbehandlung spezifische Stoffeigenschaften aufweisen. Eine der wichtigsten Legierungen ist Ti6Al4V, das im Projekt DelasTi mit Reintitan verschweißt wird. Reintitan mit der Bezeichnung Grade 2 ist nach DIN 17850 mit der Werkstoffnummer 3.7035 gekennzeichnet und auch unter der Bezeichnung CP-Ti (Titanium commercially pure), oder Ti 2 bekannt. Für die Verwendung in der Luftfahrt ist es mit der Fliegwerkstoffnummer 3.7034 gekennzeichnet [61]. CP-Ti gehört zu der Gruppe der reaktiven Metalle und muss aus diesem Grund bei der Schweißung vor der Umgebungsatmosphäre durch ein Schutzgas (inertes Stoff z.B. Argon) vor Reaktionen geschützt werden. In seinem Reinzustand hat CP-Ti eine hohe Duktilität, sodass es oft legiert wird [55 - 56]. Im Zuge des DelasTi-Projekts wird der Werkstoff als Außenhaut genutzt und bildet somit das später perforierte Trägermaterial, auf das die versteifenden Stringer aufgeschweißt werden. Titan Grade 5, oder Ti6Al4V, wie auch Ti64, ist die am meisten verwendete Titanlegierung. Diese hat die Werkstoffnummer 3.7165 und die Fliegwerkstoffnummer 3.7164 [57, 59]. Die in Tabelle (2) aufgeführte Zusammensetzung der Legierung macht diesen Werkstoff bei gleichbleibenden thermischen Eigenschaften signifikant fester als CP-Ti. Ti64 bietet eine sehr gute Kombination aus Festigkeit, Korrosionsbeständigkeit und guter Schweißbarkeit [61]. Besonders die Kombination der hohen Zugfestigkeit bei geringer Dichte macht den Werkstoff ideal für die Anwendung in der Luft- und Raumfahrt, sowie der Korrosionsbeständigkeit als wichtige Eigenschaft für den Einsatz in der Medizintechnik. Im Rahmen des DelasTi-Projekts wird diese Legierung als Werkstoff für die versteifenden Stringer verwendet [58 - 59].

Tabelle (2): Chemische Zusammensetzung von CP-Ti und Ti64 nach [60 - 61]

	Fe [%]	O [%]	N [%]	C [%]	H [%]	Al [%]	V [%]	Andere einzel [%]	Andere zusammen [%]	Ti
	min max	min max	min max	min max	min max	min max	min max			
CP-Ti	- 0,20	- 0,18	- 0,05	- 0,06	- 0,013	- -	- -	- 0,10	- 0,40	Rest
Ti64	- 0,30	- 0,20	- 0,05	- 0,08	- 0,015	5,50 6,75	3,50 4,50	- 0,10	- 0,40	Rest

In Tabelle (3) werden alle Werkstoffeigenschaften sowohl von CP-Ti, also auch von Ti64 aufgeführt [61]. Unter Zuhilfenahme dieser Werte ist es möglich die in Kapitel 2.1 und 2.6 aufgeführten Gleichungen zu lösen. Bei näherer Betrachtung der Kennwerte ist zu erkennen, dass durch den Zusatz von Aluminium und Vanadium signifikante Erhöhungen der Festigkeitswerte erzielt werden können. Eine entsprechende Wärmebehandlung des Materials unterstützt diese Entwicklung zusätzlich. Ti64 weist im Vergleich zum Reintitan (CP-Ti) eine Erhöhung der Streckgrenze um den Faktor zwei bei gleichbleibender Dichte auf. Die Auswirkung dieses Effektes im Vergleich zu weiteren für die Industrie herkömmlichen Metallen wird in Tabelle (4) verdeutlicht, worin eine Gegenüberstellung diverser Industriewerkstoffe gegeben ist.

Tabelle (3): Werkstoffeigenschaften von CP-Ti und Ti64 bei Raumtemperatur nach [64]

	Dichte	Schmelztemperatur	Wärmeausdehnungskoeffizient	Wärmeleitfähigkeit	Spezifische Wärmekapazität	Streckgrenze
Symbol	ρ	T_s	λ	ρ	C_p	σ_Y
Einheit	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	K	$\frac{1}{\text{K}}$	$\frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}}$	$\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot \text{K}}$	$\frac{\text{N}}{\text{m}^2}$
CP-Ti	4500	1660	9	22,6	523	398
Ti64	4430	1600 1660	9,3	7,1	560	940

Titan als wertvoller Werkstoff im industriellen Umfeld zeichnet sich vor allem, wie bereits in Tabelle (3) gezeigt, durch seine hohe spezifische Zugfestigkeit bei vergleichsweise geringer

Dichte aus. Diese Eigenschaft macht es möglich Konstruktionen zu fertigen, die bei geringem Eigengewicht und Volumen, hohen Belastungen standhalten können. Dies macht den Werkstoff Titan besonders für die Anwendung in der Luft- und Raumfahrtindustrie sehr interessant. Bewährte Werkstoffe wie Stahl, Magnesium und Aluminium weisen für diesen Anwendungsbereich vergleichsweise schlechtere Eigenschaften auf. In Tabelle (4) wird eine Auflistung handelsüblicher Metalle und ihrer physikalischen, sowie mechanischen Eigenschaften aufgeführt. Eine Betrachtung der spezifischen Reißfestigkeit (R_{Spez}) und der Reißlänge (L_R) der Metalle verdeutlicht den Vorteil des Titans gegenüber anderen handelsüblichen Werkstoffen für den industriellen Einsatz. Die Reißlänge stellt dabei die Länge dar, bei der ein freihängender Querschnitt des Materials (zum Beispiel ein Draht) durch seine eigene Gewichtskraft, an der Befestigung abreißt. Es zeigt sich, dass Ti64 bei der Betrachtung der Kenngröße (R_{Spez}) und (L_R) um den Faktor 2,5 höhere Werte aufweisen kann. Dadurch ergibt sich eine positive Tendenz in Bezug auf das Leichtbaupotenzial eines Werkstoffes. Dieses ist umso höher, je höher die zuletzt genannten Kenngrößen ausfallen. Die Verwendung von Stahl im Bereich der Luft- und Raumfahrtindustrie würde eine erhebliche Gewichtszunahme bei etwa gleichbleibender Zugfestigkeit bedeuten. Darüber hinaus bietet Titan zusätzlich positive Eigenschaften, wie die gute Korrosionsbeständigkeit, erhöhten Widerstand gegen Ermüdungsbeanspruchung und eine hohe Zähigkeit. In Abbildung (16) ist der grundsätzliche Aufbau eines Spannungs-Dehnungsdiagramms mit wichtigen Kenngrößen, wie der Dehngrenze mit 0,2 % plastischer Verformung ($R_{p0,2}$), der Zugfestigkeit (R_m), der Gleichmaßdehnung (A_g) und der Bruchdehnung (A_B) dargestellt.

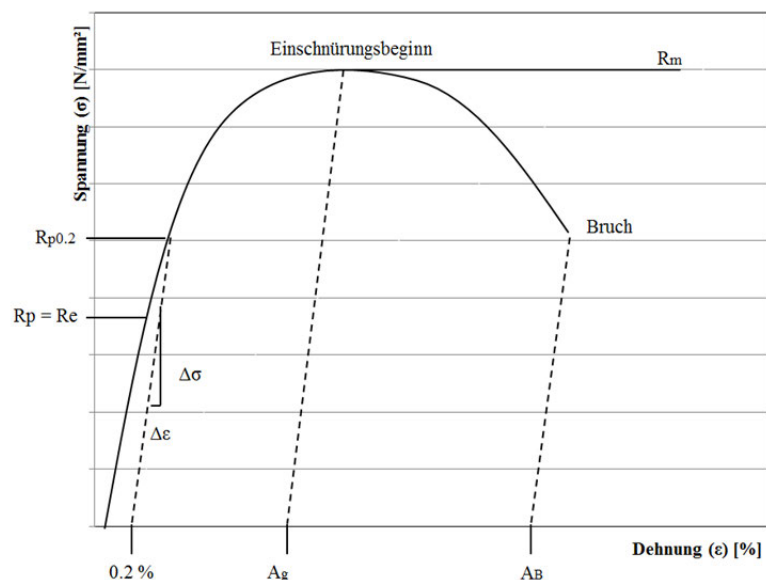


Abbildung (16): Spannungs-Dehnungs-Diagramm

Mit Hilfe solcher Spannungs-Dehnungs-Beziehungen ist es möglich Kenngrößen, wie in Tabelle (4) aufgeführt, zu erheben. Die Ermittlung dieser mechanischen Kenngrößen für die Grundwerkstoffe dieser Arbeit wurde in Abbildung (17) analysiert.

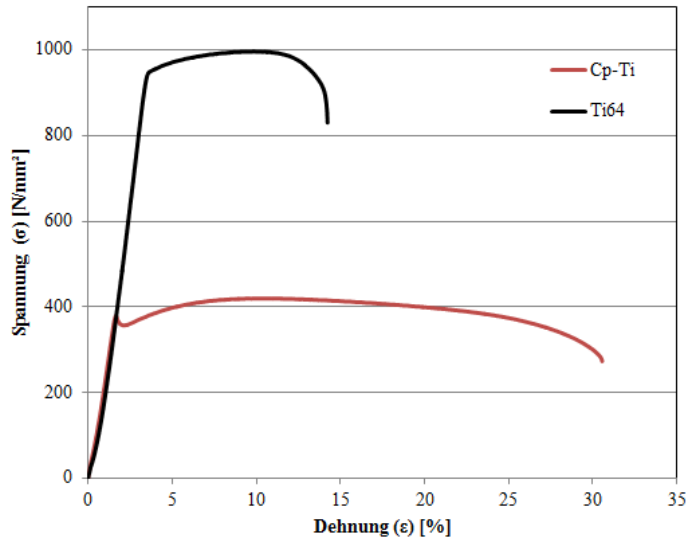


Abbildung (17): Spannungs-Dehnungsdiagramm für CP-Ti und Ti64

Tabelle (4): Vergleich verschiedener Metalle im industriellen Einsatz nach [66]–[68]							
		Streckgrenze	Zugfestigkeit	Bruchdehnung	Dichte	Spezifische Reißfestigkeit	Reißlänge
	Symbol	σ_Y	R_m	A_B	ρ	$RS_{pez} \left(\frac{R_m}{\rho}\right)$	L_R
Material	Einheit	MPa	MPa	%	$\frac{Kg}{m^3}$	$\frac{N * m}{g}$	km
Aluminium	Al 2024	324	469	19	2.768	169	17
	Al 2198	447	488	13	2.690	168	17
	Al 7050	434	496	12	2.823	175	18
Magnesium	Mg AZ31	150	255	21	1.918	132	16,5
	Mg ZK60	270	325	11	1.830	177	18
Stahl	DC04	210	270	38	7.861	34	3,5
	Dp 1400	1.150	1.400	3	7.861	178	18
	Dp800CR	600	800	8	7.861	101	10
Titan	CP-Ti	398	430	30	4.510	95	9,5
	Ti64	940	1.076	14	4.430	243	24,8

3 Motivation und Zielsetzung

Den Anstoß für die experimentellen Untersuchungen im Rahmen dieser Arbeit bildet das Projekt DelasTi. Zweck der Untersuchungen ist es geeignete Parameter zur Laserstrahlschweißung von Titanlegierungen zu ermitteln, sowie die gefertigten Bauteile durch einen Laserstrahlrichtprozess begradigen zu können. Das Hauptaugenmerk liegt darauf, Schweißverbindungen zwischen jeweils 0,8 mm starkem Reintitan Außenblechen und aus Ti64 bestehenden Stringern zu erzeugen. Anschließend sollen diese Verbindungen mittels eines Laserstrahlrichtprozess gerichtet werden. Eine besondere Herausforderung liegt darin, dass diese Verbindungen in Zukunft im Zuge der „Hybrid laminar flow control“ (HLFC) mit perforiertem Außenblech hergestellt werden sollen. Im DelasTi-Projekt wird vorerst die Herstellung dieser Verbindungen für ein Seitenleitwerk betrachtet. Nach erfolgreicher Ermittlung aller Fertigungsparameter können diese Ergebnisse später auf weitere kritische Bereiche der Flugzeuge übertragen werden. Abbildung (18) zeigt ein Verkehrsflugzeug, an dem sowohl das im Fokus stehende Seitenleitwerk (rote Markierung), als auch für spätere Übertragungen wichtige Bereiche (grüne Flächen) gekennzeichnet wurden.

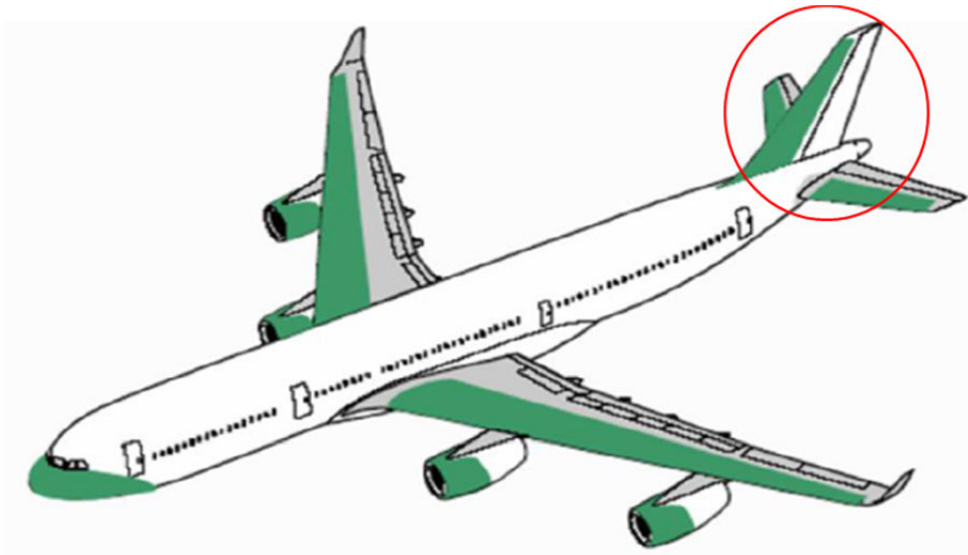


Abbildung (18): Verkehrsflugzeug mit gekennzeichneten kritischen Bereichen nach [69]

3.1 Problemstellung und industrielle Prägnanz

Die Außenhaut des Flugzeugsumpfes benötigt zur Stabilisierung Versteifungen, sogenannte Stringer. Durch das Aufschießen dieser Stringer kommt es zu einer Abwinklung des Trägermaterials beim Aufschießen. Dies ist allgemein als Zeppelineffekt bekannt. In Abbildung (19) werden laserstrahlgeschweißte T-Stöße, wie sie im Flugzeugbau zur Fertigung der Außenhaut hergestellt werden, gezeigt [60-61]. Darüber hinaus ist die Abwinklung nach dem Schweißvorgang zu erkennen.

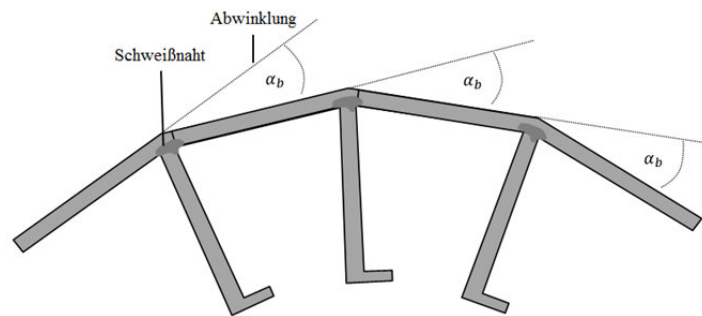


Abbildung (19): Veranschaulichung des Zeppelin-Effektes

Antreibende Idee zur zukünftigen Nutzung von perforiertem Material ist es, durch diese Oberfläche äußere Luftschichten absaugen zu können. Im Flugbetrieb fließen diese an der Oberfläche vorbei und verwirbeln im Frontbereich. Die so entstandenen Verwirbelungen unterbrechen den laminaren Fluss und bewirken Luftwiderstände. Durch die Absaugung dieser Grenzschicht kann der laminare Fluss aufrecht gehalten und Treibstoffeinsparungen von bis zu 3% erzielt werden. Nach erfolgreicher Anwendung soll diese Innovation auf die in Abbildung (18) als kritisch gekennzeichnete Bereiche übertragen werden. Dadurch soll eine geplanter Treibstoffeinsparung von bis zu 10 % erzielt werden können. Die in Abbildung (20) dargestellte Draufsicht eines in dieser Arbeit betrachteten Seitenleitwerks zeigt den Bereich der Verwirbelung, sowie den Ansatz zur Verbesserung dieser Widerstände.

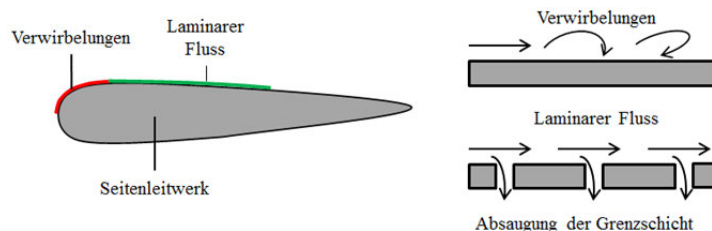


Abbildung (20): Ansatz zur Absaugung der Grenzschicht am Seitenleitwerk nach [72]

3.2 Vorgehensweise

Zur Zielerreichung wurde die Arbeit in drei experimentelle Phasen aufgeteilt, die aufeinander aufbauend einen schrittweisen Fortschritt generieren.

Die erste Phase enthält die Ermittlung der benötigten Laserstrahlschweißparameter für CP-Ti- und Ti64-T-Stoßverbindungen und die Messung der entstehenden Verzugswinkel. Darauf folgend wird in der zweiten Phase eine Analyse des Verzugsverhaltens von CP-Ti-Blech und anschließend CP-Ti-T-Stößen durchgeführt, um erste Anhaltspunkte für die Richtversuche zu schaffen.

Abschließend werden die ermittelten Verzugsverhalten als Grundlage für die Richtexperimente verwendet, sodass am Ende ein gerichteter 6-Stringer-Demonstrator vorliegt. Zusammenfassend sind die genannten Projektphasen in Abbildung (21) einschließlich inhaltlicher Unterpunkte aufgeführt. Ergänzend dazu wurde ein inkrementelles, evolutionäres Modell erstellt, das das Vorgehen in der experimentellen Phase dieser Arbeit in Abbildung (22) beschreibt.

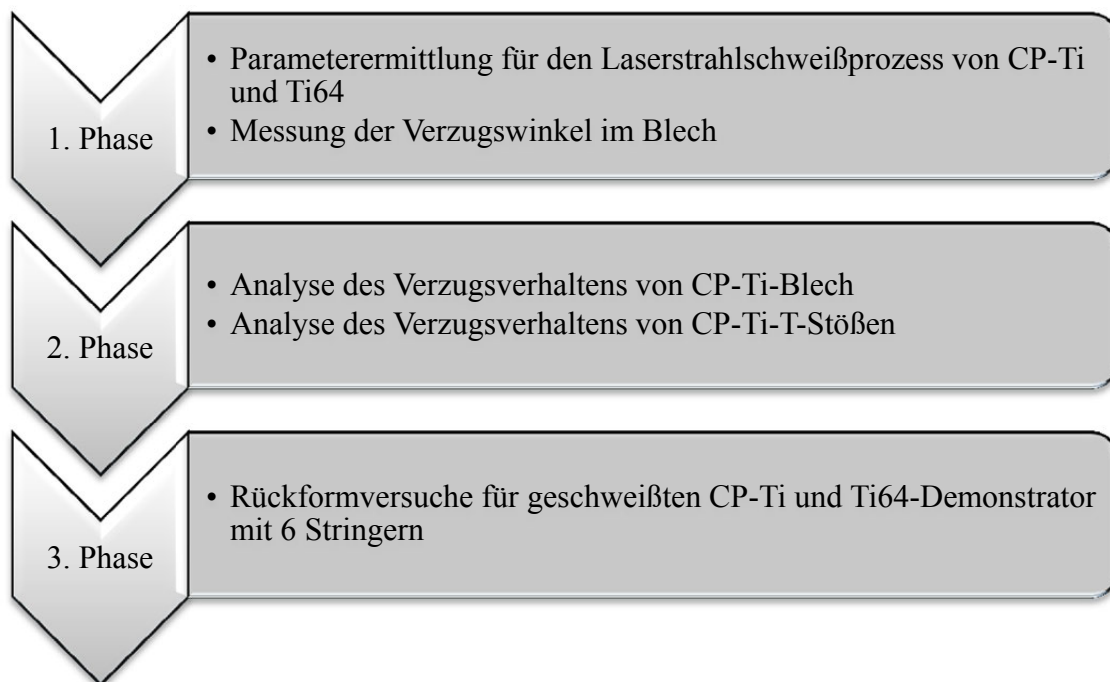


Abbildung (21): Projektablauf im Phasenmodell

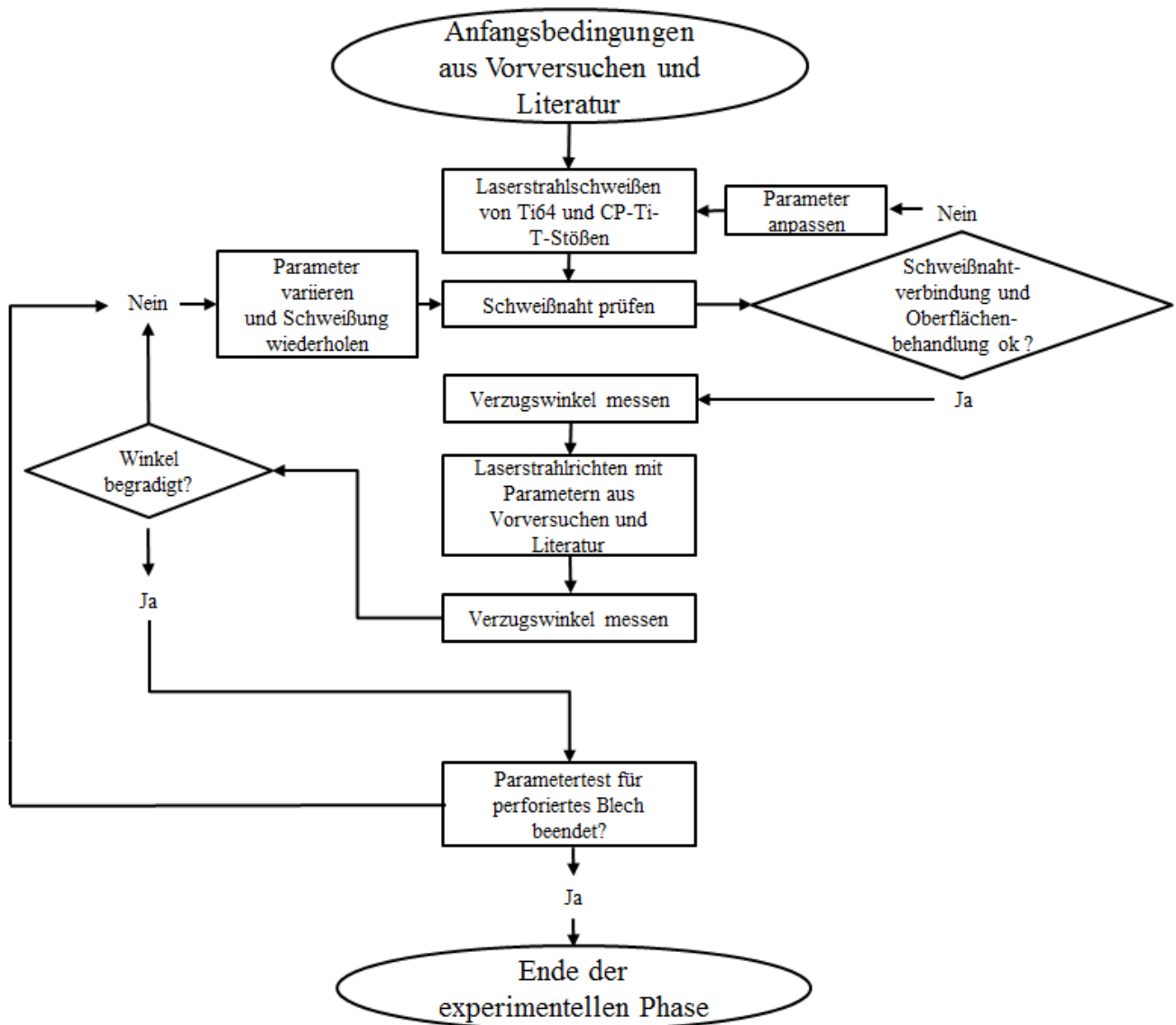


Abbildung (22): Inkrementelles, evolutionäres Vorgehensmodell im experimentellen Projektteil

