

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

Lehrstuhl für Betriebswissenschaften und Montagetechnik am
Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*)

**Effizientes Laserstrahlschweißen am Beispiel von
Kupferwerkstoffen**

Andreas Georg Ganser

Vollständiger Abdruck der von der Fakultät für Maschinenwesen der Technischen Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender:

Prof. Dr.-Ing. Markus Lienkamp

Prüfer der Dissertation:

1. Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh

2. Prof. Dr.-Ing. Michael Schmidt

Die Dissertation wurde am 16.04.2020 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 12.08.2020 angenommen.

Inhalt

Abkürzungsverzeichnis	V
Verzeichnis der Formelzeichen	VII
1 Einleitung	1
1.1 Ausgangssituation und Motivation	1
1.2 Allgemeine Zielsetzung der Arbeit	2
1.3 Inhaltlicher Aufbau der Arbeit	3
2 Grundlagen	5
2.1 Allgemeines	5
2.2 Eigenschaften von Laserstrahlung	5
2.2.1 Ausbreitungscharakteristik	5
2.2.2 Intensitätsverteilung	7
2.3 Strahl-Stoff-Wechselwirkung	8
2.3.1 Brechungsindex	8
2.3.2 Reflexion und Absorption	9
2.4 Prozessregime beim Laserstrahlschweißen	11
2.5 Energietransportmechanismen im Schmelzbad	13
2.6 Leistungsbilanzierung in der Prozesszone	16
2.7 Optimierungsverfahren	17
3 Stand der Technik und Forschung	21
3.1 Allgemeines	21
3.2 Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen	22
3.2.1 Einkoppelgrad	22
3.2.2 Thermischer Wirkungsgrad	27
3.3 Reflexionen der Laserstrahlung am Werkstück	31
3.3.1 Reflexionen an Oberflächenrauheiten	31

3.3.2	Reflexionen in der Lasermaterialbearbeitung	33
3.3.3	Charakterisierung der Streustrahlung für die Lasersicherheit	35
3.4	Simulation des Laserstrahlschweißens	39
3.5	Fokusposition beim Laserstrahlschweißen	41
3.5.1	Bestimmung der Fokusposition	42
3.5.2	Einfluss der Fokusposition auf den Schweißprozess	46
3.6	Fazit und Handlungsbedarf	47
4	Versuchsumgebung	51
4.1	Allgemeines	51
4.2	Laserstrahlquelle und Schweißoptik	51
4.3	Versuchsaufbau zur Messung der Reflexionen	53
4.4	Datenaufbereitung	55
4.5	Probenwerkstoff	56
5	Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen	59
5.1	Allgemeines	59
5.2	Messung des Einkoppelgrads	60
5.2.1	Analytisches Modell zur Berechnung der Reflexionen	60
5.2.2	Kalibrierung des analytischen Modells	64
5.2.3	Modellergebnisse und Validierung	67
5.3	Berechnung des thermischen Wirkungsgrads	69
5.3.1	Modellierungskonzept	69
5.3.2	Probengeometrie und Vernetzung	71
5.3.3	Modellierung der Werkstoffparameter	73
5.3.4	Modellierung der Konvektionsprozesse	76
5.3.5	Anfangs- und Randbedingungen	78
5.3.6	Ermittlung des thermischen Wirkungsgrads	80
5.3.7	Validierung des Simulationsmodells	80
5.3.8	Fehlerdiskussion	81
5.4	Ganzheitliche Betrachtung der Effizienz	82
5.4.1	Einfluss von Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit	82
5.4.2	Einfluss von Wärmestau im Werkstück	90
5.4.3	Einfluss des Fokusdurchmessers	93
5.4.4	Einfluss der Fokusposition	95

5.5 Zusammenfassung	98
6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition	101
6.1 Allgemeines	101
6.2 Beschreibung des Verfahrens	102
6.3 Laserstrukturierung	104
6.4 Modellbeschreibung	106
6.4.1 Grundlegendes	106
6.4.2 Berechnung der Strahlpropagation	107
6.4.3 Modell zur Berechnung der reflektierten Intensitätsverteilung	110
6.4.4 Modellvalidierung	116
6.5 Modellbasierte Auslegung eines geeigneten Messbereichs	119
6.6 Validierung der Messmethode	123
6.7 Zusammenfassung	125
7 Technologische und wirtschaftliche Bewertung	127
7.1 Allgemeines	127
7.2 Technologische Bewertung	127
7.3 Wirtschaftliche Bewertung	129
8 Zusammenfassung und Ausblick	133
8.1 Zusammenfassung	133
8.2 Ausblick	135
Literatur	137
Verzeichnis betreuter Studienarbeiten	151
A Anhang	155
A.1 Strahlcharakteristik der diffusen Reflexion	155
A.2 Verwendete Materialparameter im Prozessmodell	156
A.3 Temperaturabhängige Materialparameter	157
A.4 Daten zur wirtschaftlichen Bewertung	159

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Erläuterung
CFD	Computational Fluid Dynamics
DK	Dampfkapillare
DR	diffuse Reflexion
FEM	Finite-Elemente-Methode
FVM	Finite-Volumen-Methode
HG	Hochgeschwindigkeit
hK	halbe Kugeloberfläche
MK	Marangoni-Konvektion
QS	Querschlif der Schweißnaht
RR	rückspiegelnde Reflexion
SR	spiegelnde Reflexion
TS	Tiefschweißen
WLS	Wärmeleitungsschweißen

Verzeichnis der Formelzeichen

Skalare Formelzeichen

Größe	Einheit	Erläuterung
A	-	freie Variable für eine Regression
a	mm	relative Position zwischen Laserspot und Struktur
A_{ges}	mm ²	Gesamtfläche der auftreffenden Laserstrahlung
A_i	-	Flächenabschnitte
A_s	mm ²	Nahtquerschnittsfläche
A_{str}	mm ²	beleuchtete Fläche des strukturierten Bereichs
A_V	-	Aspektverhältnis
\bar{A}	-	Absorptionsgrad
\bar{A}_A	-	äußerer Absorptionsgrad
\bar{A}_I	-	innerer Absorptionsgrad
\bar{A}_p	-	Absorptionsgrad für parallele Polarisation
\bar{A}_s	-	Absorptionsgrad für senkrechte Polarisation
B	-	freie Variable für eine Regression
B_p	mm	Breite des Probenkörpers
b_{Strahl}	mm	Breite des Strahlenbündels
C	-	freie Variable für eine Regression
c_0	m/s	Ausbreitungsgeschwindigkeit einer elektromagnetischen Welle im Vakuum
c_M	m/s	Ausbreitungsgeschwindigkeit einer elektromagnetischen Welle in Materie
c_m	$\frac{W}{kg \cdot K}$	spezifische Wärmekapazität

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Erläuterung
c_{ml}	$\frac{W}{kg \cdot K}$	spezifische Wärmekapazität oberhalb der Schmelztemperatur
c_{ms}	$\frac{W}{kg \cdot K}$	spezifische Wärmekapazität unterhalb der Schmelztemperatur
d_1, d_2, d_3	mm	Durchmesser der Dampfkapillare an der Öffnung
d_{DK}	mm	Strahldurchmesser der Laserstrahlung auf der Werkstückoberfläche
d_{Faser}	μm	Faserkerndurchmesser
d_f	μm	Fokusbereich
d_{str}	mm	Breite der Oberflächenstruktur
dA	-	skalares Flächenelement
df_{RR}	-	Verschlechterungsfaktor der Strahlqualität der rückspiegelnden Reflexion
df_{SR}	-	Verschlechterungsfaktor der Strahlqualität der spiegelnden Reflexion
E_P	mJ	Pulsenergie
E_R	K	Reaktionszahl
F	-	Zielfunktion
F_{DR}	-	Skalierungsfaktor der diffusen Reflexion
f_{fok}	mm	Fokusposition
F_{Ray}	-	Abstrahlcharakteristik in der yz-Ebene
f_{rep}	Hz	Repetitionsrate
H	-	Heaviside-Funktion
h_m	$\frac{kJ}{kg}$	spezifische Schmelzenthalpie
\hat{h}_m	$\frac{kJ}{kg}$	normalverteilte spezifische Schmelzenthalpie
H_p	mm	Höhe des Probenkörpers
I	$\frac{W}{m^2}$	Intensität
I_0	$\frac{W}{m^2}$	maximale Intensität in der Strahlmitte
I_{DR}	$\frac{W}{m^2}$	Intensität der diffusen Reflexion
I_G	$\frac{W}{m^2}$	Grenzintensität
I_{ges}	$\frac{W}{m^2}$	resultierende Intensitätsverteilung
I_{max}	$\frac{W}{m^2}$	maximale Intensität in der Strahlebene