4 Experimentelle Grundlagen

In diesem Kapitel werden die Grundlagen, sowie die Dokumentation der Versuchsdurchführung mit der Auswahl geeigneter Parameter für die Schweißung der Stringer auf das CP-Ti-Außenblech dargestellt. Es gilt hierbei eine optimale Schweißnaht unter der Prämisse möglichst minimaler Einwirkungen auf das Außenblech zu erzielen. Im Anschluss wird der durch die in Kapitel 2.6 erläuterten Verzugseffekte hervorgerufene Winkel im Außenblech gemessen und analysiert. Für die Versuchsreihe wurde ein spezieller Aufbau konzipiert, mit dem sowohl optimale Fertigungsbedingungen erzeugt, als auch variable Einstellungen für notwendige Parametertests getroffen werden können. Ein besonderes Augenmerk liegt ebenso auf der Reproduzierbarkeit des Prozesses, um eine unproblematische Umsetzung in der Luftfahrtindustrie zu ermöglichen.

4.1 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Für die Durchführung der Experimente wurden zwei Versuchsaufbauten verwendet. Der Schweißversuchsaufbau setzt sich aus der in Kapitel 4.3 beschriebenen Schweißanlage und der in Kapitel 4.4 dargestellten Spannvorrichtung zusammen. Die Schutzgaszufuhr erfolgte während der Bearbeitung konsequent auf alle erwärmten Oberflächen. Dafür wurde eine Zufuhr von der Vorder-, Hinter- und Unterseite eingerichtet. Die vorder- und rückseitige Zufuhr wurde während des Schweißvorgangs mitgeführt, wogegen die Unterseite des Werkstücks eine statische Zufuhr mittels eines mit Argon gefüllten Spalts erfuhr. Um eine optimale Schweißnaht ohne Oxidationsverfärbung zu erhalten, mussten alle in Abbildung (23) aufgeführten Parameter optimal für die benötigte Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit abgestimmt werden. Alle ausschlaggebenden Parameter sind in Tabelle (5) zusammengefasst. Die Beurteilung der Parametereignung zur Erstellung eines optimalen Prozessfensters erfolgte nach einer Sichtprüfung der Schweißnähte.

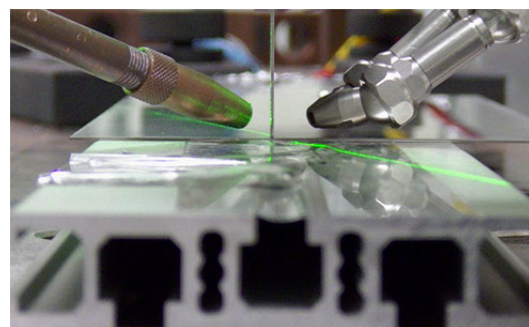
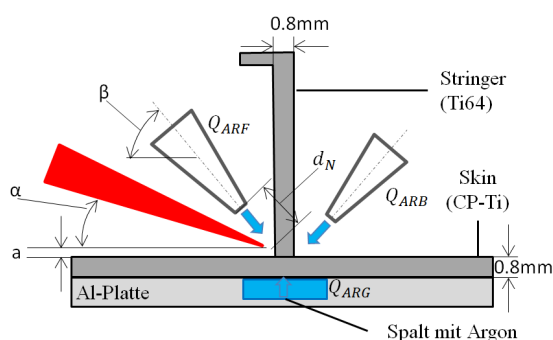


Abbildung (23): Schutzgaszufuhr mit eingespanntem Werkstück

Tabelle (5): Parameter für eine optimale Schutzgaszufuhr	
Q_{ARF}	Volumenstrom für vordere Argonzufuhr
Q_{ARB}	Volumenstrom für hintere Argonzufuhr
Q_{ARG}	Volumenstrom für untere Argonzufuhr
d_N	Gasdüsenabstand zum Bearbeitungspunkt
β	Winkel der Gasdüse
a	Laserstrahlversatz in Z-Richtung
α	Einstrahlwinkel

4.2 Werkstücke

Bei den Werkstücken handelt es sich im ersten Schritt der experimentellen Phase um nicht perforierte CP-Ti-Außenbleche mit einer Blechdicke von 0,8 mm und ebenfalls unperforierte Ti64-Stringer gleicher Stärke. Diese Proben wurden mit einer Blechschere auf die im erstellten Schnittplan festgelegte Größe geschnitten. Anschließend folgte eine Bearbeitung der späteren Fügezone der Bauteile, um einen bestmöglichen Kontakt der Einzelteile zu ermöglichen. Hierfür wurde die Stoßkante des Stringers stirngefräst, feingeschliffen und anschließend mit Reinethanol gereinigt. Das Trägermaterial für den Stringer wurde zum Abtrag von Verunreinigungen und Oxidschichten an der Fügezone ebenfalls feingeschliffen und mit Reinethanol gereinigt. Durch diese Präparation sollte vermieden werden, dass sich im Fügeprozess Verunreinigungen zwischen den Bauteilen befinden, oder ein Spalt durch ungerade Stoßkanten vorliegt. Dies würde Schweißnahtfehler, wie fehlerhafte Anbindungen und Einschlüsse begünstigen. Für anschließende Versuche mit perforiertem Trägermaterial müssen ebenfalls Reinigungen der Fügezone durchgeführt werden. Dabei ist darauf zu achten, dass die 30-50µm breiten lasergebohrten Löcher im Blech unter zu Hilfenahme von Druckluft frei von Verunreinigungen gehalten werden. Abbildung (24) und Abbildung (25) veranschaulichen die Beschaffenheit der Werkstücke vor der Probenvorbereitung (a) mit erkennbaren Unstetigkeiten sowie nach der Präparation mit glatten Fügeflächen (b) und verdeutlichen somit die Notwendigkeit der genannten Maßnahmen.

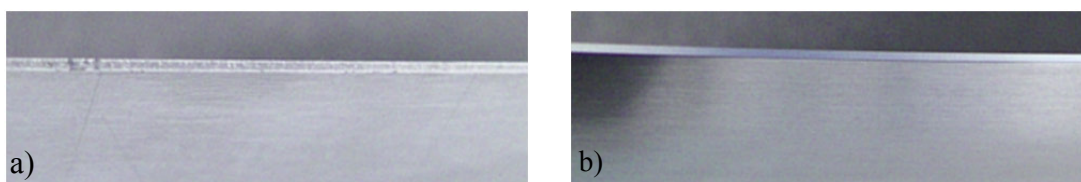


Abbildung (24): Vergleich von nicht präpariertem (a) und präpariertem Stringer (b)

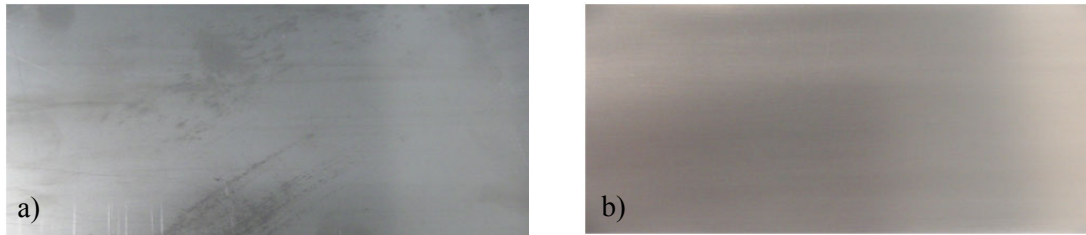
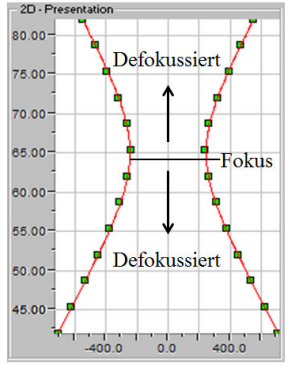


Abbildung (25): Vergleich von nicht präpariertem (a) und präpariertem Skin (a)

Auf den Abbildungen ist zu erkennen, dass durch die Präparation und Reinigung der Werkstücke jeweils glatte, saubere und oxidfreie Stoßkanten- und flächen generiert werden konnten.

4.3 Laserschweißanlage

Für die Schweißungen wurde ein diodengepumpter Ytterbium dotierter Faserlaser der Firma IPG mit einer maximalen Leistung von 8 kW, einem Faserdurchmesser von 200 μm , einer Kollimationslinse von 120 μm und einer Brennweite von 300 mm verwendet. Der theoretische Aufbau sowie die grundlegende Funktionsweise dieser Anlage wurde bereits in Kapitel 4.3 erläutert. Mit den Gleichungen (2.1), (2.3), (2.6) und (2.7) lassen sich mit gegebenen Werten die Kenngrößen des Laserschweißprozesses errechnen. Die wichtigsten Werte sind in Tabelle (6) dargestellt. Um eine optimale Positionierung der Strahltaile des Lasers in der Fügezone durchführen zu können, wurde vor den Schweißungen eine Vermessung der Strahlausbreitung und -verteilung durchgeführt. Die Messergebnisse werden sowohl für die Fokusslage (a), als auch bei Rayleighlänge des Lasers (b) in Abbildung (27) und Abbildung (28) dargestellt. Die Skalierung ist in Millimetern angegeben. Für den Schweiß- und Richtprozess ist eine „Top-Hat“-Verteilung anzustreben, die nach Abbildung (27) für den fokussierten Strahl vorliegt. Durch sie wird gewährleistet, dass eine gleichmäßige Intensitätsverteilung in der Fügezone anliegt und somit eine homogene Aufschmelzung des Materials erreicht werden kann. Des Weiteren ist in den Messergebnissen deutlich zu erkennen, dass bei einem relativen Versatz des Werkstückes und des Laserkopfes zueinander, eine Veränderung der Intensität stattfindet. Aufgezeigt wird dies in den Messergebnissen für die Intensitätsverteilung bei Rayleighlänge. Diese Verteilungen entsprechen den theoretischen Betrachtungen aus den Gleichungen (2.5) - (2.9) und (2.29) und werden für die Variation der Leistungsverteilung während des Richtprozesses genutzt.

Tabelle (6): Wichtigste Kenngrößen im Laserschweißprozess		
Fokusbereich (d _f)	482 μm	
Rayleighlänge (Z _{rf})	8,2 mm	
Strahlparameterprodukt (SPP)	7,4 mm*mrad	
Beugungsmaßzahl (M ²)	2,1	
Robotergerauigkeit	± 0,05 mm	Abbildung (26): Strahl- ausbreitung

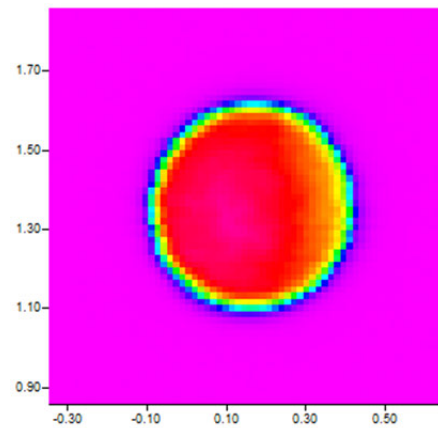
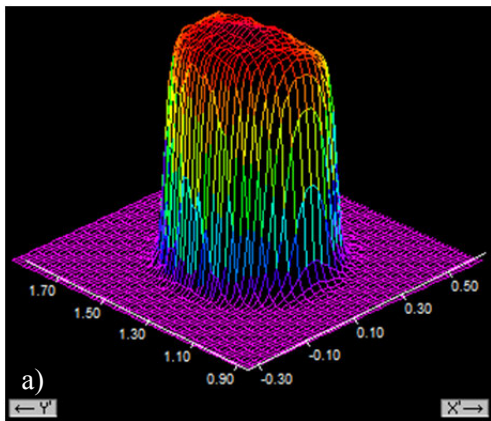


Abbildung (27): Strahlintensität in Fokusslage

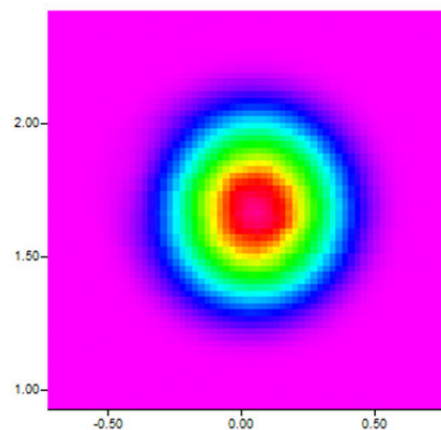
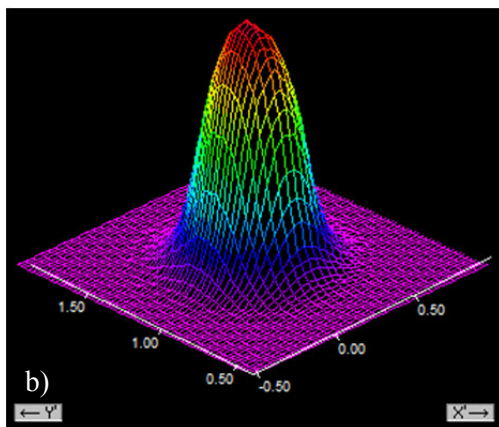


Abbildung (28): Strahlintensität in Rayleighlängenlage

Für den verwendeten Laseraufbau wurde folglich ein Fokusbereich von 482 μm errechnet. An dieser Stelle liegt gemäß der in Abbildung (27) dargestellten Intensitätsverteilung die maximale Leistung an. Entsprechend Ausdruck (2.7) konnte bestätigt werden, dass in einer Entfernung von 8,2 mm relativ zum Werkstück lediglich eine Strahlleistung um den Faktor $\sqrt{2}$

geringer als im Fokus anliegt. Die dort vorliegende Intensitätsverteilung wird ebenfalls in Abbildung (28) aufgeführt. Der optische Kopf, durch den der Laserstrahl auf das Werkstück gelenkt wird, wurde an einem KUKA-Industrieroboter montiert und kann somit flexibel auf die benötigte Schweißnahtgeometrie ausgerichtet werden. Zusätzlich zu dem optischen Kopf wurde ebenfalls ein Linienlaser, sowie ein Kamerasystem zur Positionierung des Fokuspunktes montiert. Abbildung (29) zeigt den realen Aufbau des optischen Kopfes am Industrieroboter mit einer Kennzeichnung der für den Schweißprozess zentralen Bauteile. In der rechten Abbildung wird die kameragestützte Zentrierung des Laserstrahlfokus in der Stoßkante der Werkstücke gezeigt.

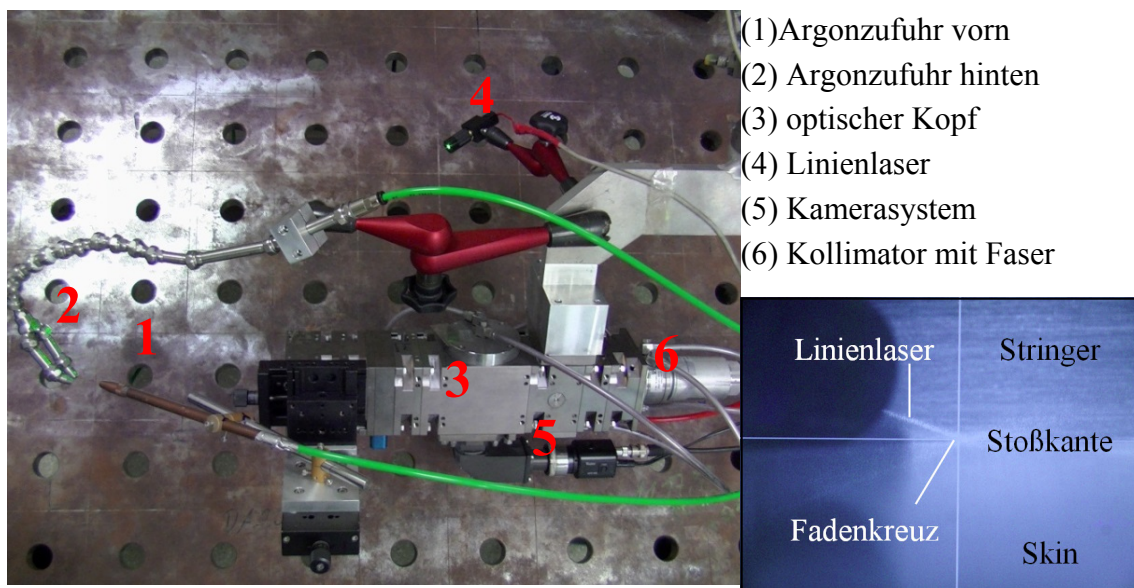


Abbildung (29): Aufbau des Laserkopfes (links) und Zentrieransicht (rechts)

4.4 Spanntechnik

Zur Schweißung des Stringers auf das Außenblech wurde eine spezielle Spannvorrichtung konzipiert, die es möglich macht, die 0,8 mm dünnen Bleche präzise zu fixieren. Eine weitere Anforderung an die Vorrichtung ist die optimale Zufuhr an Schutzgas (Argon), sowie die Zugänglichkeit der Fügezone für die Bearbeitung mittels Schweißanlage durch eine KUKA-Roboter-Führung. Aktuell wird in der industriellen Fertigung zum fixieren des Stringers auf dem Außenblech neben der Einspannung in ein Klemmbackensystem zusätzlicher Druck auf den Stringer ausgeübt. Dadurch wird das Auftreten eines Bindefehlers durch einen Luftspalt zwischen den Werkstücken minimiert. Diese Technik wurde ebenfalls übernommen. Des Weiteren wurde darauf geachtet eine modulare Bauweise umzusetzen, um auch kleine Werkstücke mit der gleichen Spannvorrichtung bearbeiten zu können. Im Projekt DelasTi wurde die maximal vorgesehene Abmessung für das Außenblech im Rahmen eines Demonstrators mit 500 mm x 600 mm limitiert. In Abbildung (30) und Abbildung (31) werden die

Spannvorrichtung mit eingespanntem Werkstück aus der Drauf- und Frontansicht mit einer Kennzeichnung der elementaren Bestandteile aufgeführt. Die Vorrichtung besteht aus folgenden Grundelementen: (1) Aluminiumgrundplatte mit einem Spalt, durch den die Schutzgaszufuhr von der Unterseite des Werkstücks sichergestellt werden kann, (2) Aluminiumplatte mit fixierbarer Stringerhalterung, (3) modulare Halterung, die je nach Anforderung angepasst werden kann, (4) zwei niederhaltenden pneumatischen Zylindern mit einer Maximalgewichtskraft von insgesamt 50 kg bei 8 bar Druck, (5) einer manuellen Regelung des pneumatischen Systems und (6) einem Stahltisch, auf dem die Vorrichtung befestigt wurde. Der Komplettaufbau zur Durchführung aller Schweißexperimente wird in Abbildung (31) (rechts) dargestellt.