Größe	Einheit	Erläuterung
$I_{max,fok}$	$\frac{W}{m^2}$	maximale Intensität in der Fokuslage
I_{RR}	$\frac{W}{m^2}$	Intensität der rückspiegelnden Reflexion
$I_{Schwell}$	$\frac{W}{m^2}$	Schwellintensität
I_{SR}	$\frac{W}{m^2}$	Intensität der spiegelnden Reflexion
I_{str}	$\frac{W}{m^2}$	Intensität der von der Struktur reflektierten Strahlung
I_{unstr}	$\frac{W}{m^2}$	Intensität der von der unstrukturierten Oberfläche reflektierten Strahlung
k	-	Imaginärteil des Brechungsindex
L_p	mm	Länge des Probenkörpers
M^2	-	Beugungsmaßzahl
n	-	Brechungsindex
n_1	-	Brechungsindex von Medium 1
n_2	-	Brechungsindex von Medium 2
n_B	-	Anzahl an Belichtungen
n_{Cu}	-	Brechungsindex von Kupfer
n_L	-	Brechungsindex von Luft
n_{Li}	-	Anzahl an Linien
n_r	-	Realteil des Brechungsindex
n_{Strahl}	-	Anzahl an Strahlen
p	Pa	Druck
p_a	Pa	Ablationsdruck
P_A	W	äußerer Leistungsanteil
P_{Abs}	W	absorbierte Leistung
P_{ch}	W	chemische Leistung
P_{DR}	W	Leistung der diffusen Reflexion
P_I	W	innerer Leistungsanteil
P_i	-	Zentrum der Flächenabschnitte
P_k	W	Verlustleistung durch konvektive Wärmeabfuhr
P_L	W	Laserleistung
P_p	W	Prozessleistung
P_r	W	Verlustleistung durch Wärmestrahlung
P_R	W	reflektierte Leistung

Verzeichnis der Formelzeichen

Größe	Einheit	Erläuterung
P_{RR}	W	Leistung der rückspiegelnden Reflexion
P_{SR}	W	Leistung der spiegelnden Reflexion
$p_{Schwell}$	%	Schwellwert der prozentualen Änderung
P_{str}	W	reflektierte Strahlleistung der Oberflächenstruktur
$P_{str;in}$	W	auf die Oberflächenstruktur auftreffende Strahlleistung
P_{unstr}	W	reflektierte Strahlleistung der unstrukturierten Fläche
P_V	W	Verlustleitung durch Wärmetransport in das Werkstück
R	mm	Abstand zum Fokuspunkt
r	mm	Radius
R^2	-	Bestimmtheitsmaß
\bar{R}	-	Reflexionsgrad
$\bar{R}_{D,A}$	-	äußerer Reflexionsgrad der diffusen Reflexion
$\bar{R}_{D,I}$	-	innerer Reflexionsgrad der diffusen Reflexion
r_G	mm	Grenzradius
r_O	mm	Radius der Öffnung der Dampfkapillare
\bar{R}_p	-	Reflexionsgrad für parallele Polarisation
\bar{R}_s	-	Reflexionsgrad für senkrechte Polarisation
$r_{Schwell}$	mm	Schwellradius des zugelassenen Messbereichs
R_{str}	-	Reflexionsgrad der strukturierten Oberfläche
r_U	mm	Radius der Unterseite der Dampfkapillare
R_{unstr}	-	Reflexionsgrad der unstrukturierten Oberfläche
SPP	mm · mrad	Strahlparameterprodukt
SPP_{RR}	mm · mrad	Strahlparameterprodukt der rückspiegelnden Reflexion

Größe	Einheit	Erläuterung
SPP_{SR}	mm · mrad	Strahlparameterprodukt der spiegelnden Reflexion
T	K	Temperatur
t	s	Zeit
T_0	K	Anfangstemperatur
T_A	K	Raumtemperatur
t_{DK}	mm	Tiefe der Dampfkapillare
T_m	K	Schmelztemperatur
t_p	ms	Pulsdauer
t_{Sch}	mm	Einschweißtiefe
T_V	K	Verdampfungstemperatur
V	m ³	Volumen
v_L	m/min	Schweißgeschwindigkeit
x, y, z	mm	Koordinatenpunkte
x', y', z'	mm	Koordinatenpunkte im gedrehten Koordinatensystem
z_R	mm	Rayleighlänge

Vektoren

Größe	Einheit	Erläuterung
\vec{F}	N	Kraft
F/\vec{V}	N/m ³	Volumenkraft
\vec{g}	m/s ²	Erdbeschleunigung
$\vec{I}_{Ebene,Exp}$	W/m ²	gemessene Intensitätswerte an diskreten Punkten
$\vec{I}_{Ebene,Mod}$	W/m ²	berechnete Intensitätswerte an diskreten Punkten
\vec{n}	m	Oberflächennormale
\vec{q}	W/m ²	Wärmestromdichte
\vec{u}	m/min	Strömungsgeschwindigkeit
\vec{x}	-	Optimierungsvariablen

Verzeichnis der Formelzeichen

Griechische Formelzeichen

Größe	Einheit	Erläuterung
α^1	°	Einfallswinkel
α_0	kg/(m ³ ·K)	Ausdehnungskoeffizient
α_M	°	Winkel der Messebene
β	°	Reflexionswinkel
γ	°	Winkel des gebrochenen Strahls
γ_{DK}	N/m	Oberflächenspannung innerhalb der Dampfkapillare
γ_O	N/m	Oberflächenspannung
$\Delta\alpha_M$	°	Drehwinkel der Messebene
Δp	Pa	Druckdifferenz
δ_{SR}	°	Ablenkung der spiegelnden Reflexion
δT	K	Temperaturintervall
ζ	°	Drehwinkel um die y-Achse
ζ_{RR}	°	Austrittswinkel der rückspiegelnden Reflexion
ζ_{SR}	°	Austrittswinkel der spiegelnden Reflexion
η_{Abs}	-	Einkoppelgrad
η_P	-	Prozesswirkungsgrad
η_{th}	-	thermischer Wirkungsgrad
$\eta_{Abs,exp}$	-	experimentell bestimmter Einkoppelgrad
$\eta_{Abs,gl}$	-	berechneter Einkoppelgrad
η_i	°	Drehwinkel um die x-Achse
$\eta_{P,QS}$	-	anhand von Querschliffen berechneter Prozesswirkungsgrad
θ	°	Polarwinkel
θ_{DR}	°	Standardabweichung der diffusen Reflexion
ϑ	°	Divergenzwinkel
ϑ_{RR}	°	Divergenzwinkel der rückspiegelnden Reflexion

¹stehend: $\alpha > 0$; schleppend: $\alpha < 0$

Größe	Einheit	Erläuterung
ϑ_{SR}	°	Divergenzwinkel der spiegelnden Reflexion
λ	nm	Wellenlänge
λ_{th}	W/(m · K)	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{th,0}$	W/(m · K)	Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur
$\lambda_{th,l}$	W/(m · K)	Wärmeleitfähigkeit in der schmelzflüssigen Phase
Λ_{str}	-	Abstrahlcharakteristik
μ_0	mPa·s	dynamische Viskosität
μ_{max}	mPa·s	maximale Viskosität
ρ	kg/m ³	Dichte
ρ_0	kg/m ³	Dichte bei Normalbedingungen
ρ_l	kg/m ³	Dichte bei Schmelztemperatur in der flüssigen Phase
σ	μm	Rauheit
σ_{unstr}	-	Varianz der Abstrahlung von der unstrukturierten Oberfläche
σ_y	-	Varianz der Abstrahlung in der yz-Ebene
τ	mm	Korrelationslänge
τ_{DK}	Pa	Schubspannung der Metaldampf-Konvektion
τ_{MK}	Pa	Schubspannung der Marangoni-Konvektion
φ	°	Azimutwinkel
ω	mm	Strahlradius
ω_0	mm	Tailenradius
ω_{RR}	mm	Strahlradius der rückspiegelnden Reflexion
ω_{SR}	mm	Strahlradius der spiegelnden Reflexion