4.5 Versuchsparameter

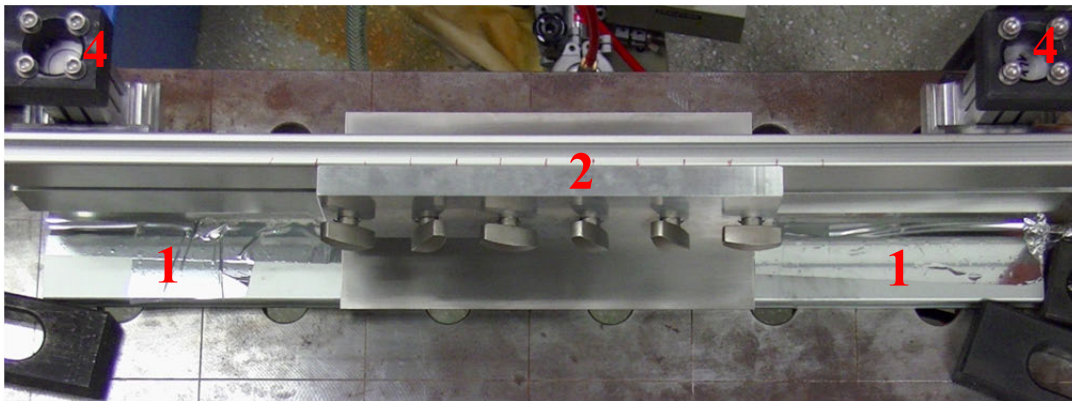


Abbildung (30): Spannvorrichtung mit eingespanntem Werkstück (Draufsicht)

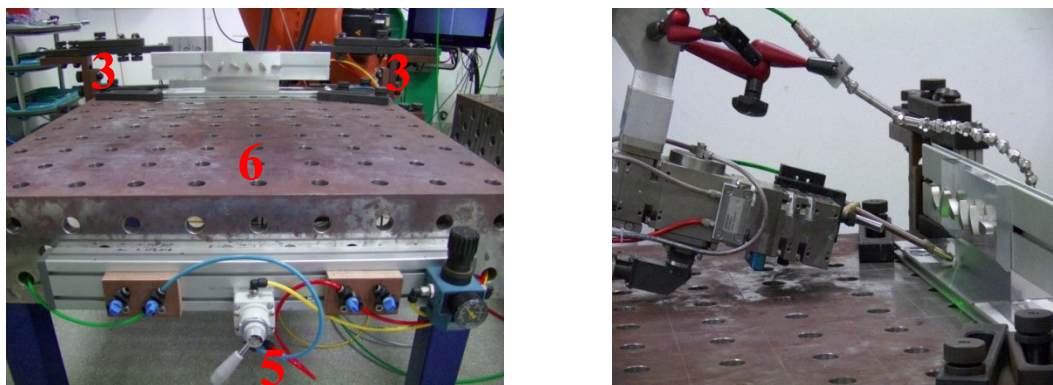


Abbildung (31): Spannvorrichtung (Frontansicht) mit justiertem optischen Kopf

Der Rahmen, in dem die Variation der Parameter stattfindet, ist maßgeblich durch die Anforderung der industriellen Tauglichkeit begrenzt. Für die Parameterbestimmung stehen somit sowohl wissenschaftliche Erkenntnisse, als auch praktische Umsetzbarkeit im Vordergrund. Um eine Betrachtung beider Sichtweisen zu ermöglichen, werden im folgenden

Parameter bestimmt, die eine industrielle Anwendbarkeit ermöglichen, sowie zur wissenschaftlichen Charakterisierung des Schweiß- und Richtverhaltens beitragen.

4.5.1 Schweißversuche

Die Initialparameterbestimmung für den Schweißvorgang wurde aus früheren Schweißungen mit vergleichbaren Materialien, Geometrien und Aufbauten des Helmholtz-Zentrums Geesthacht und der Versuche des Bremer Instituts für angewandte Strahltechnik – BIAS abgeleitet. Darüber hinaus wurden ausschlaggebende Veröffentlichungen auf diesem Gebiet wie [26] und [60–64] genutzt. Die Leistungsparameter wurden, angelehnt an [73] von 500 bis zu 800 W variiert. Für erste Beurteilungen werden Prozessfenstergrenzen der

1. ungenügenden Durchschweißung im Falle einer zu geringen Leistung (P_L),
2. ungenügenden Durchschweißung bei zu hohem Versatz Δa ,
3. Einbrandkerbe bei zu hoher Leistung (P_L) und
4. zu hohen Verformung des Außenblechs bei zu hoher Leistung (P_L)

festgelegt und zur ersten Beurteilung genutzt.

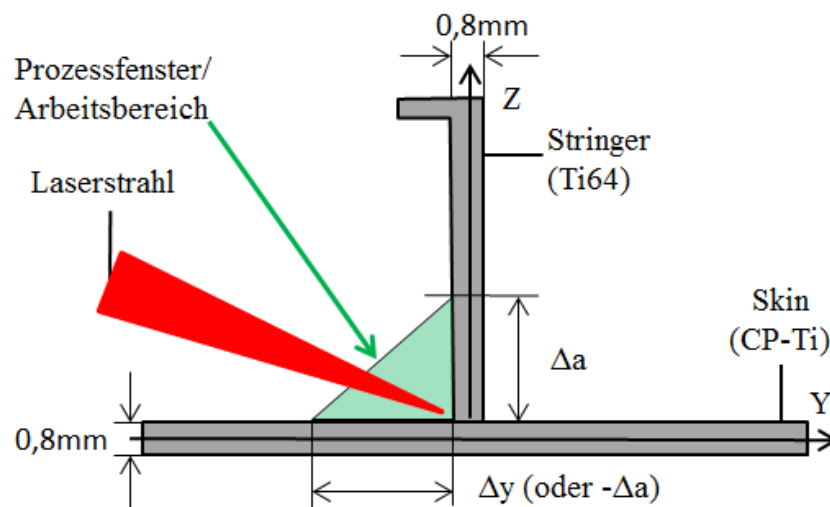


Abbildung (32): Theoretischer Entwurf eines geometrischen Prozessfensters

In [67] und [68] wurde aufgezeigt, dass sich die Anzahl an Poren bei einer Verringerung der Vorschubgeschwindigkeit durch eine Schmelzbadüberhitzung erhöht. Somit ist es für die Schweißnahtqualität von Vorteil eine möglichst hohe Vorschubgeschwindigkeit zu nutzen. In der industriellen Produktion wird ein Schweißnahtverfolgungssystem verwendet, das während des Schweißens die Position des Laserfokus überwacht und Lagekorrekturen vornimmt, falls Abweichungen auftreten sollten. Mit dem vorhandenen System kann jedoch laut Projektpartner lediglich für eine maximale Vorschubgeschwindigkeit von 4 m/min eine ausreichende Prozessgenauigkeit erreicht werden. Zur Einhaltung einer notwendigen Prozesssicherheit, sowie der Schweißung mit schnellstmöglicher Geschwindigkeit werden daher die Schweißversuche

mit 3,5 m/min durchgeführt. Der Einstrahlwinkel wurde auf 25° festgesetzt, um im finalen Demonstrator eine Erreichbarkeit aller Fügezonen zu ermöglichen. Dadurch ergibt sich die Notwendigkeit der Untersuchung im Hinblick auf den Versatz des Laserstrahls. Wie in Abbildung (33) aufgezeigt und in [76] bereits für ähnliche Material Geometrien untersucht, ist eine genaue Betrachtung des Einstrahlwinkels im Verhältnis zur Materialdicke notwendig, um eine normgerechte Durchschweißung und Anbindung zu erreichen.

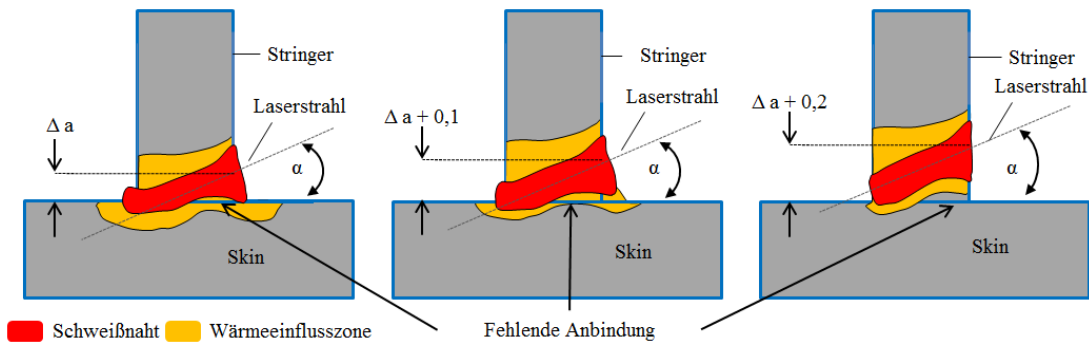


Abbildung (33): Höhenversatz des Lasers im Hinblick auf die Anbindung nach [76]

Durch die Vergrößerung des Fokussdurchmessers würde ein größerer Bereich des Werkstückes erhitzt. Wie in [45] untersucht wurde, bildet sich dadurch ein größerer Biegewinkel im Außenblech und das Verhältnis von Leistung zu Vorschubgeschwindigkeit muss zur Erreichung einer Durchschweißung erhöht werden. Diesen Effekt gilt es jedoch zu verhindern, da die Leistung aus Kostengründen so gering wie möglich gehalten werden soll. Für erweiterte Betrachtungen des Nahtverhaltens werden ebenfalls Versuche mit geringeren Einstrahlwinkeln vorgenommen, die einen geringere Wärmeeintrag im Außenblech sowie eine verbesserte Anbindung erwarten lassen.

4.5.2 Richtversuche

Die Richtprozesse sollen mittels defokussiertem Laserstrahls mit der gleichen Anlage durchgeführt werden. Der anliegende Laserstrahldurchmesser auf der Werkstückoberfläche verändert sich dabei relativ zur Fokussierung nach Gleichung (2.8). Durch diesen Effekt ist es möglich eine Parametervariation der Leistungsdichte (E_f) nach Gleichung (2.9) durchzuführen. Ziel der Richtversuche ist es, ein allgemeines Verhalten der Winkelbildung für den entwickelten Schweißprozess zu erarbeiten. Angelehnt an Laserformversuche des Bremer Instituts für angewandte Strahlentechnik, sowie des Departments of Engineering der Universität Liverpool, wird der Laser auf eine Distanz defokussiert, durch die nur wenige bis keine mikrostrukturellen Veränderungen im Blech durch den Richtprozess auftreten, oder das Material aufschmilzt [42, 64]. Da für die vorgestellten Materialien keine spezifischen Kenngrößen über deren Distorsionsverhalten in der vorgestellten Verbindung und Materialdicke vorliegen, werden diese in vorgelagerten Versuchsreihen ermittelt. Durch den in Kapitel 2.6 vorgestellten TGM wird

erwartet, dass sich das Biegeverhalten parabelförmig um ein Optimum verhält. Darüber hinaus werden Unterschiede im Verhalten des Außenblechs im unbearbeiteten und im verschweißten Zustand erwartet. Durch die vorherige Wärmeeinbringung des Außenblechs während des Schweißvorgangs wird erwartet, dass ein geringerer Verzugswinkel erwirkt werden kann, als es bei nicht verschweißtem Material der Fall ist. Der allgemeine Aufbau zur Durchführung der Richt- und Verformungsversuche ist in Abbildung (34) dargestellt.

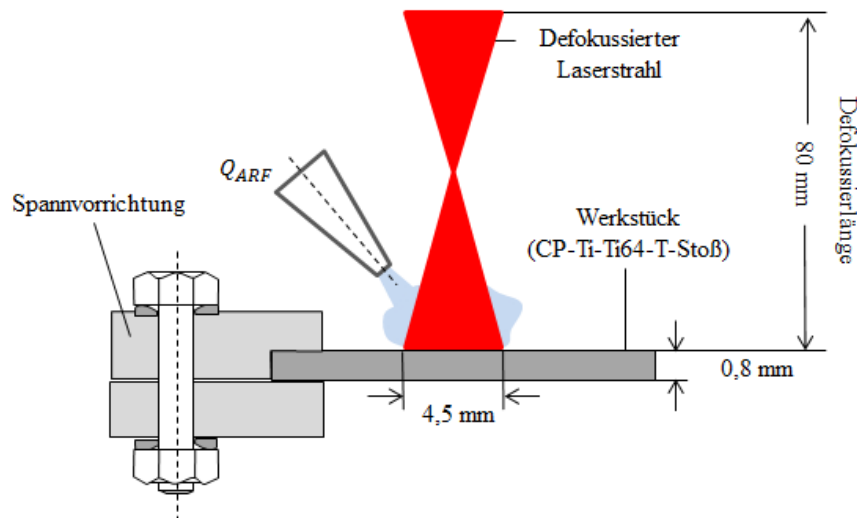


Abbildung (34): Versuchsaufbau für Laserricht-Vorversuchsreihe

Die Parametervariation im Rahmen dieser Versuchsreihe wird sich auf die Vorschubgeschwindigkeit und die Laserleistung beziehen. Die Defokussierung und der sich somit ergebende Fokusdurchmesser werden auf eine Größe dimensioniert, der der Wärmeeinflusszonenbreite während der Schweißung entspricht. Somit wird nicht mehr Material durch Wärme beeinflusst als nötig und der TGM wirkt exakt in dem Bereich, in dem sich das Außenblech zuvor abgewinkelt hat.

In [45] wurde herausgestellt, dass sich der maximale Biegewinkel im TGM bei einer Fokusdimensionierung, die das zehnfache der zu bearbeitenden Materialdicke entspricht, einstellt. Da im Rahmen dieser Arbeit jedoch kein maximaler Biegewinkel erzielt werden soll, sondern das Hauptaugenmerk auf der Rückformbarkeit des Materials liegt, wurde von dieser Dimensionierung abgesehen. Darüber hinaus wurden die vorliegenden Auswertungen über den maximalen Biegewinkel an nicht verschweißtem Material durchgeführt.

Für das allgemeine Biegeverhalten wird, wie in [78] bereits betrachtet, des Weiteren die Annahme getroffen, dass sich durch die Abwinklung des Blechs eine Materialverdickung am bestrahlten Querschnitt einstellt. Diese Verdickung kann Einfluss auf spätere Richtvorgänge haben. Der TGM wird nach dieser Annahme für einen dickeren Materialdurchmesser ebenfalls

für einen veränderten Parameterwert, als für die vorherige Bestrahlung ein Optimum annehmen. Dadurch wird eine Reduzierung des Biegewinkels für eine weitere Bestrahlung mit derselben Parameterwahl erwartet. Die Materialverdickung durch die Biegung wird in Abbildung (35) nach [78] veranschaulicht.

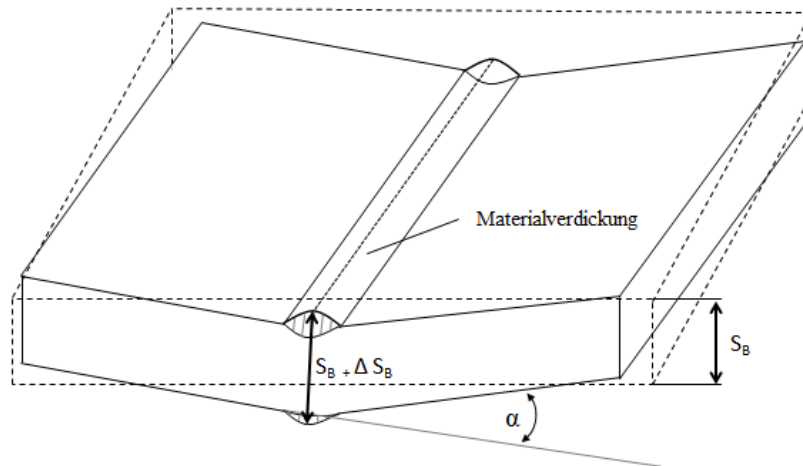


Abbildung (35): Verdickung des Werkstücks an der Biegekante nach [78]

5 Schweißnahtbeurteilung

Im Rahmen der Schweißnahtbeurteilung erfolgt eine stufenweise Betrachtung der Nahtverbindung. Erst nach bestandener Prüfung aller Kriterien gilt die erhaltene Schweißnaht als akzeptabel. Die ISO 4578:2011, sowie die amerikanische Norm AWS D17.1:2001 wurden speziell für die Definition und Beurteilung von Schweißnahtverbindungen in der Luft- und Raumfahrt erstellt, die in einer normalen Fertigung erwartet werden. Bei der Herstellung von T-Stoßverbindungen mittels Schweißung entsteht die sogenannte Kehlnaht. In den genannten Normen finden sich speziell für diese Nahtarten definierte Unregelmäßigkeiten und Anbindungsfehler, die im Rahmen dieser Arbeit betrachtet werden. Weiterführend werden die notwendigen Beurteilungsmethoden und die einzuhaltenden Grenzwerte erläutert.

5.1 Optische Charakterisierung/Sichtprüfung der Nahtausbildung

Die erste Beurteilung der Schweißnaht erfolgt visuell durch eine Betrachtung mit bloßem Auge und bei Bedarf unter Zuhilfenahme eines Mikroskops oder einer Lupe. Hierbei wird in erster Linie die Durchgängigkeit der Schweißnaht begutachtet. Es dürfen keine Unstetigkeiten der Naht, sowie Anbindungsfehler zu erkennen sein. Die optimal durchgeschweißte Nahtausbildung im T-Stoß, sowie grenzwertige Durchschweißungen bis zum völligen Anbindungsverlust werden in Abbildung (36) gezeigt. Es ist eine kontinuierliche Nahtausbildung über den gesamten Fügebereich zu erreichen. Bei einer positiven Beurteilung der Nahtausbildung wird die Schweißnahtprüfung mit Hilfe einer metallographischen Untersuchung weitergeführt.

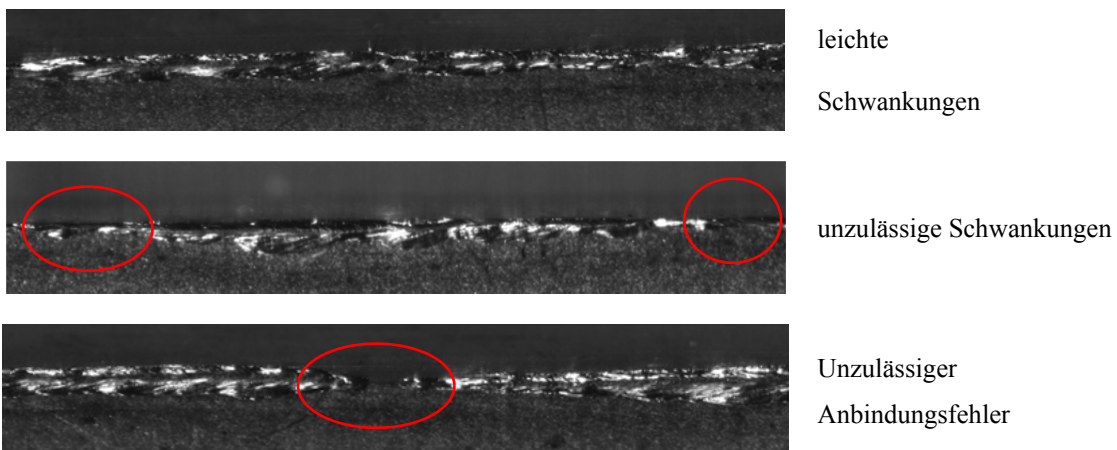


Abbildung (36): Nahtausbildungen und Fehler

5.2 Metallographische Untersuchung

Für eine nähere Betrachtung der Schweißnaht innerhalb der Fügezone wird eine metallographische Untersuchung vorgenommen. Diese gibt Aufschluss darüber, ob eine vollständige Durchschweißung vorliegt, inwieweit eine vollständige Anbindung der zu verbindenden Stoßkanten gegeben ist, wie die Wärmeeinflusszone (WEZ) und die Verbundzone ausgeprägt sind und in welchem Umfang Gefügeänderungen im Material vorliegen. Darüber hinaus kann im metallographischen Querschliff eine Charakterisierung der Mikrostruktur vorgenommen werden und somit Aussagen über Kornstruktur, Ausscheidungen und Phasenübergänge der Zonen getroffen werden. Im Rahmen dieser Arbeit liegt der Schwerpunkt jedoch in der erstgenannten Beurteilung der Durchschweißung, sowie der Ausbildung der Wärmeeinfluss-, sowie Fügezone im Allgemeinen. Für spätere Charakterisierungen im Rahmen des DelasTi-Projektes gilt es jedoch genannte metallographische Charakterisierungen durchzuführen. Allgemein werden die bereits in 4.5 aufgeführten Punkte der leistungs- und höhenversatzbezogenen Parameter beurteilt. Abbildung (37) veranschaulicht das zu ermittelnde Prozessfenster in Bezug auf die genannten Einflussgrößen.

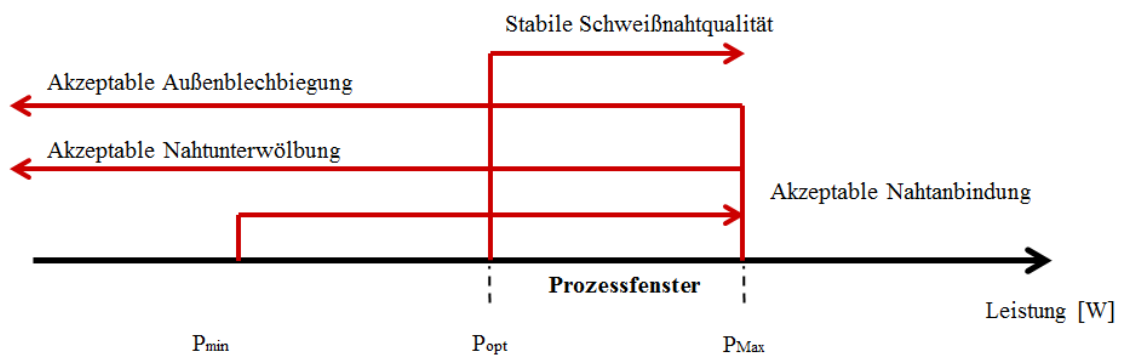


Abbildung (37): Prozessfenster zur Grobbeurteilung der Schweißverbindung

5.3 Röntgenanalyse

Bei der Röntgenanalyse wird das Werkstück einer Röntgen- oder Gammastrahlung ausgesetzt. Beim Durchgang durch das Material wird die Strahlung durch Absorption und Streuung geschwächt und trifft anschließend auf den hinter dem Werkstück positionierten Film. Auf diesem bildet sich nun ein Strahlungsrelief ab. Im Fall einer Verunreinigung mit geringerer Dichte als das umgebende Material oder einer Fehlstelle, wie bei einer Pore, gelangt mehr Strahlung durch das Material als in den umliegenden Bereichen. Dies macht sich durch eine Verdunkelung auf dem Film bemerkbar. Im Fall von Verunreinigungen oder Inhomogenitäten mit höherer Dichte, werden diese Bereiche als hellere Bereiche auf dem Film abgebildet. Im Rahmen dieser Arbeit wurde eine Röntgenröhre Isovolt 320/13 der Firma Seifert verwendet. Es wurde ein Einstrahlwinkel von $\alpha_R = 42^\circ$, ein Abstand der Strahlquelle von der Schweißnaht (HR) von 800 mm, ein Röhrenstrom von 70 [kV], bei einem Röhrenstrom von 4,2 [mA] und einem Brennfleck von 1,5 x 1,5 mm genutzt. Für die Prüfung der Schweißnaht wurde die AWS D17.1:2001 verwendet, da die ISO 4578:2011 keine explizite Richtlinie in Bezug auf Poren beinhaltet. Der Vorgang der Röntgenprüfung erfolgte durch eine zertifizierte Fachkraft und nach DIN EN ISO 17636-1:2013-05. In Abbildung (38) ist der beschriebene Aufbau zur Röntgenprüfung, sowie der Mechanismus zur Abbildung von Poren aufgezeigt.