1 Einleitung

1.1 Ausgangssituation und Motivation

Der effiziente Einsatz von Ressourcen und Energie wird sowohl von politischen als auch von wirtschaftlichen Interessenvertretern gefordert. So wird im *Deutschen Ressourceneffizienzprogramm* explizit die Entwicklung und die Verbreitung von ressourcen- und energieeffizienten Produktions- und Verarbeitungsprozessen genannt (KAISER ET AL. 2015). Des Weiteren ist die Ressourceneffizienz ein an Bedeutung zunehmender Aspekt für die Wettbewerbsfähigkeit eines Unternehmens (ABELE & REINHART 2011, S. 114). Gemäß dem VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE E. V 2016 ist die Ressourceneffizienz als das Verhältnis eines bestimmten Nutzens oder Ergebnisses zum dafür notwendigen Ressourceneinsatz definiert. Speziell in der Fügetechnik lässt sich in Anlehnung an DRECHSLER & KIRMES (2016, S. 16) diese Definition in die in Abbildung 1.1 dargestellte Verhältnisgleichung überführen. Die Ressourceneffizienz beim Fügen kann demnach durch eine Verbesserung der Verbindungseigenschaften oder eine Minimierung des Einsatzes der notwendigen Ressourcen (z. B. Energie) gesteigert werden.

$$\text{Ressourceneffizienz beim Fügen} = \frac{\text{Verbindungseigenschaften} \text{ z. B. Festigkeit, Demontierbarkeit, Geometrie etc.}}{\text{Einsatz notwendiger Ressourcen} \text{ z. B. Material, Energie etc.}}$$

Abbildung 1.1: Ressourceneffizienz beim Fügen in Anlehnung an DRECHSLER & KIRMES (2016, S. 16)

1 Einleitung

Ein weit verbreitetes Fügeverfahren ist aufgrund seiner kurzen Prozesszeiten, seiner hohen resultierenden Verbindungsfestigkeit und der guten Automatisierbarkeit das Laserstrahlschweißen. Dieses Verfahren ist äußerst energieaufwendig, da bereits die Erzeugung von Laserstrahlung mit hohen thermischen Verlusten einhergeht. So weisen moderne Hochleistungsstrahlquellen einen Wirkungsgrad von maximal 40 % auf (STREEK & LEE 2017). Zudem treten während des Bearbeitungsprozesses Verluste durch Wärmeleitung im Werkstück und Reflexionen der Laserstrahlung auf. Durch die Reduzierung der Prozessverluste kann die Ressourceneffizienz eines Fügeprozesses mittels Laserstrahlung deutlich gesteigert werden. Bei einem effizienten Schweißprozess ist im Vergleich zu einem ineffizienten Schweißprozess für das gleiche Schweißergebnis eine geringere Laserleistung notwendig, womit auch weniger Verluste bei der Strahlerzeugung anfallen.

Durch den Trend zu erneuerbaren Energien und die zunehmende Elektrifizierung im Bereich der Mobilität steigt der Bedarf an Kupferwerkstoffen und damit einhergehend die Nachfrage nach Füge Technologien für diese Werkstoffgruppe. Dem Laserstrahlschweißen kommt dabei wegen der zuvor genannten Vorteile eine große Bedeutung zu. Bei der Verwendung von herkömmlichen und in der Industrie am weitesten verbreiteten Strahlquellen, die im infraroten Wellenlängenbereich emittieren, stellt das Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen aufgrund der physikalischen Eigenschaften dieser Werkstoffgruppe eine große Herausforderung dar. Neben der großen Wärmeleitfähigkeit erschwert der geringe Absorptionsgrad von infraroter Laserstrahlung in Kupfer diesen Prozess signifikant. Die Befähigung von infraroten Strahlquellen zum effizienten Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen würde somit einen flexiblen Einsatz dieser Technik erlauben.

1.2 Allgemeine Zielsetzung der Arbeit

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, für das Verfahren Laserstrahlschweißen Prozessstrategien zu entwickeln, mit welchen ein effizienter Schweißprozess von Kupferwerkstoffen darstellbar ist. Für eine ganzheitliche Effizienzbewertung erfolgt hierfür eine getrennte Quantifizierung der Verluste durch

Reflexionen der Laserstrahlung sowie durch Wärmeleitung. Da die Fokuslage¹ als ein entscheidender Parameter für die Effizienz ermittelt wurde, wird in der vorliegenden Arbeit eine neuartige Methode zur messtechnischen Erfassung der idealen Fokusposition vorgestellt. Zudem soll eine modellbasierte Auslegung der Messkonfiguration die industrielle Umsetzung dieses Verfahrens erleichtern.

1.3 Inhaltlicher Aufbau der Arbeit

Um die Zielsetzung zu erfüllen, werden in Kapitel 2 zunächst die Grundlagen zur Füge­technologie Laserstrahlschweißen thematisiert und es erfolgt eine kurze Einführung in mathematische Optimierungsverfahren. Im Rahmen von Kapitel 3 wird das in der Literatur vorhandene Wissen über die Effizienzbeurteilung beim Laserstrahlschweißen zusammengefasst. Zudem wird auf die Messung der reflektierten Laserstrahlung eingegangen, ein Überblick über die Möglichkeiten der Prozessmodellierung beim Laserstrahlschweißen vermittelt und es werden bestehende Methoden zur Vermessung der Fokuslage aufgezeigt. Anschließend wird in Kapitel 4 die Versuchsumgebung und die Messtechnik für die Erfassung der reflektierten Laserstrahlung vorgestellt. Basierend auf der dargelegten Messtechnik wird zunächst in Kapitel 5 eine Methode zur Ermittlung der gesamten reflektierten Laserstrahlung während eines Schweißprozesses erläutert. Hierfür wird ein analytisches Modell zur Berechnung der Intensitätsverteilung auf der Hemisphäre oberhalb der Prozesszone eingesetzt, das anhand der experimentellen Untersuchungen kalibriert wurde. Daneben dient Kapitel 5 der Beschreibung eines numerischen Prozessmodells, welches die Berechnung des Temperaturfelds im Werkstück erlaubt. Dies ermöglicht die Quantifizierung der Verluste durch Wärmeleitung im Werkstück. Die Werkzeuge zur Ermittlung der reflektierten Laserstrahlung und der Verluste durch Wärmeleitung wurden gemäß Kapitel 5 für eine ganzheitliche Effizienzbewertung eingesetzt und der Einfluss unterschiedlicher Prozessparameter wurde untersucht.

¹ Position des Laserfokus in Strahlrichtung relativ zum Bauteil

1 Einleitung

In Kapitel 6 wird ein neuartiges Verfahren vorgestellt, welches die effiziente Vermessung der Fokusposition in Bezug auf das Werkstück erlaubt. Nach der Erläuterung der Grundidee wird ein Prozessmodell zu diesem Verfahren beschrieben. Anhand des Modells wird die Messkonfiguration ausgelegt, bevor das Kapitel mit einer Validierung der neuen Methode beendet wird. In Kapitel 7 wird das entwickelte Verfahren zur Fokuslagenerkennung technologisch und wirtschaftliche bewertet. Abgeschlossen wird die vorliegende Arbeit mit Kapitel 8, in dessen Rahmen alle erarbeiteten Ergebnisse zusammengefasst werden und ein Ausblick auf zukünftige Untersuchungen präsentiert wird.

2 Grundlagen

2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die notwendigen Grundlagen zum Verständnis der vorliegenden Arbeit erläutert. Hierzu werden zunächst die Eigenschaften von Laserstrahlung, im Speziellen deren Ausbreitung und Intensitätsverteilung, erörtert. Anschließend wird auf die Strahl-Stoff-Wechselwirkung eingegangen, welche die Energieeinbringung durch elektromagnetische Wellen in den Werkstoff zur Folge hat. In Abhängigkeit der eingebrachten Energie bzw. Leistung entstehen unterschiedliche Prozessregime beim Laserstrahlschweißen, die anschließend vorgestellt werden. Basierend auf dem jeweiligen Prozessregime treten verschiedene Energietransportmechanismen auf, die nachfolgend beschrieben werden. Abschließend wird auf die Grundlagen der Optimierung eingegangen, da diese in der in Abschnitt 5.2.2 beschriebene Modellkalibrierung zum Einsatz gelangte.