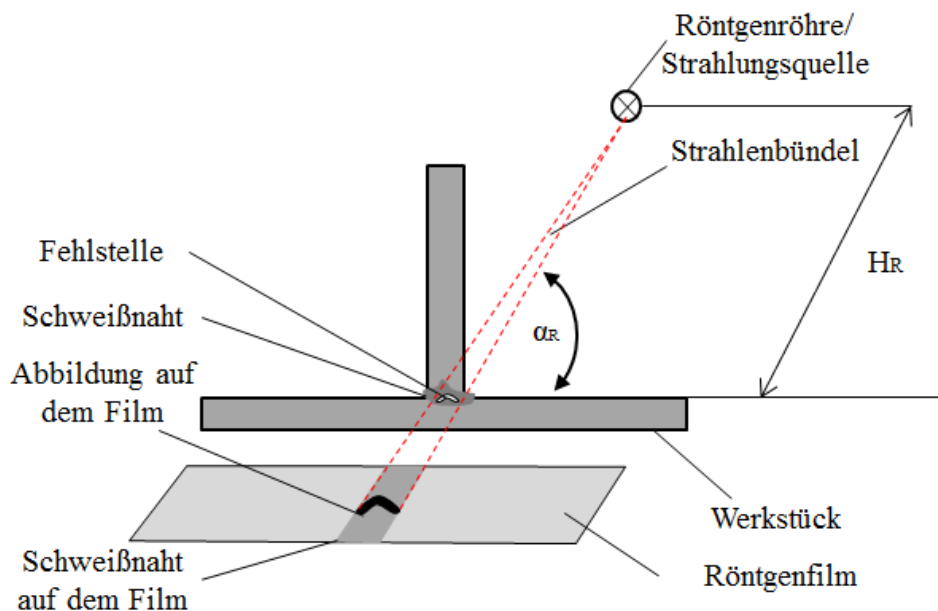


Abbildung (38): Aufbau für die Röntgenprüfung nach [79]

5.4 Pull-Out-Versuch

Die mechanische Charakterisierung dient der Quantifizierung der Werkstückeigenschaften nach der Schweißung. Die erstellten Schweißverbindungen müssen den mechanischen Einflüssen in ihrem späteren Einsatzgebiet standhalten können. Hierzu werden zerstörende Prüfungen durchgeführt, die sowohl die in der Praxis auftretenden Belastungen simulieren, als auch die Güte der Verbindung quantifizieren.

Für die Prüfung der Anbindung des Stringers an das Außenblech kann ein sogenannter Pull-out-Versuch durchgeführt werden. Dieser ist nicht genormt und dient in erster Linie dazu, die Kenngrößen der Schweißverbindung unter statischer Last aufzuzeigen. Eine alternative Bezeichnung für diese zerstörende Prüfung ist „Verbindungs- oder Kopfzugfestigkeit“. Es erfolgt ein statischer Lastfall senkrecht zum Grundblech, der am Stringer angelegt wird. Auf diese Weise kann gemessen werden bis zu welcher Kraft die Schweißverbindung die Komponenten halten kann. Eine stabile Schweißnahtverbindung liegt vor, wenn der Abriss (die Bruchlage) nicht an der Schweißnaht, sondern im Material auftritt. Dieser Fall beweist, dass die Schweißnaht eine Festigkeit oberhalb der materialspezifischen Festigkeit aufweist. Zur Durchführung dieses Versuchs wird die T-Stoßverbindung mit sogenannten „Beißbacken“ am Stringer und Niederhaltern am Außenblech eingespannt. Über die obere Beißbackenprobenfassung wird nun eine stetig steigende Kraft (F_z) aufgetragen. Abbildung (39) veranschaulicht den erläuterten Pull-out-Versuchsaufbau, sowie die wichtigsten wirkenden Kräfte.

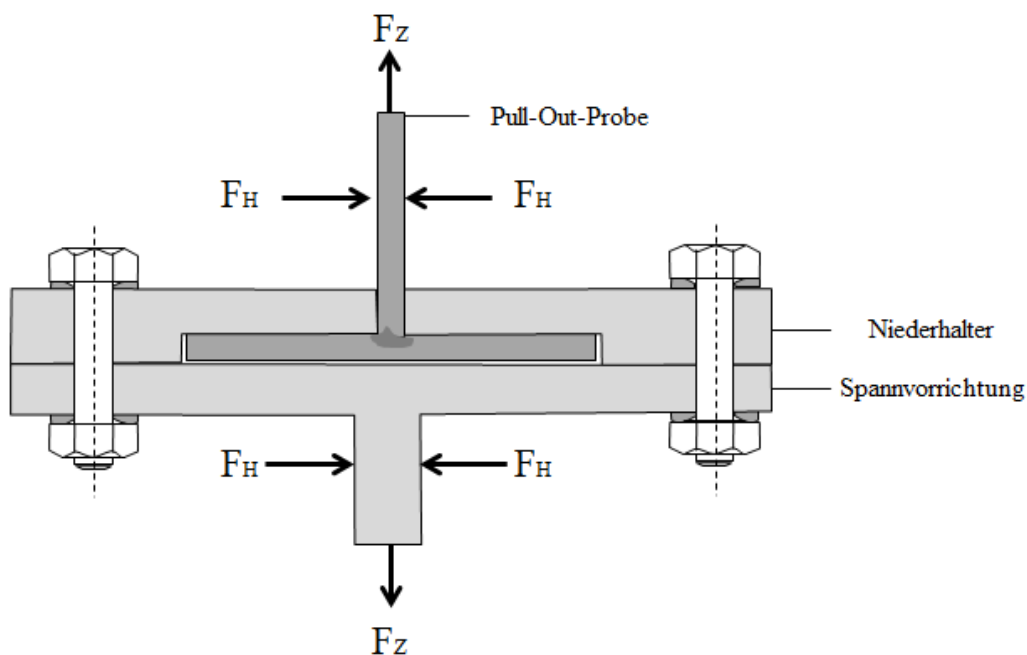
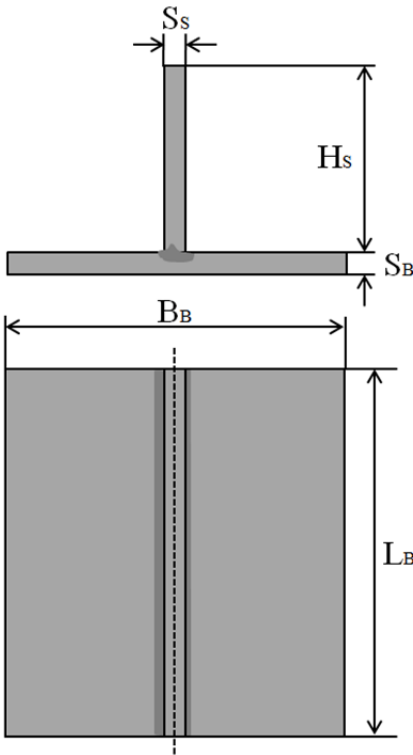


Abbildung (39): Versuchsaufbau für einen Pull-Out-Test nach [79]

Die mit der Prüfmaschine gekoppelte computergestützte Messeinrichtung erfasst während des Versuchs die wirkenden Kräfte und Materialverformungen und berechnet darüber hinaus die auftretenden Spannungen. Als Ergebnis wird im Anschluss an die Prüfung ein Kraft-Verformungsdiagramm erstellt, welches die gewünschten Kenngrößen der Probe enthält. Für die Prüfungen im Rahmen dieser Arbeit wurde eine 100 kN Zugmaschine RM100 der Firma Instron genutzt. Tabelle (7) zeigt die für die computergestützte Messeinrichtung notwendigen geometrischen Informationen der Probe. Mit Hilfe dieser Daten und Gleichung (6.1) ist es möglich die aus dem Versuch ermittelten Daten in ein Spannungs-Dehnungsdiagramm zu übertragen.

$$\sigma = \frac{F_Z}{L_B * S_S} \quad (6.1)$$

Tabelle (7): Pull-Out Probenabmessung		
 <p>Das Diagramm zeigt die geometrischen Abmessungen einer Pull-Out Probe. Ein vertikales Stringer-Symbol mit der Dicke S_S ist auf einem horizontalen Grundblech mit der Dicke S_B montiert. Die Höhe des Stringers ist H_S. Die Breite des Grundblechs ist B_B und die Gesamtlänge der Probe ist L_B.</p>	Stringerdicke (S_S)	0,8 mm
	Stringerhöhe (H_S)	50 mm
	Grundblechdicke (S_B)	0,8 mm
	Grundblechbreite (B_B)	10,8 mm
	Probenlänge (L_B)	20 mm

6 Verzugsmessung

Um die Verformungseffekte zu quantifizieren, wurden diese mit einer speziell auf den sich ergebenden Prozess abgestimmten Messeinrichtung aufgenommen. Unter Zuhilfenahme eines CNC-Bearbeitungszentrums der Firma IXION wurde ein Laserscanner mit einer Vorschubgeschwindigkeit (v_s) von 6 m/min über das Werkstück geführt. Die Aufnahme des Winkels erfolgt dabei durch die Dokumentation des Höhenunterschiedes der Materialoberfläche zur Messeinrichtung. Die Datenrate (f_{Hz}) beträgt 5 Hz, somit ergibt sich bei einer Grundblechbreite (B_B) von exemplarisch 100 mm nach

$$v_s * B_B * f_{Hz} = n_{Data} \quad (6.2)$$

eine Datenausgabe von 50.000 Messpunkten und eine Messpunktdistanz von $2 * 10^{-3}$ mm. Anschließend wurde durch lineare Regression eine Ausgleichsgerade des Bereichs vor der Wärmeeinflusszone und eine Gerade nach der Wärmeeinflusszone ermittelt. Durch das Verhältnis der Messgeschwindigkeit zur aufgenommenen Höhendifferenz (h) kann unter Zuhilfenahme einer Winkelfunktion der Winkel der beiden Geraden errechnet werden. Bei Bauteilen mit mehr als einem Stringer wurde dieser Vorgang für jeden in Abbildung (40) dargestellten Stringerbereich wiederholt. Der Versuchsaufbau zur Aufnahme des Verzugswinkels besteht im Kern aus einer Halterung für die T-Stöße, sowie eines Laserscanners. In Abbildung (40) sind der verwendete Aufbau zur Verzugsmessung dargestellt und die essentiellen Bestandteile gekennzeichnet. Die Messgenauigkeit der Anlage liegt im Bereich bis 10^{-8} m, wobei dieser Maximalbereich außerhalb der für diese Messungen notwendigen Genauigkeit liegt und somit lediglich eine Distanzaufnahme bis zu einer Genauigkeit von 10^{-5} m genutzt wurde.

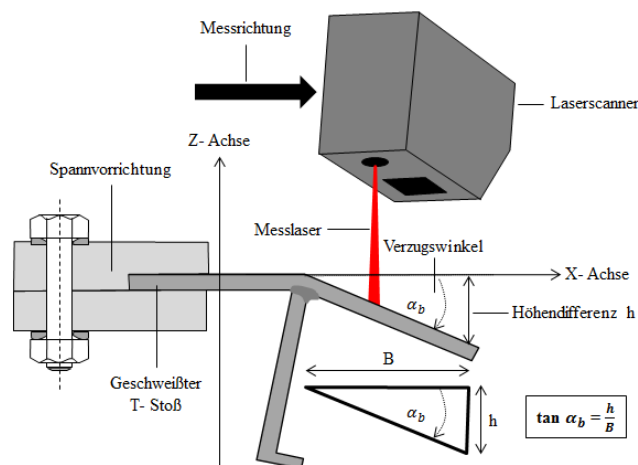


Abbildung (40): Aufbau zur Ermittlung des Verzugswinkels mittels Laserscanner

6.1 Verzugsverhalten von CP-Ti

Um eine Aussage darüber treffen zu können, wie sich der Verzugswinkel im Außenblech ausprägen wird, wurde eine Vorversuchsreihe durchgeführt. In dieser wurde untersucht, wie sich das Verzugsverhalten des CP-Ti-Blechs in Abhängigkeit unterschiedlicher Laserleistung, Vorschubgeschwindigkeit und Fokussierung des Laserstrahls darstellt. In Anlehnung an [45], [73] und [80] wurden Bleche der Abmessung 50 mm x 50 mm x 0,8 mm an einer Kante eingespannt und ein Laserstrahl über das Blech geführt. Die Eckdaten der Versuchsreihe sind darüber hinaus in Tabelle (8), der grundsätzliche Versuchsaufbau in Abbildung (34) dargestellt.

Tabelle (8): Eckdaten der Vorversuchsreihe zur Distorsionsdarstellung im CP-Ti-Blech		
Leistung	900 - 1200	W
Fokusedurchmesser	4,5	mm
Fokussierung	+ 80	mm
Material	CP-Ti	-
Werkstückabmessung	50 x 50 x 0,8	mm
Graphitbeschichtung	Nein	-
Anzahl der Vorgänge	1	-
Schutzgas (Argon)	25	l/min

Der Fokusedurchmesser von 4,5 mm wurde im Rahmen der Vorversuchsreihe gewählt, da sich die später zu bearbeitende Biegekante inklusive der erkennbaren Wärmeeinflusszone auf der Rückseite des geschweißten Außenblechs mit einer Breite von 4,5 mm abzeichnet. Aus diesem Fokusedurchmesser ergibt sich nach Gleichung (2.8) eine notwendige Defokussierung des Lasers von + 80 mm. Wie in [81] experimentell bewiesen wurde, erhöht sich der Absorptionskoeffizient zusätzlich zu den in Kapitel 2.3 dargestellten Einflussgrößen, durch die vorherige Beschichtung des Werkstücks mit einer Graphitschicht. Auf die Beschichtung der Außenbleche im Rahmen des DelasTi-Projektes wurde auf Anweisung des Projektpartners verzichtet. Für die theoretische Betrachtung des Verzugsverhaltens ist eine Graphitbeschichtung jedoch allgemein ratsam. Während des Erhitzens der Werkstückoberfläche wird in der Wärmeeinflusszone für eine permanente Schutzgaszufuhr gesorgt, die wie beim Laserstrahlschweißen am optischen Kopf mitgeführt wird.

Um eine Vergleichbarkeit der energiebezogenen Parameter wie der Laserleistung im Verhältnis zur Vorschubgeschwindigkeit herstellen zu können, wird auf eine Angabe der Leistung pro

Strecke zurückgegriffen. Diese sogenannte Streckenenergie ist in der Wissenschaft sowie in der Praxis allgemein anerkannt und berechnet sich nach

$$P_s = \frac{P_L}{v_s} \quad (6.3)$$

mit der Laserleistung (P_L) und der Vorschubgeschwindigkeit (v_s). Durch die für diese Vorversuchsreihe gewählten Leistungs- und Vorschubparameter ergibt sich somit die in Abbildung (41) aufgetragene Streckenenergie. Anzumerken ist in diesem Kontext jedoch, dass diese Ermittlung der Streckenenergie nach (6.3) nur zur Abschätzung dient, da bei gleicher Streckenenergie eventuell unterschiedliche Effekte auftreten können. So ergeben sehr geringer Leistungen und ebenfalls sehr geringe Vorschubgeschwindigkeiten unter Umständen die gleiche Streckenenergie wie sehr hohe Leistungen und sehr hohe Vorschubgeschwindigkeiten. Die auftretenden Effekte im Material sind jedoch unterschiedlich.

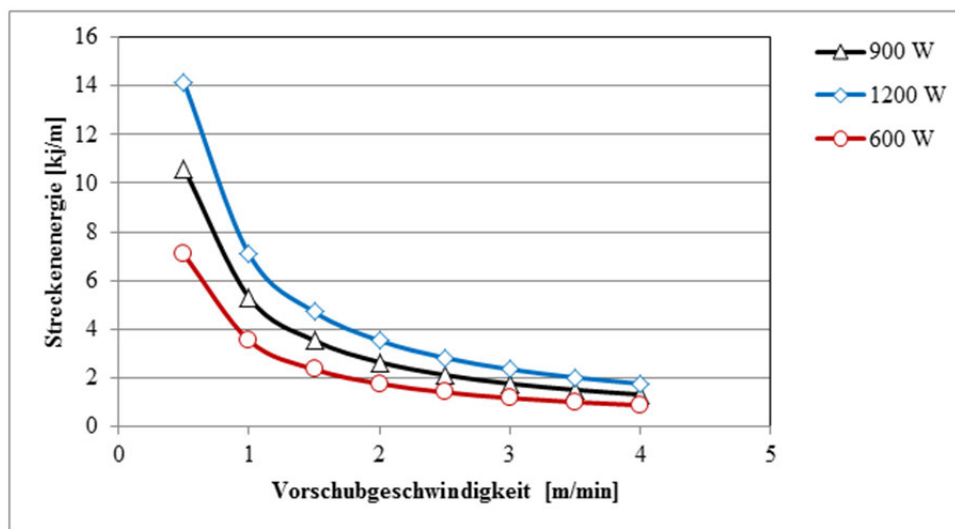


Abbildung (41): Streckenenergieverhalten aus Leistungs- zu Vorschubparameter

Wie in Kapitel 2.3 bereits erläutert, ist der Absorptionskoeffizient neben der Oberflächenbeschaffenheit des Werkstoffes ebenso von der Temperatur, mikrostrukturellen Beschaffenheit, dem Eingangswinkel der Laserquelle, sowie dessen Wellenlänge abhängig. Da sich während des Erhitzens der Werkstückoberfläche Kenngrößen wie das Temperaturfeld und die Mikrostruktur des Materials permanent verändern und nicht mit einem determinierten Wert realitätsgetreu ausgedrückt werden können, wird für die Absorption lediglich ein angenäherter Wert von 0,3 angenommen, der sich aus [63] und [66] ergibt.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde darüber hinaus lediglich eine visuelle Messung der Wärmeeinflusszone durchgeführt, die ebenfalls ein wichtiger Bestandteil zur Berechnung des sich einstellenden Biegewinkels darstellt. Für weitere genauere Betrachtungen der Wärmeverteilung im Material könnte eine Simulation der Wärmeverteilung unter Zuhilfenahme der gauss'schen Wärmeverteilung nach

$$H_f(x, y) = \frac{2 * P_L}{\pi * d(Z)^2} \frac{-2 [(x-x_0)^2 + (y-y_0)^2]}{d(Z)^2} \quad (6.4)$$

mit (x_0, y_0) als Koordinaten des Zentrums des Laserstrahls oder einer einheitlichen Wärmeverteilung nach

$$H_f(x, y) = \frac{P_L}{\pi * d(Z)^2} \quad 0 \leq d_f \leq d(Z) \quad (6.5)$$

herangezogen werden. Mögliche Randbedingungen zur Messung der Wärmeübergangsmenge wären eine freie Wärmekonvektion über das gesamte Werkstück mit der Wärmeübergangsmenge (C_H) nach

$$C_H = \zeta * (T_s - T_0) \quad (6.6)$$

, der Momentantemperatur im direkt erwärmten Bereich (T_s), der Umgebungstemperatur (T_0) und dem Wärmeübergangskoeffizienten (ζ) [82].

Zusätzlich zu diesen komplexen Zusammenhängen können in der Praxis Umstände wie die Genauigkeit der Schweiß- und Richtanlage, sowie der Verunreinigungsgrad des Werkstückes deutlichen Einfluss auf die Kalkulation des sich einstellenden Winkels haben.

6.2 Verzugverhalten von CP-Ti-T64-T-Stößen

Da das CP-Ti-Außenblech durch die ermittelten Schweißparameter in einer festen Schweißverbindung in T-Stoß-Form vorliegt, haben bereits schweißinduzierte Wärmeeinbringungen stattgefunden und mikrostrukturelle Veränderungen hervorgerufen. Diese Tatsache gibt Anlass zur Annahme, dass sich das Außenblech nach der Schweißung nicht mehr nach dem in der Vorversuchsreihe ermittelten Biegeverhalten für reines CP-Ti-Blech rückformen lässt. Aus diesem Grund wurde ebenfalls eine Versuchsreihe zur Ermittlung des Biegeverhaltens für unperforiertes CP-Ti-Blech im verschweißten T-Stoß durchgeführt. Der Versuchsaufbau ist in Abbildung (42) skizziert.

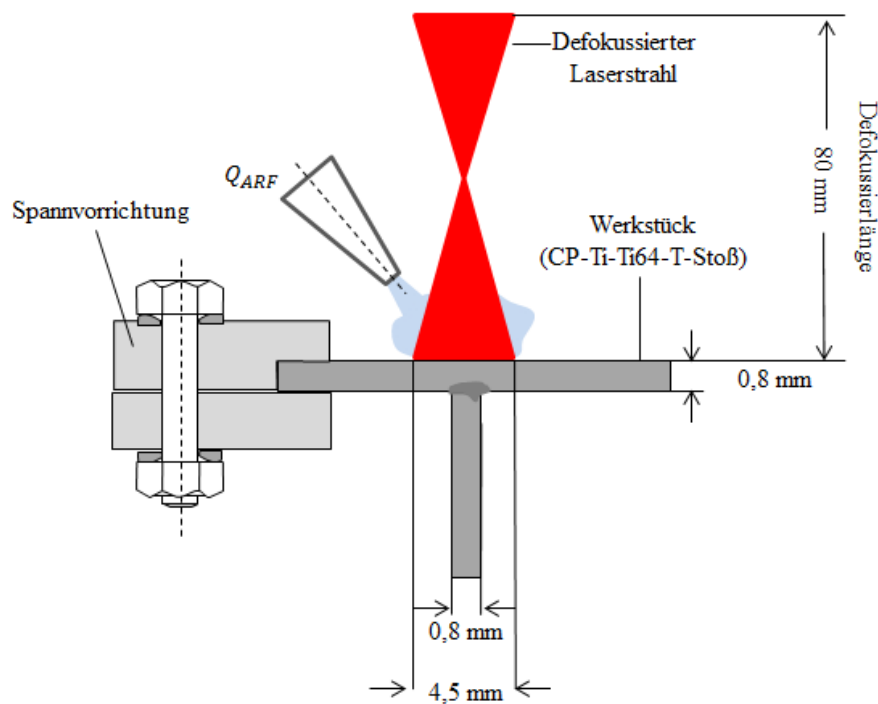


Abbildung (42): Versuchsaufbau für die Laserricht-Vorversuchsreihe im T-Stoß

Für das DelasTi-Projekt muss ein Versuchsdurchlauf des gleichen Aufbaus und Ablaufs durchgeführt werden, der jedoch perforiertes Material beinhaltet. Darüber hinaus wurde in [80] analysiert, dass sich der Biegewinkel zusätzlich zu den genannten Einflussgrößen mit zunehmender Länge vergrößert. Dieser Effekt wurde im Rahmen dieser Arbeit lediglich rechnerisch vereinfacht betrachtet und muss für den industriellen Einsatz einer genaueren Untersuchung unterzogen werden, da dort Blechlängen von bis zu vier Metern auftreten. Die in dieser Arbeit betrachteten Werkstücke liegen bei einer unkritischen Abmessung, sodass dieser Größeneffekt vernachlässigt werden kann.

7 Ergebnisse und Diskussion

Im Folgenden werden die erarbeiteten Ergebnisse dargestellt, mit eingehender Fachliteratur belegt und interpretiert. Dabei erfolgt lediglich eine übersichtliche Zusammenstellung der Erkenntnisse. Die ausführliche Dokumentation der einzelnen Ergebnisse findet sich im Anhang dieser Arbeit.

7.1 Laserstrahlschweißparameter

Für den Laserstrahlschweißprozess von unperforiertem CP-Ti-Blech und Ti64-Stringern konnte festgestellt werden, dass sich reproduzierbare und normgerechte Schweißverbindungen für die Parameterwahl aus Tabelle (9) ergeben. Generell wird ein möglichst geringer Einstrahlwinkel angestrebt, da in diesem Fall ein geringer Wärmeeintrag in das Außenblech angenommen wird. Die Analyse dieses Zusammenhangs erfolgt in 7.1.1 anhand metallographischer Untersuchungen. Für den Fall erschwerter Zugänglichkeit der Fügezone, ist es trotz dieses Effektes von Nöten auch ein Prozessfenster für größere Einstrahlwinkel zu ermitteln. Dieses ist ebenfalls in Tabelle (9) deklariert. Daraus ist zu erkennen, dass durch die Wahl eines um 10° größeren Einstrahlwinkels, die benötigte Streckenenergie um 9 %, bzw. die Laserleistung um 100 W gesteigert werden muss und zudem ein Höhenversatz von 0,2 – 0,3 mm erfolgen muss. In Kapitel 7.1.1 wird die Begründung für diese Notwendigkeit anhand metallographischer Analysen dargestellt.

Tabelle (9): Prozessfenster normgerechter Schweißverbindungen von CP-Ti und Ti64		
Parameter	Einstrahlwinkel 15°	Einstrahlwinkel 25°
Leistung	725 W	625 W
Vorschub	3,5 m/min	3,5 m/min
Streckenenergie	11,8 kJ/m	10,7 kJ/m
Offset	0 mm	+ 0,2 - 0,3 mm
Fokus	0 mm	0 mm

7.1.1 Metallographie

Im Zuge der Vorbereitung für eine metallographische Untersuchung, wurde im ersten Schritt ein 20 mm langes Stück der Schweißnaht aus den Proben herausgesägt. Die Entnahme des zu untersuchenden Nahtquerschnitts erfolgt hierbei nach einer Schweißnahtlänge von 30 mm, um eine Vergleichbarkeit zu gewährleisten. Anschließend wurden sie unter Zuhilfenahme von Demotec 30 eingebettet. Es folgte ein stufenweiser Schleif- und Polierprozess, bis die betrachtende Querschnittsfläche unter einem digitalen DMI 5000M Mikroskop der Firma Leica, in Verbindung mit einer spezifischen Auswertungssoftware der Firma Olympus für eben befunden werden konnte. Als letzter Schritt wurden die Probenstücke mit sogenanntem Kroll-Ätzmittel, einem flusssäurehaltigem Mikro- und Makroätzmittel geätzt, um die Mikrostruktur in der Fügezone sichtbar zu machen.

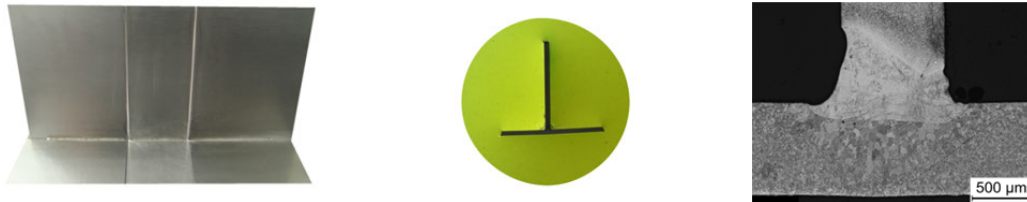


Abbildung (43): Ablauf der metallographischen Analyse

Zu Vergleichszwecken wird in Abbildung (45) eine Gegenüberstellung zweier Querschliffe der metallographischen Analyse der Schweißverbindungen mit gleichen Prozessparametern, jedoch unterschiedlichen Einstrahlwinkeln aufgeführt. Es wird ersichtlich, dass die Erhöhung des Einstrahlwinkels einen erhöhten Wärmeeintrag in das Außenblech zur Folge hat. Darüber hinaus erfolgen keine genügende Durchschweißung, sowie eine Erhöhung der Einbrandkerbe. Des Weiteren konnte eine Erhöhung der Einbrandkerbe im Stringer festgestellt werden. Diese erfolgt durch eine Kombination aus zu geringem Versatz (Δa) und zu hohem Einstrahlwinkel des Lasers (α). In dieser Konstellation wird ein Teil der Laserstrahlung nach dem Auftreffen auf das Grundblech in den Stringer reflektiert. Somit entsteht keine ausreichende Durchschweißung im Grundblech und zudem eine Vertiefung der Einbrandkerbe im Stringer. Für eine normgerechte Schweißverbindung ist es somit allgemein notwendig (Δa) zu erhöhen, um sowohl eine Durchschweißung, als auch eine Minimierung der Wärmebeeinflussung im Außenblech zu erwirken. Abbildung (46) visualisiert die Abhängigkeit der Schweißnahtgüte von Δa und der Laserleistung und zeigt die auftretenden Effekte in metallographischen Querschliffen. Darüber hinaus wird in Abbildung (44) die beschriebene Reflexion des Laserstrahls für zu hohe Einstrahlwinkel und zu geringem Versatz gezeigt.

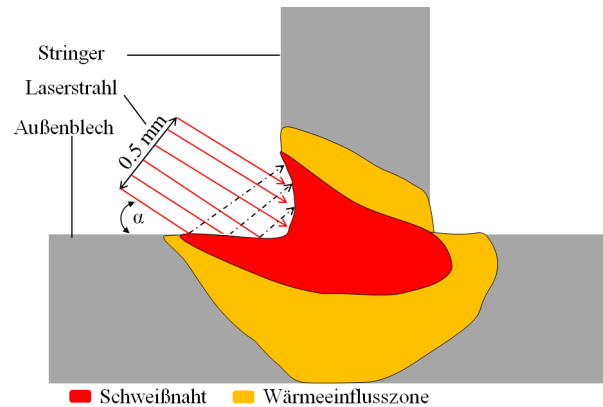


Abbildung (44): Reflexion des Laserstrahls bei großen Einstrahlwinkeln

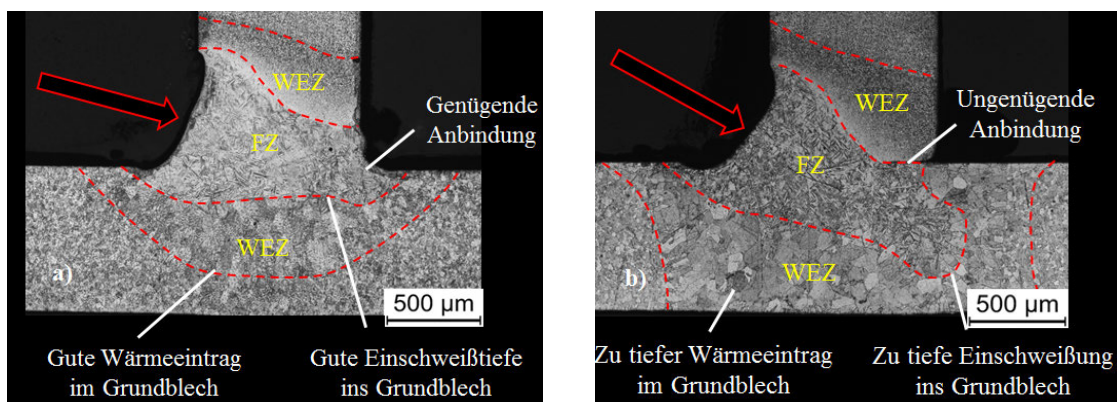


Abbildung (45): Schweißnaht bei Änderungen des Einstrahlwinkels 15° a) und 25° b)

Aus der Parameteranalyse wird ersichtlich, dass ein allgemeiner Zusammenhang zwischen der Variation von Δa und der Güte der Durchschweißung besteht. Geometrische Gegebenheiten wie in Abbildung (33) aufgezeigt bedingen eine notwendige Versatzlage (Δa) von 0,2 mm zur Erreichung einer ausreichenden Durchschweißung. Darüber hinaus liegt darin ebenfalls die Begründung für den erhöhten Wärmeeintrag des Außenblechs bei einer Reduzierung des Offsets. Bezüglich der Leistungsparameter kann festgestellt werden, dass für eine Erhöhung der Laserleistung die Tiefe der Einbrandkerbe zunimmt. Es ergibt sich eine maximale Laserleistung von 650 W für eine normgerechte Einbrandkerben-Tiefe von 5% der Materialdicke. Durch den Effekt der erhöhten Wärmebehandlung bei der Erhöhung der Laserleistung und der Nutzung der in Tabelle (10) aufgeführten Abhängigkeiten, ist es somit jedoch möglich bei einem zu gering gewählten Einstrahlwinkel und Offset von $< 0,2$ mm trotzdem eine ausreichende Durchschweißung zu erreichen. Diese Ausgleichmöglichkeit ist jedoch durch die bereits erläuterte Vergrößerung der Einbrandkerbe für Leistungserhöhungen begrenzt.

Parameteränderung	Tendenz	Einbrandkerbe	Durchschweißung	Außenblechbeeinflussung
Leistung	+	+	+	+
Offset	+	-	+	-
Leistung/ Offset	+/-	+	+	+
Leistung/ Offset	-/+	-	-	-

Erhöhung + Verkleinerung -

Ergänzend wurde in Abbildung (46) sowie in Abbildung (59) in vergrößerter Darstellung eine Übersicht der Schweißnahtausprägung für die Variationen aus Tabelle (10) im metallographischen Querschliff veranschaulicht.

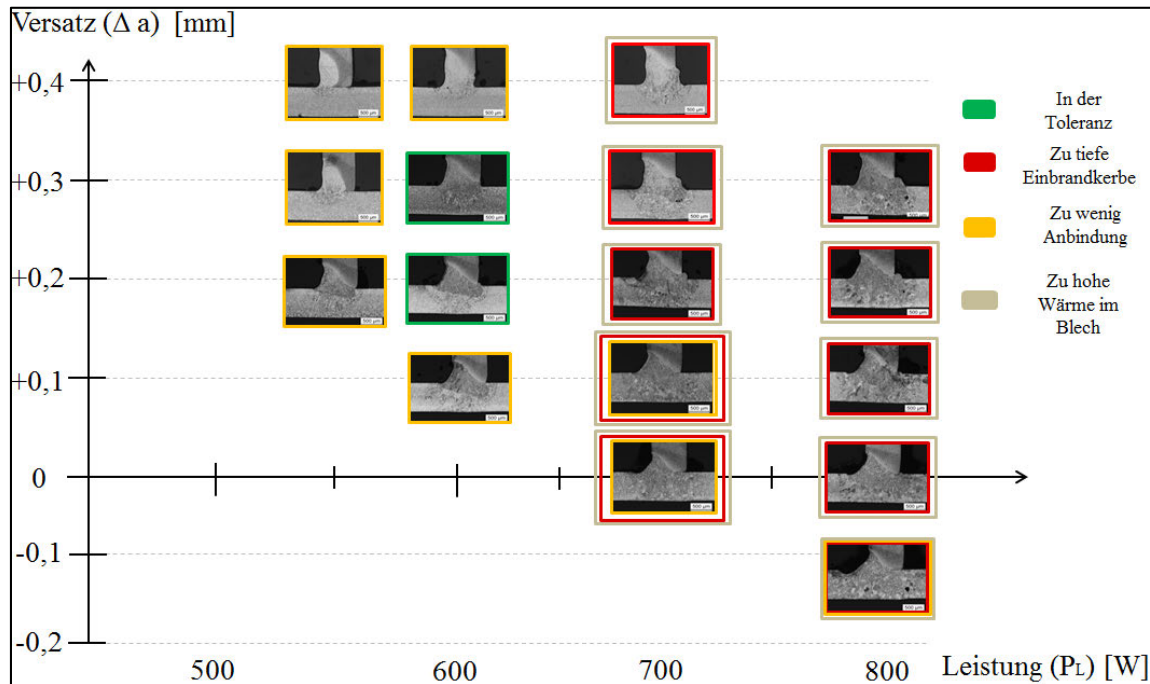


Abbildung (46): Metallographische Übersicht der Leistungs- und Versatzparameter

Für weitere Untersuchungen wurde das Prozessfenster für Schweißverbindungen mit erschwerter Zugänglichkeit verwendet. Hierfür wurden zusätzlich zur metallographischen Analyse sowohl Röntgenanalysen nach Abschnitt 5.3, als auch Pull-Out-Versuche zur mechanischen Charakterisierung nach Abschnitt 5.4 durchgeführt.

7.1.2 Röntgenanalyse

Die zu erfüllenden Anforderungen hinsichtlich der Porosität sind in der amerikanischen Norm AWS D17.1:2001 definiert. Danach dürfen zur Erfüllung der Güteklasse B keine individuellen Porendurchmesser über 0,26 mm und keine akkumulierte Porenlänge von mehr als 1 mm auftreten. Darüber hinaus muss der Porenabstand mehr als das Vierfache des Durchmessers der benachbarten größeren Pore betragen. Die in Kapitel 5.3 beschriebene Röntgenuntersuchung ergab, dass sich in der untersuchten Schweißnaht keine Poren von $> 0,15$ mm befanden. Des Weiteren wurde ein akkumulierter Porendurchmesser von 0,78 mm festgestellt. Somit kann festgehalten werden, dass der begutachtete Schweißnahtabschnitt den Kriterien entspricht. Abbildung (47) a) und b) zeigen vergrößerte Aufnahmen des ausgewerteten Röntgenfilms mit einem Schattenfilter zur verbesserten Sichtbarkeit der Poren. Die dargestellten Filmausschnitte wurden an unterschiedlichen Stellen der Schweißnaht aufgenommen. Die Bildqualität liegt bei einer maximalen Auflösung von $0,05 \text{ mm} \pm 0,005 \text{ mm}$. Somit können keine Aussagen über Poren in einem kleineren Bereich als 0,05 mm gemacht werden. Es wird ersichtlich, dass sowohl porenfreie Bereiche sowie poröse Bereiche in der Schweißnaht vorliegen. Die in Bildausschnitt b) gezeigten Poren konnten im Anfangsbereich der Schweißnaht festgestellt werden. Sie sind durch auftretende Leistungsschwankungen der Laserschweißanlage zu erklären, die bei einer Schweißung mit den in Kapitel 7.1 dargestellten Parametern für einen Einstrahlwinkel von 25° in einem Bereich $> 10 \%$ der Maximalleistung der Anlage liegen. In diesen Bereich können laut Hersteller Leistungsschwankungen auftreten.

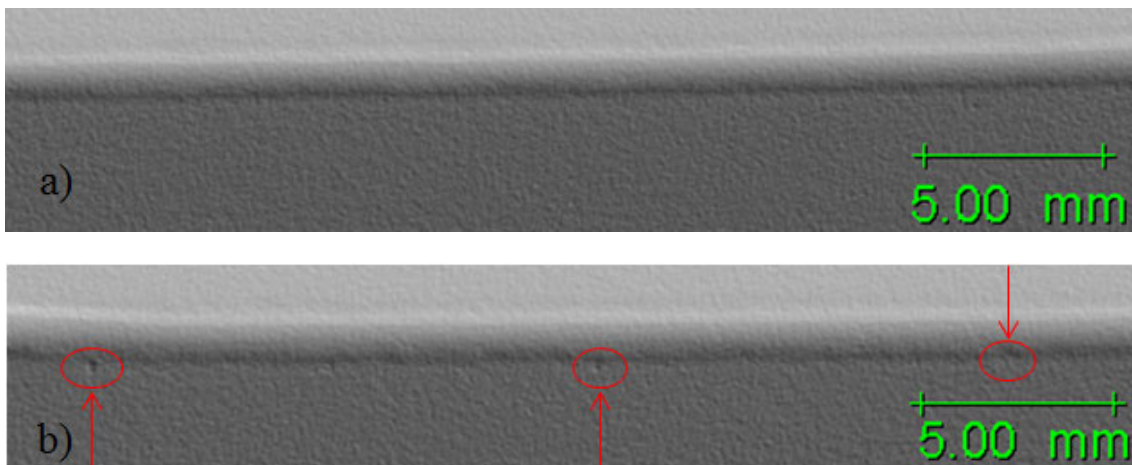


Abbildung (47): Röntgenfilmanalyse mit und ohne Poren in der Schweißnaht

7.1.3 Pull-Out-Versuche

Zur Prüfung der Schweißnahtfestigkeit unter statischer Last wurden Spannungs-Verformungsbeziehungen der geschweißten Verbindungen aufgenommen. In Abbildung (48) ist die Auswertung von drei mit den in Tabelle (9) aufgeführten Werten unter einem Winkel von 25° geschweißten T-Stößen dargestellt. Darin wird ersichtlich, dass die Schweißnaht der aufgetragenen Belastung stand hält und die Bruchlage in jedem Versuch im Außenblech bei $430 - 450 \text{ N/mm}^2$ auftrat. Zu erklären ist dies mit einer Schweißnahtfestigkeit, die oberhalb des CP-Ti Außenblechs liegt, sowie der höheren Zugfestigkeit des Stringer Materials nach Tabelle (4). Der Anstieg der Zugfestigkeit des Grundblechs von 398 N/mm^2 auf $430 - 450 \text{ N/mm}^2$ ist dadurch zu erklären, dass die aufgetragene Kraft im Pull-out-Versuch auf einen größeren Querschnitt als bei der Flachzugprobe wirkt und auf Scherung belastet wird.

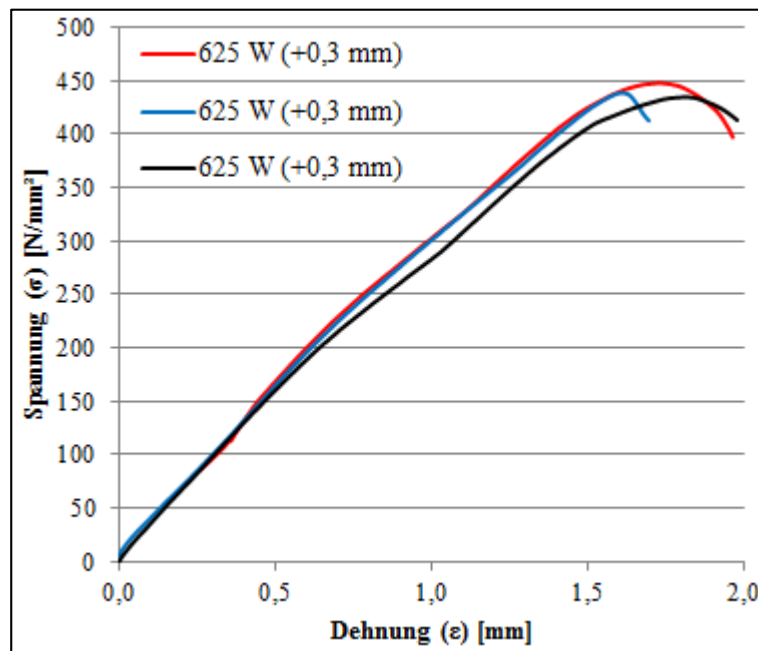


Abbildung (48): Spannungs-Verformungsdiagramm CP-Ti - Ti64 Schweißungen (25°)

In Abbildung (49) ist die Versuchsauswertung der Pull-Out-Tests für eine T-Stoßverbindung mit den Parametern aus Tabelle (9) unter 15° Einstrahlwinkel dargestellt. Es wird ersichtlich, dass die Zugfestigkeit im Außenblech nochmals erhöht wurde. Die Streckgrenze liegt nun im Bereich von 530 N/mm^2 . Dies ist ebenfalls dadurch zu erklären, dass die Last auf einen größeren Querschnitt wirkt, als es bei einer Flachzugprobe der Fall ist.

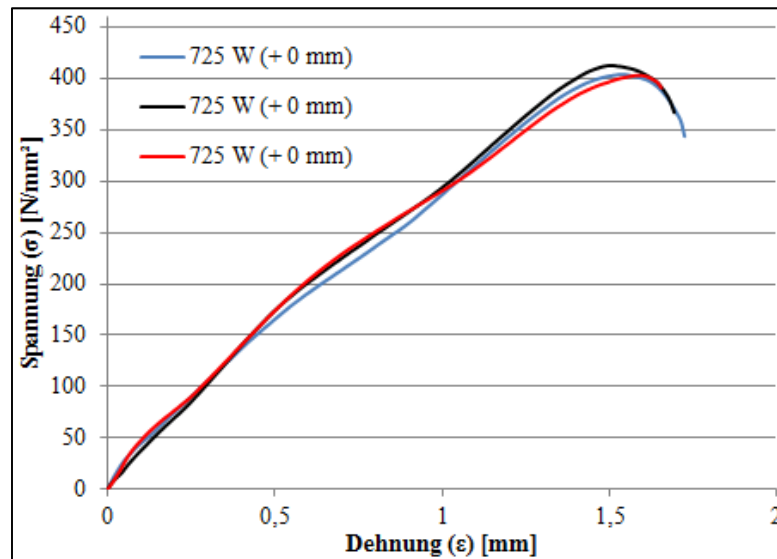


Abbildung (49): Spannungs-Verformungsdiagramm CP-Ti-Ti64 Schweißungen (15°)

Es konnte somit bewiesen werden, dass in jedem Fall das Außenblech versagt, bevor es zu einem Versagen der Schweißnaht, oder des Stringers kommt. Abbildung (50) zeigt eine durch den Pull-Out-Versuch geprüfte Probe mit beschriebener Bruchlage im Außenblech.

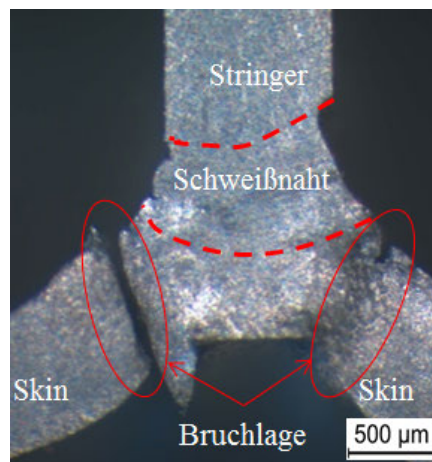


Abbildung (50): Bruchlage von CP-Ti-Ti64 Schweißung (15°) nach Pull-Out-Test

7.2 Laserstrahlrichtparameter

Zur Auswahl der Laserstrahlrichtparameter werden die Ergebnisse aus den Verzugsversuchsreihen in Kapitel 4.5.2 genutzt und aus ihnen entsprechende Werte abgeleitet. Im Folgenden werden zunächst die Ergebnisse der Vorversuchsreihen dargestellt und diskutiert, sodass aus ihnen qualifizierte Aussagen über die industrielle Verwendbarkeit abgeleitet werden können.

7.2.1 Richten von CP-Ti-Blech

Durch die Analyse des Biegewinkels in CP-Ti-Blech konnte bewiesen werden, dass sich das Material gemäß dem Temperaturgradientenmechanismus verhält. Der Biegewinkel erhöht sich mit zunehmendem Energieeintrag bis zu einem Optimum und fällt anschließend ab. Der größte Biegewinkel stellt sich dort ein, wo das Verhältnis von kalter zu erwärmter Fläche des Blechs die größten Spannungen induziert. In diesem Fall stellt sich dieser Zustand im Bereich von 2,5 kJ/m ein. Das allgemeine Biegeverhalten und die berechneten Winkel können Abbildung (51) entnommen werden. Aus der Versuchsauswertung wird ersichtlich, dass die Berechnung des Biegewinkels nach (2.28) lediglich für niedrige Streckenenergien von 1-2 kJ/m zutrifft, was mit den Ergebnissen des Bremer Instituts für angewandte Strahlentechnik (BIAS) übereinstimmt [73]. Die Begründung liegt darin, dass zur Berechnung des Winkels Kenngrößen, wie der Absorptionskoeffizient, die Wärmeeinflusszone, die Wärmeleitfähigkeit und der Temperaturgradient als statische Größen angenommen wurden. Im realen Prozess ändern sich diese Größen jedoch während des Vorgangs dynamisch, wie bereits in Kapitel 6.1 erläutert wurde.

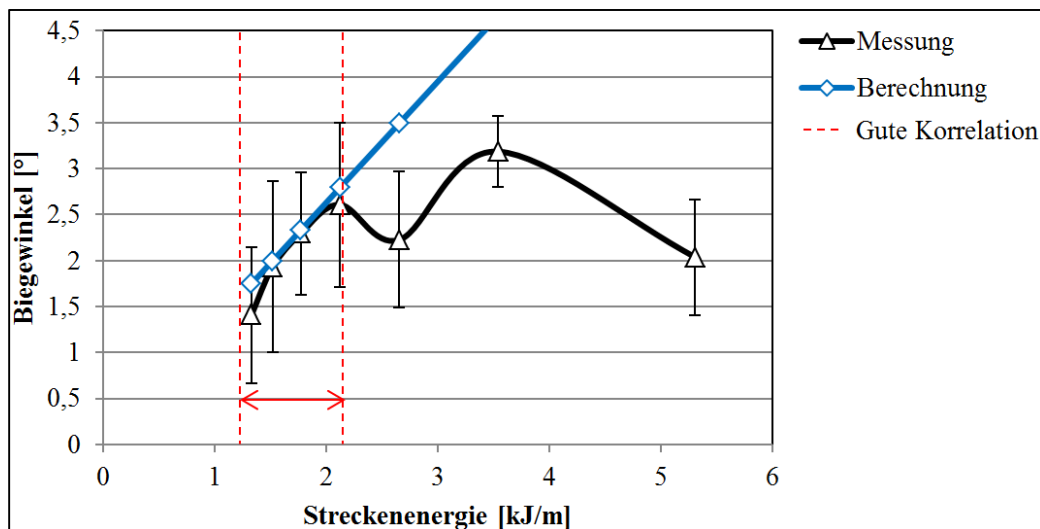


Abbildung (51): Vergleich der Biegewinkel des CP-Ti Blechs von Messung zu Berechnung

7.2.2 Richten von CP-Ti-T-Stößen

Weiterführend muss für die erfolgreiche Rückformung der erzeugten Bauteile berücksichtigt werden, dass sich das CP-Ti-Außenblech in einer T-Stoß-Verbindung befindet. Somit erfuhr es bereits einen Wärmeeintrag, wurde gehärtet und bildet nun einen Biegewinkel, der von dem Verlauf in Abbildung (52) abweicht. Zur Abschätzung dieses Winkels wurden Richtversuche im T-Stoß durchgeführt. In Abbildung (52) werden die Ergebnisse der Versuchsreihe aufgezeigt.

Es wird ersichtlich, dass die zuvor getroffene Annahme bestätigt wird und der sich einstellende Biegewinkel geringer ausfällt und das Optimum des TGM bei einer Streckenenergie von 1,8 kJ/m erreicht wird. Für Streckenenergien $> 3,5$ kJ/m werden sehr kleine bis keine Biegungen erreicht. Somit ist allgemein festzustellen, dass sich das Biegeverhalten in T-Stoß-Verbindungen sowohl reduziert, als auch lediglich in einem kleineren Streckenenergiebereich aktiviert wird. Die Veränderungen im Biegeverhalten werden größtenteils durch die Verdickung des Materialquerschnitts nach dem Schweißvorgang, der Materialhärtung in der wärmebeeinflussten Zone und dem Abfall des Absorptionskoeffizienten begründet [45]. Das Resultat korrespondiert mit den Ergebnissen der Versuchsreihe für Biegewinkelanalysen bei wiederholten Scanvorgängen, dessen Analyse in späteren Ausführungen betrachtet wird.

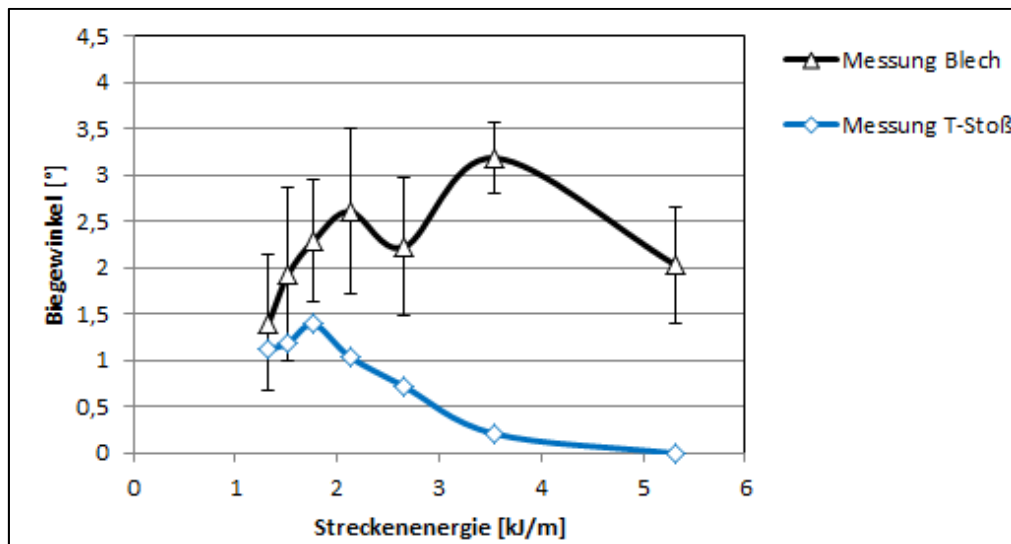


Abbildung (52): Vergleich der Biegewinkel einer CP-Ti-Blech und eines T-Stoßes

7.3 Herstellung des Demonstrators

Das in den vorherigen Kapiteln untersuchte Biegeverhalten des CP-Ti-Blechs und der CP-Ti-Ti64-Schweißverbindungen wurde weiterführend für die dritte Phase dieser Arbeit verwendet. In dieser Phase wurden Stringer-Skin-Verbindungen mit den ermittelten Parametern hergestellt, die Verzugswinkel nach der Methode aus Kapitel 6 ermittelt und Laserstrahlrichtvorgänge vorgenommen.

7.3.1 Laserstrahlschweißen

Es wurde festgestellt, dass sich durch die Auswahl der ermittelten Schweißparameter eine reproduzierbare Schweißverbindung herstellen lässt und es somit möglich ist eine CP-Ti-Außenhaut mit mehreren Stringern zu verbinden. Dadurch, dass bei der experimentellen Ermittlung ein Prozessfenster erarbeitet wurde, konnte während der Herstellung auf Prozessschwankungen seitens der Laseranlage effizient mit Parametervariationen reagiert und entstandene Schwankungen ausgeglichen werden. Bei der Schweißung eines sechs-Stringer-Außenblechs konnte ein, den in Kapitel 0 dargestellten Anforderungen entsprechender, Demonstrator mit einem mittleren Verzugswinkel von $0,98^\circ \pm 0,27^\circ$ der Stringer hergestellt werden. In Abbildung (53) ist eine differenzierte Betrachtung des Biegewinkels für die einzelnen Stringerverbindungen aufgeführt.

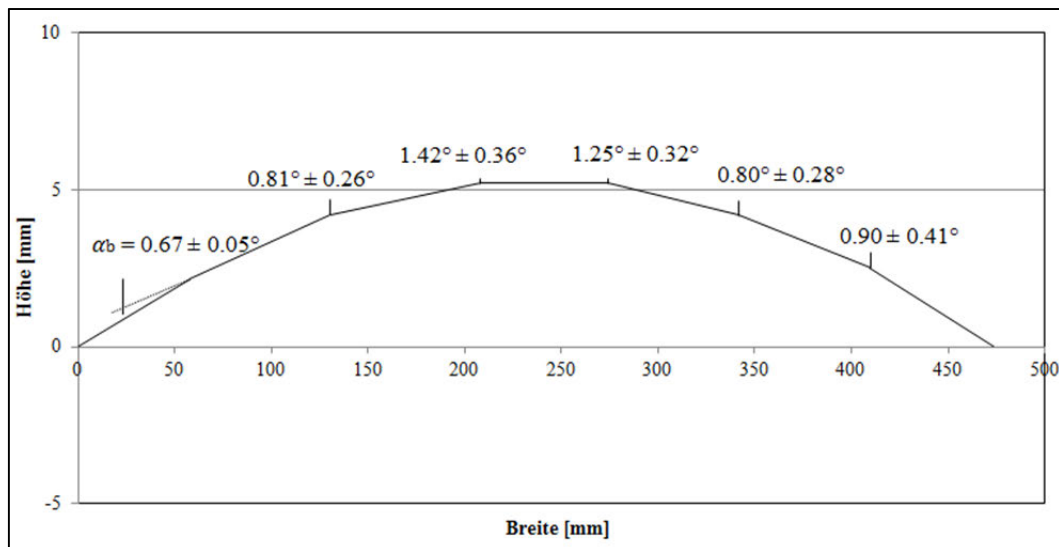


Abbildung (53): Geometrie der Außenhaut mit sechs Stringern ohne Richten

7.3.2 Laserstrahlrichten

Im nächsten Schritt wurde das Wissen über das in den Vorversuchen ermittelte Verzugverhalten verwendet, um Parameter zur Begradigung der Flugzeugaußenhaut zu finden. Dabei wurden die in Tabelle (11) abgebildeten Werte verwendet und der Demonstrator einmalig mit einem defokussierten Laserstrahl bearbeitet. Es wird ersichtlich, dass die erzielten Effekte nicht zur Gänze den erwarteten Rückformungen aus der Datenreihe in Abbildung (52) entsprechen und auch nach einmaligem Richten noch Verzugswinkel von $0,2^\circ \pm 0,1^\circ$ zu erkennen sind. Der Grund dafür liegt darin, dass die in den Vorversuchen ermittelten Daten auf Grund von fehlender statistisch notwendiger Wiederholungsversuche nicht aussagekräftig genug für eine prozessichere Rückformung der Verzugswinkel von $< 0,2^\circ$ sind. Um die

benötigte Genauigkeit herstellen zu können, muss die Vorversuchsreihe mit weiteren Daten erweitert werden, was im Rahmen der begrenzten Probenverfügbarkeit zum Zeitpunkt der Erstellung dieser Arbeit noch nicht möglich war. Wichtige Ansatzpunkte wären beispielsweise die Regulierung der Schwankungen, wie es bei der Herstellung des Demonstrators zwischen 3,0 und 3,3 kJ/m zu verzeichnen ist. In diesem Bereich ergab sich eine Winkeldifferenz von 0,78° und 1,32° bei einer sich ergebenden Differenz von lediglich 0,3 kJ/m. Erste Begründungen liegen in der noch nicht standardisierten Versuchseinrichtung des Umformungsprozesses, für dessen Anpassung ebenfalls Folgeversuche durchzuführen sind. Es konnte in diesem Zusammenhang eine sehr hohe Sensitivität des Biegewinkels auf unzureichende Zufuhr an Schutzgas verzeichnet werden, die den Biegewinkel in Folge von Oxidation und erhöhtem Wärmeeintrag erheblich ansteigen lassen.

Tabelle (11): Übersicht der verwendeten Rückformparameter					
Richtleistung [W]	Vorschub [$\frac{m}{min}$]	Streckenenergi e [$\frac{kJ}{m}$]	Winkel vorher [°]	Winkel nachher [°]	Winkel Differenz [°]
900	4,5	1,2	0,9	0,09	0,81
900	3,3	1,6	1,25	0,47	0,78
900	3	1,77	1,42	0,10	1,32
900	2	2,6	0,67	0,11	0,56
900	2	2,6	0,81	0,24	0,55
900	2	2,6	0,8	0,14	0,66

Eine Übersicht der Winkelausbildung nach einmaliger Bearbeitung ist in Abbildung (54) dargestellt. Die zur Rückformung verwendeten Parameter sind in Tabelle (11) zusammen mit den erzielten Winkeldifferenzen genannt.

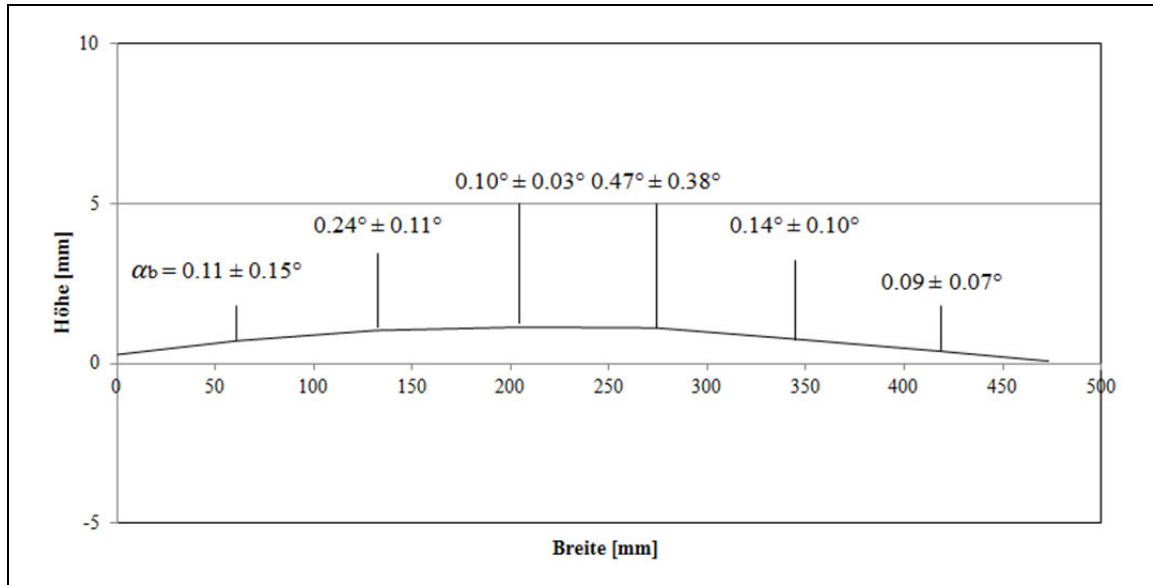


Abbildung (54): Geometrie der Außenhaut mit sechs Stringern nach dem Richten

Für eine eindeutige Vergleichbarkeit ist im Folgenden der direkte Vergleich von verschweißter und ungerichteter Stringer-Skin-Struktur zur gerichteten Struktur aufgezeigt.

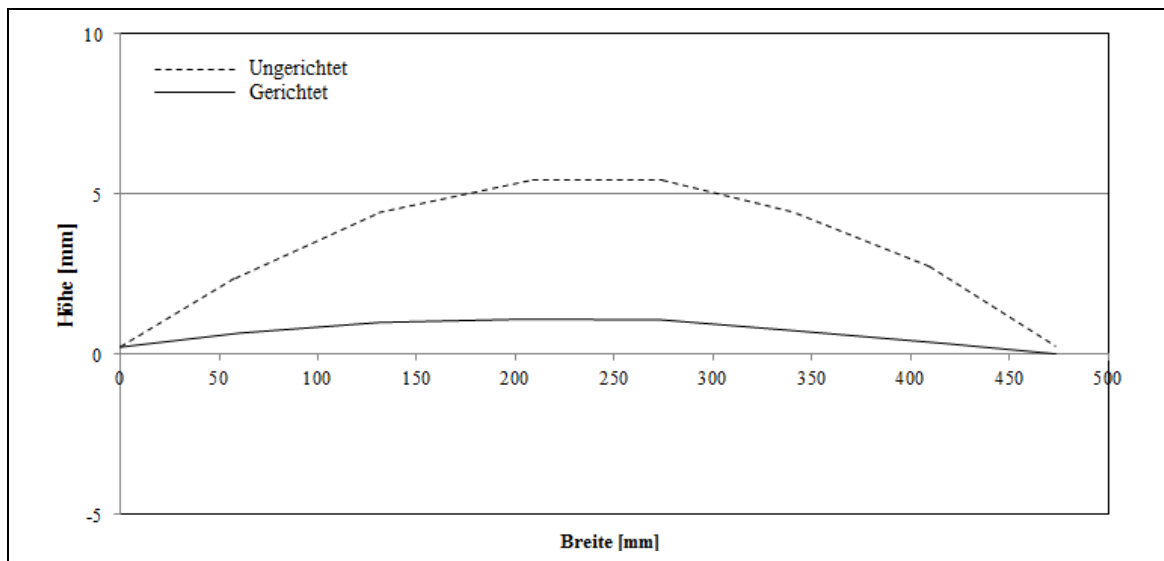


Abbildung (55): Geometrievergleich des Demonstrators vor und nach dem Richten

8 Fehlerbetrachtung und Verbesserungsansätze

Im Rahmen einer experimentellen Arbeit ist es von absoluter Wichtigkeit, die erzeugten Daten richtig auszuwerten und zu deuten. Andernfalls kommt es zu Fehlschlüssen. Da diese Arbeit einen experimentellen Schwerpunkt mit industrieller Verknüpfung beinhaltet, ist es notwendig die erzeugten Resultate abschließend kritisch zu hinterfragen und für spätere Betrachtungen auf mögliche Ungenauigkeiten und Fehlerquellen hinzuweisen.

8.1 Versuchsaufbau und Prozessgenauigkeit

Für die erhobenen und ausgewerteten Daten, wie in sie Kapitel 7.1 und 7.2 dargestellt wurden, wurde so viel statistisches Material genutzt wie es im Rahmen des DelasTi Projektes möglich war. Jedoch konnte auf Grund von begrenzter Verfügbarkeit von Probematerial nicht in jedem Fall eine statistisch notwendige Versuchswiederholung von mindestens acht Messwerten durchgeführt werden. Es wurde in den in dieser Arbeit genutzten Daten daher lediglich ein Messreihenumfang von drei Wiederholungen und eine zusätzliche Einbindung von Quellen genutzt, um belegte Aussagen treffen können. Für das Verzugsverhalten von CP-Ti-T64-T-Stoßverbindungen in Kapitel 7.2.2 konnten lediglich einzelne Messungen durchgeführt werden. Diese Tatsache unterstützt die in Kapitel 7.3.2 festgestellte Abweichung der erwarteten Rückformwinkel. Durch eine Ausweitung der Versuchsreihen bezüglich des allgemeinen Verhaltens von Verformungseffekten könnten diese Erwartungen präzisiert werden. Eine weitere Fehlerquelle in dieser Arbeit liegt in der Genauigkeit der Schweiß- und Richtanlage. Die Robotergenauigkeit von $\pm 0,05$ mm ist für ein ermitteltes Prozessfenster bezüglich der Versatzpositionierung während des Laserstrahlschweißens in einem kritischen Bereich. Da das Prozessfenster sich in einem Bereich von 0,2 mm bis 0,3 mm befindet ist eine Abweichung über- oder unterhalb dieser Prozessgrenzen als wahrscheinlich anzusehen. Darüber hinaus besteht ein ebenfalls kritisch zu betrachtender Bereich in der konstanten Erzeugung der Laserleistung. Die verwendete Anlage verfügt über eine Spitzenleistung von 8 kW. Das bedeutet, dass für die Schweißvorgänge lediglich 8 % der Maximalleistung abgerufen werden. Laut Herstellerangaben und durch experimentelles Arbeiten belegt, erfolgt in einem Leistungsspektrum von ≤ 10 % der Maximalleistung nur eine sehr ungenaue Bereitstellung der eingestellten Leistung. Dies macht sich besonders in zwischenzeitlichen Schwankungen in der Schweißnahtqualität bemerkbar. Ebenfalls im Verzugsverhalten und in den Richtvorgängen ist diese Schwankung zu verzeichnen, stellt in diesem Zusammenhang jedoch eine vergleichbar

kleine Störgröße dar. Dies ist damit zu begründen, dass bei einer Leistungsschwankung eine sofortige Nahtunterbrechung vorliegt wie sie in Abbildung (36) dargestellt wurde. Beim Richten befindet sich der Laserstrahl in einem defokussierten Zustand, sowie in meist langsameren Vorschub-geschwindigkeiten und bietet durch die vergrößerte bestrahlte Fläche eine erweiterte Toleranz für kurzzeitige Schwankungen. Eine zusätzliche Fehlerquelle bietet die Spannvorrichtung, deren Anpressdruck mit der Entfernung von den kraftausübenden pneumatischen Zylindern nicht konstant über die gesamte Stoßgeometrie gegeben ist. Durch die Vielzahl an möglichen Fehlerquellen und Schwankungen im Prozess wird die Notwendigkeit eines Prozessfensters, in dem diese Schwankungen beachtet wurden zusätzlich unterstrichen.

8.2 Größen- und Wiederholungseffekte

In Abbildung (56) wird das Biegeverhalten für CP-Ti-Blech bei mehrfacher Laserbestrahlung aufgezeigt. Der Biegewinkel steigt bei wiederholter Richtbehandlung nach dem TGM stetig an, reduziert den Anstieg jedoch bei wiederholter Bestrahlung. Im Vergleich mit den errechneten Biege winkeln bei wiederholter Laserrichtbehandlung kann festgestellt werden, dass das experimentell ermittelte Verhalten eine gute Korrelation zur Errechnung aufweist.

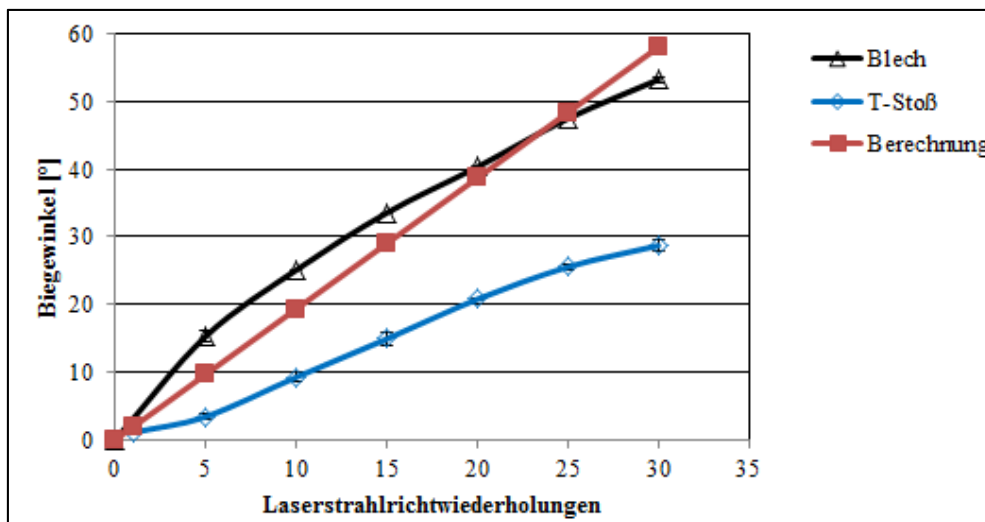


Abbildung (56): Biegeverhalten bei wiederholter Laserrichtbehandlung

Der bereits genannte Effekt des geringeren Biege winkels für CP-Ti in einer T-Stoßverbindung im Vergleich zum Blech wird ebenfalls in Abbildung (56) gezeigt und bestätigt. Auch bei wiederholter Bestrahlung des T-Stoßes steigt der Biege winkel nach dem TGM an, fällt jedoch geringer aus, als es bei reinem Blech der Fall wäre und reduziert den relativen Biege winkel mit steigender Anzahl der Bestrahlungen. Ab einer Wiederholungsanzahl von 17 stellt sich ein

Biegewinkelverhalten ein, dass in etwa 50 % des Biegewinkels für reines CP-Ti-Blech entspricht. Durch diese Erkenntnis können nun Annahmen darüber getroffen werden, wie sich bereits zuvor gerichtete Werkstücke bei einem erneuten Laserrichtvorgang verhalten. Praktisch ist dies von großer Relevanz, da nach einmaligem Laserstrahlrichtprozess weiterhin Verzugswinkel vorhanden sein können, wie bereits bei der Herstellung des Demonstrators im Rahmen dieser Arbeit gezeigt werden konnte. In diesem Fall müssen die verbliebenen Biegewinkel durch einen erneuten Vorgang des Richtprozesses mit angepassten Parametern gerichtet werden. Hierfür kann nun das Wissen über das in Abbildung (56) aufgezeigte reduzierte Biegeverhalten nach mehrfacher Laserstrahlrichtbehandlung genutzt werden.

Wie bereits in [80] belegt wurde, besteht ein Skaleneffekt zwischen dem Biegewinkel in Abhängigkeit zur Werkstücklänge. In [80] wurde dieser anhand von AISI 1010 Stahl für unterschiedliche Blechdicken und Längen analysiert. Zudem wurde eine Erweiterung der von Vollertsen 1994 entwickelten Formel zur Berechnung des Biegewinkels formuliert, die den genannten Skaleneffekt berücksichtigt. Demnach erfolgt bei einer Verlängerung der bestrahlten Länge des Werkstücks ebenfalls eine Vergrößerung des Biegewinkels, sodass sich dieser durch

$$\alpha_b = \left(1 - \frac{1}{3 * n}\right) \frac{2 * b}{S} \lambda * \Delta T \quad (6.7)$$

mit der Einteilung der Werkstücklänge in n-Anteile ergibt. Bezüglich späterer Anwendung der ermittelten Schweißparameter im industriellen Umfeld ist zur Abschätzung des Skaleneffektes eine vereinfachte Berechnung des Biegewinkelverhaltens für CP-Ti-Blech ohne Stringer aufgeführt. Zur vollständigen Darstellung des realen Skaleneffektes sind genaue Materialcharakterisierungen des perforierten CP-Ti-Außenblechs durchzuführen und Verzugsversuche an realitätsgetreu dimensionierten T-Stoß-Verbindungen zu analysieren. Für erste Darstellungen des Skaleneffektes im Rahmen des DelasTi-Projektes sind die Ausführungen in Abbildung (57) jedoch ausreichend. Dort ist zu erkennen, dass sich der Skaleneffekt in einer Winkelzunahme von $0,71^\circ$ für die ermittelte optimale Streckenenergie von 2,1 kJ/m ausdrückt. Dabei findet der Skaleneffekt im Bereich einer Längenzunahme von 500 mm mit einem Anteil von 92% statt.

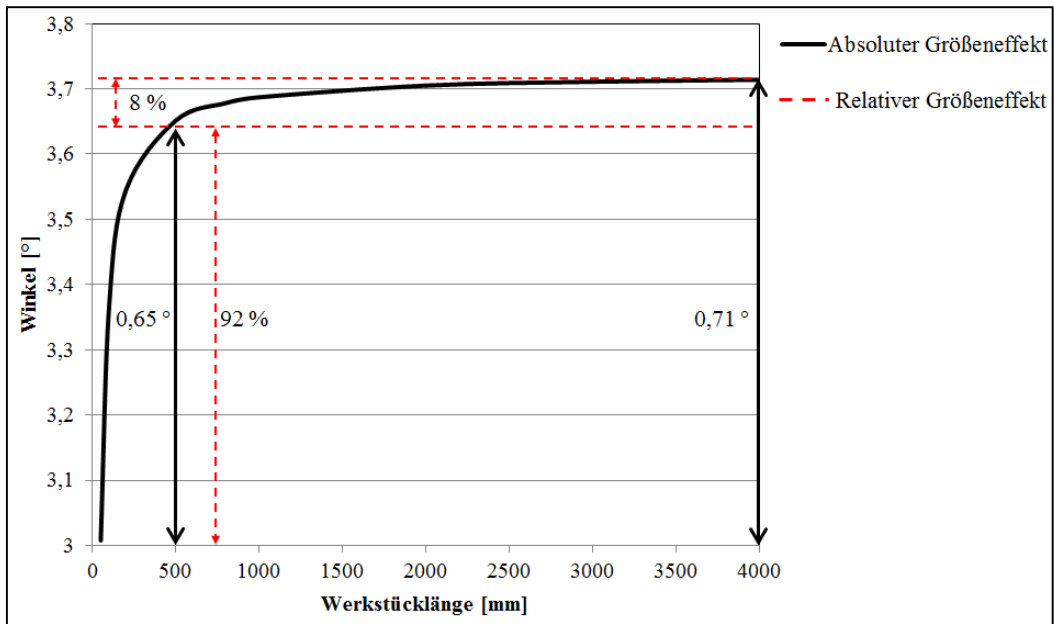


Abbildung (57): Größeneffekt für lange Werkstücke ohne Stringer

In Abbildung (58) wird eine Skizze für einen sechs-Stringer-Demonstrator gezeigt. Darin wird die beschriebene Längenzunahme des Werkstücks ΔL_B verdeutlicht, bei der es zu der genannten Biegewinkelzunahme kommt. Für spätere Untersuchungen des Größeneffektes der Winkelzunahme mit Stringer-Skin-Verbindungen wird erwartet, dass ebenfalls eine Winkelbildung auftritt, die von der in Abbildung (57) dargestellten abweicht, wie es bereits in den Kapiteln 6.2 und 7.2.2 beschrieben wurde.

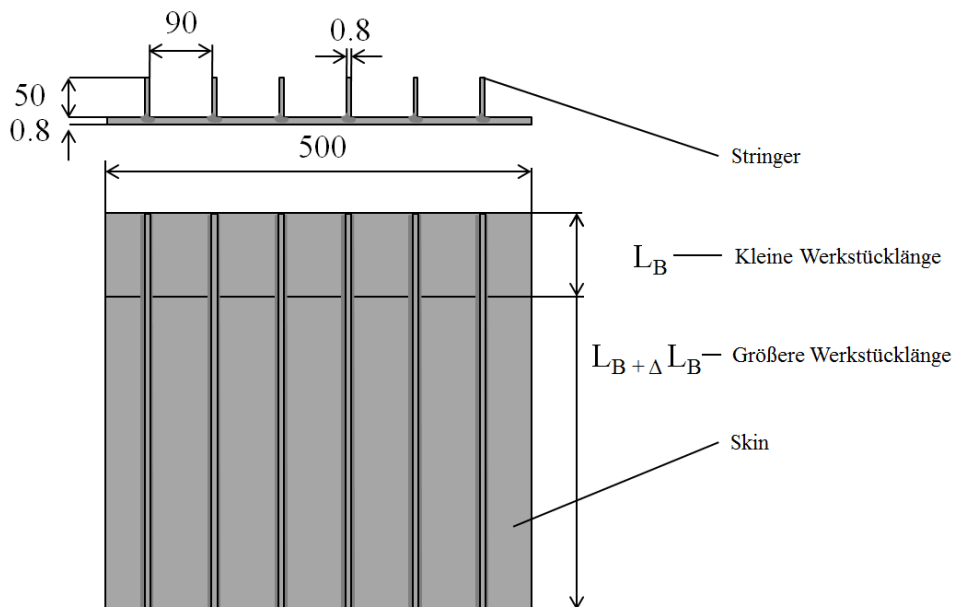


Abbildung (58): Sechs-Stringer-Demonstrator verschiedener Länge

9 Zusammenfassung

In der vorliegenden Masterarbeit wurden die Schweißbarkeit von 0,8 mm starken CP-Ti und Ti64-Blech mit Hilfe eines diodengepumpte Ytterbium Faserlaser der Firma IPG untersucht, sowie das Verformungsverhalten der hergestellten T-Stoß-Verbindung analysiert. Basierend auf den industriellen Standards wie der ISO 4578:2011 und der amerikanischen Norm AWS D17.1:2001 wurden Schweiß- und Richtparameterstudien für die industrielle Anwendung erstellt.

Zentrales Ergebnis dieser Arbeit ist die Erstellung eines Prozesses zur normgerechten Verschweißung der genannten Materialien, sowie der Minimierung unerwünschter Verzugseffekte in den Bauteilen. Darüber hinaus konnten Prozessfenster ermittelt werden, deren Toleranzen sowohl industriell bedingte Schwankungen ausregeln als auch für variable Fertigungsbedingungen anpassbar sind. In diesem Kontext ist an erster Stelle die erhebliche Abhängigkeit der zu wählenden Prozessparameter in Relation zum Einstrahlwinkel des Lasers zu nennen. Dieser ist primär ausschlaggebend, wie hoch der Wärmeeinfluss im Grundblech ausfällt und wie der Laserfokus positioniert werden muss, um eine Durchschweißung zu erreichen. Darüber hinaus konnte eine sehr hohe Sensitivität hinsichtlich der optimalen Verhältnisse zwischen Leistung, Vorschub und Lage des fokussierten Lasers festgestellt werden. Diese Sensitivität erhöht sich zudem bei der Vergrößerung des Einstrahlwinkels. Für Schweißungen mit geringen Einstrahlwinkeln wurde erkannt, dass eine Schweißung in der Fügezone und ohne Versatz möglich wird, die Leistung dafür jedoch gesteigert werden muss und sich eine Strahlreflexion vom Grundblech in den Stringer einstellen kann. Diese Effekte begrenzen die Schweißung unter kleinen Einstrahlwinkeln maßgeblich. Weiterhin wurden durch theoretische, sowie projektspezifische Betrachtungen erkannt, dass es für die herzustellenden T-Stoß-Verbindungen von Nachteil ist die Leistungsparameter zu erhöhen, da dadurch eine Vergrößerung der Wärmeeinflusszone erfolgt. Dies hat eine Steigerung des Verformungsverhaltens zur Folge, was ebenfalls für Schweißungen mit höheren Einstrahlwinkeln bewiesen werden konnte. Darüber hinaus wurde in diesem Zusammenhang eine Vertiefung der Einbrandkerbe in Stringer und Außenblech für Leistungssteigerungen und Winkelverkleinerungen festgestellt. Für das Verformungsverhalten wurde bewiesen, dass sich eine Abwinklung mittels TGM einstellt und eine Reduzierung des maximalen Winkels im Falle einer T-Stoß-Verbindung, im Vergleich zu nicht gefügtem Material einstellt.

Die gewonnenen Erkenntnisse konnten auf einen 6-Stringer-Demonstrator übertragen werden, der erfolgreich verschweißt und gerichtet wurde.

10 Ausblick

Für zukünftige Arbeiten auf dem Gebiet des Laserstrahlschweißens- und -richtens von CP-Ti-Ti64-Verbindungen können die in dieser Arbeit herausgearbeiteten Erkenntnisse genutzt und übertragen werden. Dabei ist es wichtig im ersten Schritt die mikrostrukturellen Gegebenheiten während des Schweißens und Richtens der CP-Ti- und Ti64-Verbindungen genau zu untersuchen und zu verstehen. Darüber hinaus sollten für vollständige Charakterisierungen der Schweißnahtzusammensetzung Untersuchungen auf den Gebieten der mechanischen, sowie der chemischen Untersuchung vertieft werden. Interessante Fragestellungen wären dabei in Richtung der Ermüdungs- und Biegebelastbarkeit der Verbindungen, sowie der exakten chemischen Zusammensetzung der Schweißnaht zu sehen. Speziell diese Untersuchungen sind hinsichtlich der Anwendung in der Luftfahrtindustrie von hoher Priorität. Weiterführend könnten Untersuchungen im Hinblick auf die Nutzung von unterschiedlichen Einstrahlwinkeln während des Schweißvorgangs untersucht werden, da in diesem Bereich eine sehr große Abhängigkeit zu den sich ergebenden Schweißparametern und der Wärmebehandlung des Materials festgestellt werden konnte. Im Bereich der Eigenspannungsentwicklung wären ebenfalls Untersuchungen der Schweißreihenfolge der Stringer von Bedeutung. Für die genauere Charakterisierung der Wärmeeinflusszone könnten in zukünftigen Arbeiten ebenfalls Schweißversuche mit Hilfe von Thermoelementen zur Quantifizierung des Wärmeeintrags durchgeführt werden.

Die so gewonnenen Erkenntnisse können anschließend auf die Herstellung von CP-Ti und Ti64-Verbindungen mit perforiertem Außenblech im Rahmen der HLFC übertragen werden. In diesem Kontext gilt es den Einfluss der Perforation auf die Schweißbarkeit des Materials und dessen mechanische Eigenschaften zu charakterisieren. Hierfür sollten die Untersuchungen des Schweiß- und Biegeverhaltens des perforierten Materials, wie bereits in dieser Arbeit für unperforiertes Material durchgeführt wurde, analysiert werden. Im Bereich des Laserstrahlrichtens sollten die Ergebnisse zum Biege- und Rückformverhalten weiter betrachtet werden, sodass auch nach einmaliger nicht vollständiger Rückformung, Parameter für erneute Laserstrahlrichtvorgänge angepasst werden können. Mit Hilfe dieser Erkenntnisse wäre es möglich, normgerechte Schweißverbindungen und gerichtete T-Stoß-Verbindungen für die Anwendung im Kontext des HLFC herzustellen. Weiterhin sollte definiert werden welche Mindestanforderungen an das zur Bearbeitung genutzte Equipment gestellt werden müssen, um gravierende Prozessschwankungen im Vorfeld zu vermeiden.

Literaturverzeichnis

- [1] welt24 GmbH, “Airbus erwartet drastische Zunahme des Luftverkehrs,” 2016. [Online]. Available: http://www.welt.de/newsticker/dpa_nt/infoline/wirtschaft_nt/article120344023/Airbus-erwartet-drastische-Zunahme-des-Luftverkehrs.html. [Accessed: 30-Mar-2016].
- [2] W. Zinth and H. J. Körner, *Optik, Quantenphänomene und Aufbau der Atome*. Walter de Gruyter, 1997.
- [3] R. Sigel, “X-Ray Instrumentation,” *SPIE*, vol. 1140, 1989.
- [4] M. Engelbrecht, *Aufbau und Charakterisierung Eines Abstimmbaren, Einfrequenten, Ytterbiumdotierten Faserlasers*. Cuvillier Verlag, 2008.
- [5] A. Bachhofer, *Schneiden und Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Festkörperlasern für den Karosseriebau (Forschungsberichte des ISFW)*, “. Universität Stuttgart, Dissertation: Herbert Utz Verlag München, 2000.
- [6] Thesimpleclub, “Wie funktioniert ein Laser?,” 2014. [Online]. Available: <https://www.thesimpleclub.de/video/61097-wie-funktioniert-ein-laser>. [Accessed: 10-Jul-2016].
- [7] F. Dausinger, *Benefit of enhanced focusability of new YAG-Lasers. Proceedings of the EALA*. Bad Nauheim/ Frankfurt, 2002.
- [8] U. Stache, *Anwendbarkeit und strategische Potenziale des Supply Chain Management*. Wiesbaden: Universität Siegen: Deutscher Universitäts-Verlag/GWV Fachverlage GmbH, 2005.
- [9] A. Hess, *Vorteile und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen mit Strahlquellen höchster Fokussierbarkeit*. 2012.
- [10] H. Hügel, *Strahlwerkzeug Laser: Eine Einführung*. Stuttgart: B.G. Teubner (Studienhandbücher Maschinenbau), 2013.
- [11] J. Eichler, L. Dünkel, and B. Eppich, “Die Strahlqualität von Lasern,” *Laser Tech. J.*, vol. 1, no. 2, pp. 63–66, 2004.
- [12] D. Meschede, *Optik, Licht und Laser*. Wiesbaden: Springer Fachmedien, 2005.
- [13] A. Siegman, *Lasers*. Stanford: Stanford University: University Science Books Sausalito, California, 1986.
- [14] J. Eichler and H. J. Eichler, *Laser, Bauformen, Strahlführung, Anwendung*. Berlin: Springer Verlag, 2003.
- [15] M. Weikert, *Oberflächenstrukturierung mit ultra-kurzen Laserpulsen*. 2005.
- [16] M. Beck, *Modellierung des Laserschweißverfahrens*. Stuttgart: B.G.Taubner Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des ISFW, 1996.

- [17] L. Börnstein, *Numerical data and functional relationships in science and technology; New Series.*, C., vol. 1, no. 3. Berlin: Springer Verlag, 2004.
- [18] E. Beyer, *LASER in Technik und Forschung; Schweißen mit Lasern: Grundlagen.* Heidelberg: Aachen: Springer Verlag Berlin, 1995.
- [19] G. Ambrosy, *Nutzung elektromagnetischer Volumenkräfte beim Laserstrahlschweißen.* Herbert Utz Verlag München, 2009.
- [20] J. Blackburn, *Laser welding of metals for aerospace and other applications.* Woodhead Publishing Limited, 2011.
- [21] Dt. Inst. für Normung, *DIN ISO 1910 Teil 1: Schweißen;Begriffe, Einteilung der Schweißverfahren.* 1983.
- [22] Dt. Inst. für Normung, *DIN ISO 1910 Teil 2: Schweißen; Schweißen von Metallen, Verfahren.* 1977.
- [23] Dt. Inst. für Normung, *DIN 8580: Fertigungsverfahren, Begriffe, Einteilung.* .
- [24] Dt. Inst. für Normung, *DIN 8586: 2003-09, Fertigungsverfahren Biegeumformen - Einordnung, Unterteilung, Begriffe.* 2003.
- [25] M. G. Müller, "Laser in der Materialbearbeitung, Forschungsberichte des IFSW," 2013.
- [26] R. Poprawe, D. Petring, and C. Benter, *Schweißen mit Diodenlasern, 7. Int. Aachener Schweißtechnik Kolloquium.* 2001.
- [27] P. Shcheglov, *Study of Vapour-Plasma Plume during High Power Fiber Laser Beam Influence on Metals.* Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung Berlin (BAM), 2012.
- [28] K. Yousuke, M. Masami, and K. Seiji, "Optical Interaction between Laser Beam and Induced Plume in the Ultra-High Power Density Fiber Laser Welding of Stainless Steel," *Trans. JWRI*, vol. Bd.2 Nr. 3, pp. 19–25, 2008.
- [29] G. C. und A. D. G. M. Capitelli, A. Casavola, "Laser-induced plasma expansion: theoretical and experimental aspects," *Sci. Direct*, vol. 59, pp. 271–289, 2004.
- [30] S. Uspenskiy, V. Petrovskiy, D. Bykovskiy, V. Mironov, and N. Prokopova, *Spectral Diagnostics of a vapor-plasma plume produced during welding titanium with a high-power ytterbium fiber laser.* , Moscow: National Research Nuclear University"MEPhI" (Moscow engineering Physics Institute).
- [31] R. Pfeiffer, *Richten und Umformen mit der Flamme.* Düsseldorf: DVS- Verlag, 1989.
- [32] R. Kocik, T. Vugrin, and T. Seefeld, "Laserstrahlschweißen im Flugzeugbau: Stand und künftige Anwendungen," *5. Laser-Anwenderforum*, pp. 15–26, 2006.
- [33] W. Beitz and K.-H. Küttner, *Taschenbuch für den Maschinenbau Dubbel - 17.* Heidelberg: Springer Verlag, 1990.
- [34] A. Peiter, R. Gebhardt, and D. Seel, *Verformung und Eigenspannung beim Flammrichten. Bänder Bleche Rohre 2.* 1983.
- [35] S. P. Edwardson, K. G. Watkins, G. Dearden, and J. Magee, "3D laser forming of saddle shapes," *Proc. LANE*, pp. 559–568, 2001.

-
- [36] T. Hennige, "Laser forming of spatially curved parts," *Proc. LANE*, pp. 409–420, 1997.
- [37] J. Magee, K. G. Watkins, and T. Hennige, "Symmetrical laser forming," *Proc. ICALEO*, pp. 77–86, 1999.
- [38] K. Masubuchi, "Studies at M. I. T. related to applications of laser technologies to metal fabrication," *Proc. LANE, Nagaoka*, pp. 939–946, 1992.
- [39] J. Magee, K. G. Watkins, and W. Steen, "Laser Bending of High Strength Alloys," *J. Laser Appl. 10*, vol. 4, 1998.
- [40] Y. Namba, *Laser forming in space*. Las Vegas, 1985.
- [41] K. Scully, "Laser line heating," *J. Sh. Prod.*, vol. 3 (4), pp. 237–246, 1987.
- [42] M. Geiger, H. Arnet, and F. Vollertsen, "Laser forming," *Proc. LANE*, pp. 81–92, 1994.
- [43] G. Geiger, M. Vollertsen, F. Deinzer, "Flexible straightening of car body shells by laser forming," *Int. Congr. Expo. Detroit, MI, USA Publ by SAE, Warrendale, PA, USA*, 1993.
- [44] M. S. Thomson, G. Pridham, "Controlled laser forming for rapid prototyping," *Rapid Prototyp. J. 3(4)*, pp. 137–143, 1997.
- [45] K. G. Watkins, S. P. Edwardson, J. Magee, G. Dearden, P. French, R. L. Cooke, J. Sidhu, and N. J. Calder, "Laser Forming of Aerospace Alloys," *Soc. Automot. Eng.*, vol. 1, 2001.
- [46] J. Widlaszewski, "Precise laser bending," *Proc. LANE*, pp. 393–398, 1997.
- [47] M. Merklein, M. Geiger, "A comparative study of two different laser forming mechanisms regarding the mechanical properties of aluminium alloys," *Proc. LANE*, pp. 537–548, 2001.
- [48] F. Vollertsen and M. Rodle, "Model for the temperature gradient mechanism of laser bending," *Proc. LANE*, pp. 371–378, 1994.
- [49] F. Vollertsen, "Mechanisms and models for laser forming," *Proc. LANE*, pp. 345–359, 1994.
- [50] F. Vollertsen, "An analytical model for laser bending," *Lasers Eng. 2*, pp. 261–276, 1994.
- [51] K. Masubuchi, *Analysis of Welded Structures; Residual Stresses, Distortions and their Consequences*. Pergamon Press Ltd, 1980.
- [52] D. Schnubel, "Laser heating as approach to retard fatigue crack growth in aircraft aluminium structures," 2012.
- [53] F. Vollertsen, *Laserstrahlumformen - Lasergestützte Formgebun: Verfahren, Mechanismen, Modellierung*. Bamberg: Meisenbach, 1996.
- [54] C. Paper, J. Wid, and F. Tec, "Thermal deformation of multilevel spatial structures induced by laser pulses," no. April, 2016.
- [55] T. Schenk, *Modelling welding distortion: influence of clamping and sequencing*. 2011.
- [56] K. Masubuchi, "Analysis of welded structures: Residual stress, distortion, and their consequences," *Pergamon Press*, 1980.
- [57] H. Jung, "A Study on Laser Forming Processes with Finite Element Analysis," no. April, 2006.

- [58] G. Kolbe, "Beitrag zur Erhöhung der Verschleißbeständigkeit von Bauteilen aus TiAl6V4 durch Dispergieren/Legieren mit Diboriden," *J. Chem. Inf. Model.*, vol. 53, no. 9, pp. 1689–1699, 2013.
- [59] P. S. Forms, "Horizon 2020 Call : H2020-DRS-2014 Topic : DRS-19-2014 Type of action : RIA Proposal number : 653494 Proposal acronym : MULTICALL Table of contents," 2014.
- [60] A. D. McNaught and A. Wilkinson, *the "Gold Book."* Blackwell Scientific Publications, Oxford (1997), 1997.
- [61] Dt. Inst. für Normung, *DIN 17850 Titan, chemische Zusammensetzung.* .
- [62] Dt. Inst. für Normung, *Wärmebehandlung von Titan und Titan-Knetlegierungen DIN 65 084*, no. 3010. 1990.
- [63] M. Peters, C. Leyens, and J. Kumpfert, *Titan und Titanlegierungen.* DGM Informationsgesellschaft mbH, 1996.
- [64] ThyssenKrupp, "Titan Grade 5," 2016. [Online]. Available: http://www.thyssenkrupp.ch/documents/Titan_Grade_5.pdf.
- [65] "Valbruna GR 5 / Ti Gr. 5 / Ti 6Al 4V / 3.7164 / 3.7165," 2016. [Online]. Available: <http://www.valbruna.de/de/werkstoff/3.7164-3.7165.html>.
- [66] M. John and T. Holt, *Structural Alloys Handbook.* CINDAS/Purdue University, West Lafayette, IN, 1996.
- [67] K. U. Kainer, *Magnesium; Eigenschaften, Anwendungen, Potenziale.* Weinheim: WILEY-VCH Verlag GmbH, 2000.
- [68] Tata Steel, "DP800 CR Datasheet: High strength, high ductility, high formability," 2013.
- [69] A. Abbas, G. Schrauf, and E. Valero, "Aerodynamic Technologies for More Effective, Environmentally Friendly Air Transport System: The KATnet Strategy," in *Innovation for Sustainable Aviation in a Global Environment*, 2011, pp. 82–88.
- [70] D. Reitemeyer, V. Schultz, F. Syassen, T. Seefeld, and F. Vollertsen, "Laser welding of large scale stainless steel aircraft structures," *Phys. Procedia*, vol. 41, pp. 106–111, 2013.
- [71] E. Schubert, M. Klassen, I. Zerner, C. Walz, and G. Sepold, "Light-weight structures produced by laser beam joining for future applications in automobile and aerospace industry," *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 115, no. 1, pp. 2–8, 2001.
- [72] T. M. Young, B. Humphreys, and J. P. Fielding, "Investigation of hybrid laminar flow control (HLFC) surfaces," *Aircr. Des.*, vol. 4, no. 2–3, pp. 127–146, 2001.
- [73] V. Schultz and F. Vollertsen, "Laser welding of realistic stainless steel aircraft structures for Hybrid Laminar Flow Control.pdf," pp. 43–51, 2014.
- [74] J. Mazumder, "Laser welding: state of the art review," *Jom*, vol. 34, no. 7, pp. 16–24, 1982.
- [75] G. Casalino, M. Mortello, and S. L. Campanelli, "Ytterbium fiber laser welding of Ti6Al4V alloy," *J. Manuf. Process.*, vol. 20, pp. 250–256, 2015.
- [76] N. Kashaev, V. Ventzke, V. Fomichev, F. Fomin, and S. Riekehr, "Effect of Nd : YAG laser beam welding on weld morphology and mechanical properties of Ti – 6Al – 4V butt joints and T-joints," *Opt. Lasers Eng.*, vol. 86, pp. 172–180, 2016.

- [77] A. S. H. Kabir, X. Cao, M. Medraj, P. Wanjara, J. Cuddy, and A. Birur, “Effect of Welding Speed and Defocusing Distance on the Quality of Laser Welded Ti-6Al-4V,” pp. 2787–2797, 2010.
- [78] Y. Shi, Y. Liu, P. Yi, and J. Hu, “Effect of different heating methods on deformation of metal plate under upsetting mechanism in laser forming,” *Opt. Laser Technol.*, vol. 44, no. 2, pp. 486–491, 2012.
- [79] E. Josephin, “Laserstrahlschweißen von hochfesten Aluminium-Lithium Legierungen,” 2012.
- [80] P. Cheng, Y. L. Yao, C. Liu, D. Pratt, and Y. Fan, “On laser forming of sheet metal,” vol. 32, pp. 439–446, 2004.
- [81] C. Oliveira, C. Vialle, and J. Merlin, “LASER SURFACE TREATMENTS OF FERROUS ALLOYS,” 1991.
- [82] M. Riahi, M. Hoseinpour, S. Nader, and A. Kalkhoran, “Experimental and numerical study of heat flux distribution in laser forming of bi-layer sheets Article info :,” pp. 67–79, 2014.

Anhang

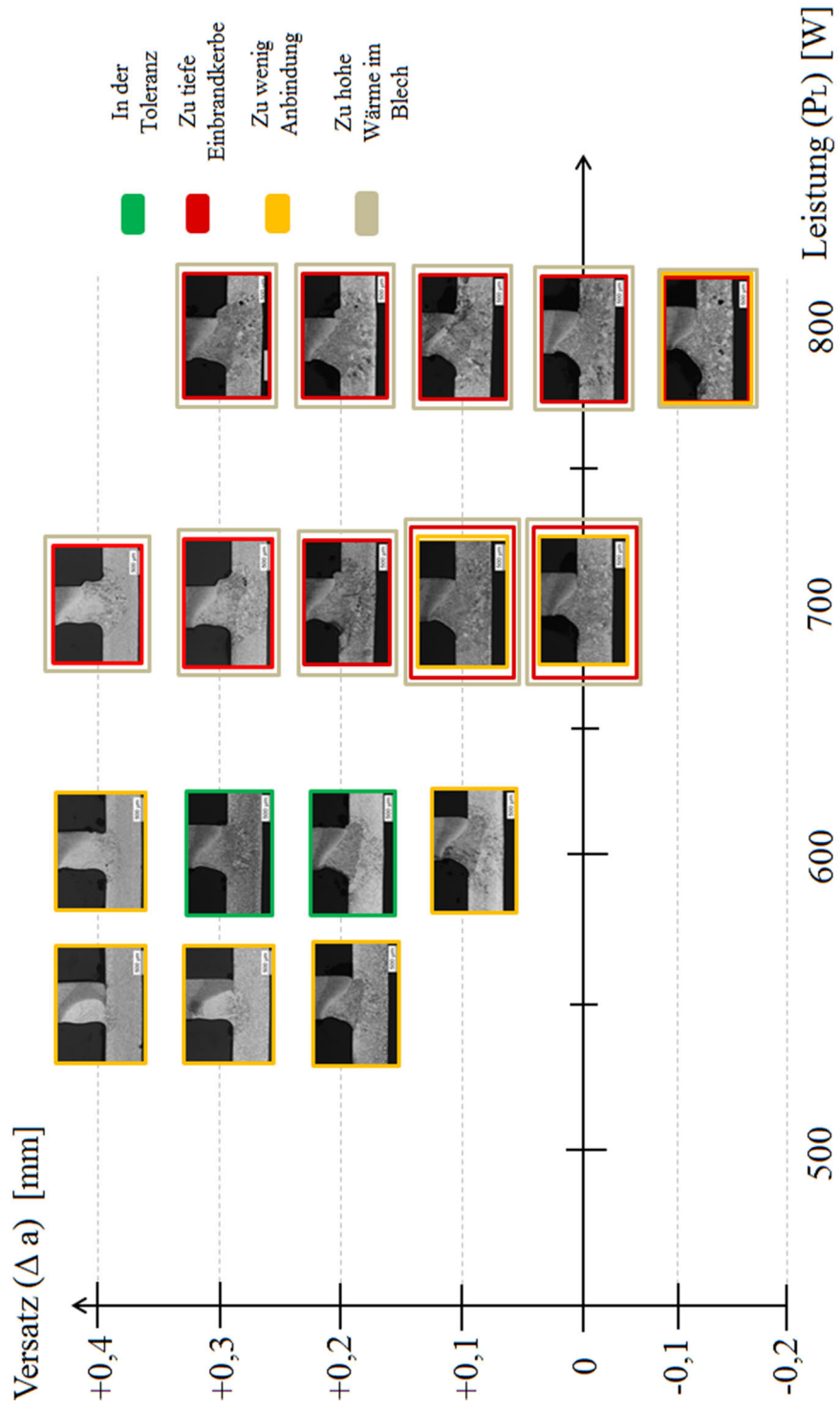


Abbildung (59): Metallographische Übersicht der Leistungs- und Versatzparameter

Probennummer	Power [W]	Vorschub [m/min]	Versatz [mm]	Winkel [°]	Nahtaussehen (Anbindung)	Nahtaussehen (Einbrandkerbe)	Nahtaussehen (Wärmeintrag)	Bewertung
1	500	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
2	500	3,5	0,1	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
3	500	3,5	0,2	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
4	500	3,5	0,3	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
5	500	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
6	550	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
7	550	3,5	0,1	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
8	550	3,5	0,2	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
9	550	3,5	0,3	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
10	550	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
11	600	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
12	600	3,5	0,1	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
13	600	3,5	0,2	25	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz
14	600	3,5	0,3	25	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz
15	600	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	In Toleranz	Nicht normgerecht
16	650	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Nicht normgerecht
17	650	3,5	0,1	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Nicht normgerecht
18	650	3,5	0,2	25	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz
19	650	3,5	0,3	25	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz	In Toleranz
20	650	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	In Toleranz	Zu wenig Anbindung	Nicht normgerecht
21	700	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
22	700	3,5	0,1	25	Zu wenig Anbindung	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
23	700	3,5	0,2	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
24	700	3,5	0,3	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
25	700	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	Zu tiefe Einbrandkerbe	In Toleranz	Nicht normgerecht
26	750	3,5	0	25	Zu wenig Anbindung	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
27	750	3,5	0,1	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
28	750	3,5	0,2	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
29	750	3,5	0,3	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
30	750	3,5	0,4	25	Zu wenig Anbindung	Zu tiefe Einbrandkerbe	In Toleranz	Nicht normgerecht
31	800	3,5	0	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
32	800	3,5	0,1	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
33	800	3,5	0,2	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
34	800	3,5	0,3	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht
35	800	3,5	0,4	25	In Toleranz	Zu tiefe Einbrandkerbe	Zu hoher Wärmeintrag im Blech	Nicht normgerecht

Abbildung (60): Ergebnisse der Versuchsreihe zur Schweißparameterdefinition für 25°

Leistung [W]	Vorschub [m/min]	Streckenenergie [kJ/m]	Gemessener Winkel [°]			Mittelwert [°]
			Gemessener Winkel [°]	Gemessener Winkel [°]	Gemessener Winkel [°]	
600	0,5	7,1	1,1	4,6	x	2,8
600	1,0	3,5	1,0	2,8	x	1,9
600	1,5	2,4	2,6	3,9	x	3,3
600	2,0	1,8	2,1	3,1	x	2,6
600	2,5	1,4	1,6	1,8	x	1,7
600	3,0	1,2	0,5	1,5	x	1,0
600	3,5	1,0	0,5	1,3	x	0,9
600	4,0	0,9	0,3	0,4	x	0,4
900	0,5	10,6	5,2	-3,0	4,0	2,1
900	1,0	5,3	3,0	-1,6	3,6	1,7
900	1,5	3,5	2,2	1,1	3,4	2,2
900	2,0	2,7	1,0	0,1	1,9	1,0
900	2,5	2,1	2,6	3,1	4,0	3,2
900	3,0	1,8	3,2	3,3	3,3	3,2
900	3,5	1,5	2,5	2,2	3,0	2,6
900	4,0	1,3	1,3	0,9	2,0	1,4
1200	0,5	14,2	4,2	2,6	4,1	3,6
1200	1,0	7,1	5,1	-2,6	5,1	2,6
1200	1,5	4,7	5,6	1,1	5,6	4,1
1200	2,0	3,5	4,0	0,7	4,5	3,1
1200	2,5	2,8	4,2	0,3	4,2	2,9
1200	3,0	2,4	3,4	1,2	3,4	2,6
1200	3,5	2,0	2,2	2,7	2,2	2,3
1200	4,0	1,8	3,1	1,4	2,9	2,5

Abbildung (61): Ergebnisse der Laserstrahlrichtversuche für CP-Ti-Blech

Winkel nach dem Schweißen [°]	Leistung beim Richten [W]	Vorschub [m/min]	Winkel nach dem Richten [°]	Winkel Verformung [°]	Streckenergie [kJ/m]
2,1	900	1,0	2,2	0,0	5,3
1,6	900	1,5	1,4	0,2	3,5
2,0	900	2,0	1,3	0,7	2,7
2,2	900	2,5	1,1	1,0	2,1
1,8	900	3,0	0,4	1,4	1,8
2,1	900	3,5	0,9	1,2	1,5
2,0	900	4,0	0,9	1,1	1,3
2,3	900	4,5	1,2	1,1	1,2
1,8	900	5,0	0,8	1,0	1,1

Abbildung (62): Ergebnisse der Richtexperimente für T-Stoß-Verbindungen

Leistung [W]	Vorschub [m/min]	Wiederholungen	Durchschnittliche Winkeländerung [°]	Relative Winkeländerung [°]
900	2,5	0	0	0
900	2,5	5,0	15,3	15,3
900	2,5	10,0	25,1	9,8
900	2,5	15,0	33,6	8,5
900	2,5	20,0	40,3	6,8
900	2,5	25,0	47,5	7,2
900	2,5	30,0	53,3	5,8

Abbildung (63): Ergebnisse der Winkeländerung für mehrfache Bestrahlung (Blech)

Leistung [W]	Vorschub [m/min]	Wiederholungen	Durchschnittliche Winkeländerung [°]	Winkeländerung [°]
900	2,5	1	1,1	1,1
900	2,5	5	3,4	2,3
900	2,5	10	9,3	5,8
900	2,5	15	14,9	5,7
900	2,5	20	20,8	5,9
900	2,5	25	25,6	4,8
900	2,5	30	28,7	3,2

Abbildung (64): Ergebnisse der Winkeländerung für mehrfache Bestrahlung (T-Stoß)

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei all denjenigen bedanken, die mich während der Arbeit an meinem Projekt und der Erstellung dieser Arbeit unterstützt und motiviert haben.

Vorweg möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Benjamin Klusemann sowie Herrn Dr.-Ing. Nikolai Kashaev für die Möglichkeit danken, meine Masterarbeit am HZG schreiben zu dürfen.

Darüber hinaus gilt mein besonderer Dank Herrn Dipl.-Ing. Stefan Riekehr, der mich an das Projekt herangeführt und mit äußerst kompetenter und permanenter Betreuung bis zum Abschluss begleitet hat. Besonders durch seine kritischen Hinterfragungen und fachspezifischen Diskussionen wurde mir die Möglichkeit gegeben die Problemstellung aus verschiedenen Blickwinkeln zu betrachten und zu bewerten. Darüber hinaus möchte ich mich für seine Fürsprache im Arbeitsalltag bedanken, durch die es möglich wurde eigene Ideen und Ansätze selbstbestimmt umsetzen zu können.

Ferner gilt mein besonderer Dank Herrn René Dinse, für seine Unterstützung bei der Entwicklung der Spannvorrichtung, sowie der Präparation der Proben und Herrn Falk Dorn, der im Bereich der Metallographie durch sein fundiertes Fachwissen einen großen Beitrag bei der Bewertung der Versuchsergebnisse beitrug. In diesem Zusammenhang möchte ich mich ebenfalls bei Frau Dipl.-Ing. Josephin Enz bedanken, deren Tür zu jeder Zeit für Fragen und Ratschläge offen stand.

Abschließend gilt mein Dank allen Korrekturleserinnen und Korrekturlesern, sowie allen helfenden Händen aus dem Hintergrund, durch deren Mitarbeit das Ergebnis dieser Arbeit in dem vorliegenden Maß erreicht werden konnte.

Nicht zuletzt gebührt meiner Familie, sowie meiner Lebensgefährtin Frau Charlotte Gerechtd besonderer Dank, da sie während meines Studiums nicht nur finanziell, sondern auch emotional für mich da waren.