2.2 Eigenschaften von Laserstrahlung

2.2.1 Ausbreitungscharakteristik

Laserstrahlung ist eine gerichtete Strahlung, bei der sehr hohe Leistungsdichten möglich sind. In Abbildung 2.1 ist das transversale Profil eines fokussierten Laserstrahls dargestellt, der sich in einem kartesischen Koordinatensystem entlang der z -Achse ausbreitet. Bei Rotationssymmetrie um die z -Achse kann der Abstand zu dieser durch den Radius r wie folgt ausgedrückt werden:

$$r = \sqrt{x^2 + y^2} \quad (2.1)$$

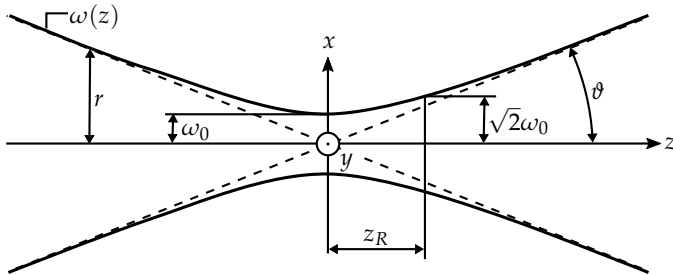


Abbildung 2.1: Transversales Strahlprofil eines Gaußstrahles nach HÜGEL & GRAF 2009, S. 20 mit $r = \sqrt{x^2 + y^2}$

Der radialsymmetrische Laserstrahl hat an der Strahlmitte die kleinste transversale Ausdehnung, die durch den Tailenradius ω_0 definiert ist. Ausgehend von der Strahlmitte weitet sich der Strahlradius ω entlang der z -Achse sowohl in positiver z - als auch in negativer z -Richtung auf und er berechnet sich nach Gleichung 2.2:

$$\omega(z) = \omega_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{z}{z_R}\right)^2} \quad (2.2)$$

Der Abstand von der Strahlmitte, bei welchem der Strahl bezogen auf die Strahlmitte die doppelte Querschnittsfläche aufweist, ist als Rayleighlänge z_R definiert (HÜGEL & GRAF 2009). Die Funktion $\omega(z)$ besitzt eine Asymptote, die unter dem Divergenzwinkel ϑ zur Strahlachse geneigt ist. Es gilt:

$$\vartheta = \arctan \frac{\omega_0}{z_R} \quad (2.3)$$

Die Qualität und somit auch die Fokussierbarkeit eines Laserstrahls kann anhand des Strahlparameterprodukts (SPP) beschrieben werden. Eine gute Fokussierbarkeit zeichnet sich durch einen geringen Divergenzwinkel ϑ bei einem kleinen Tailenradius ω_0 aus. Dieser Zusammenhang lässt sich entsprechend Gleichung 2.4 formulieren:

$$SPP = \vartheta \cdot \omega_0 \quad (2.4)$$

Das Strahlparameterprodukt ist eine feste Kenngröße des Laserstrahls. Es wird nicht durch das optische System zur Fokussierung des Strahls beeinflusst. Neben dem Strahlparameterprodukt kann die Fokussierbarkeit eines Laserstrahls auch durch die Beugungsmaßzahl M^2 angegeben werden. Diese dimensionslose Größe steht im direkten Zusammenhang mit dem SPP und der Wellenlänge λ der Laserstrahlung:

$$M^2 = \frac{\pi}{\lambda} \cdot SPP \quad (2.5)$$

Während für einen idealen Gaußstrahl $M^2 = 1$ gilt, nimmt bei einem realen Laserstrahl die Beugungsmaßzahl einen Wert größer als eins an. Die Beugungsmaßzahl steht zudem im direkten Zusammenhang mit der Rayleighlänge z_R . Eine sinkende Strahlqualität führt gemäß Gleichung 2.6 zu einer kleineren Rayleighlänge:

$$z_R = \frac{\pi \cdot \omega_0^2}{\lambda \cdot M^2} \quad (2.6)$$

2.2.2 Intensitätsverteilung

Die Intensitätsverteilung auf einem Querschnitt des Gaußstrahls senkrecht zur Ausbreitungsrichtung hat die Form einer Gaußschen Glockenkurve (Normalverteilung), wie in Abbildung 2.2 gezeigt. Für zunehmende Abstände des betrachtenden Querschnitts von der Strahltaile sinkt innerhalb der jeweiligen Ebene die maximale Intensität I_{max} , da durch den größer werdenden Strahlradius ω eine größere Fläche bestrahlt wird. Der Strahlradius ω ist durch das sogenannte 86 %-Kriterium definiert, bei dem die Intensität auf den $1/e^2$ -fachen Wert von I_{max} abgefallen ist.

Zur Berechnung der räumlichen Intensitätsverteilung kann Gleichung 2.7 herangezogen werden:

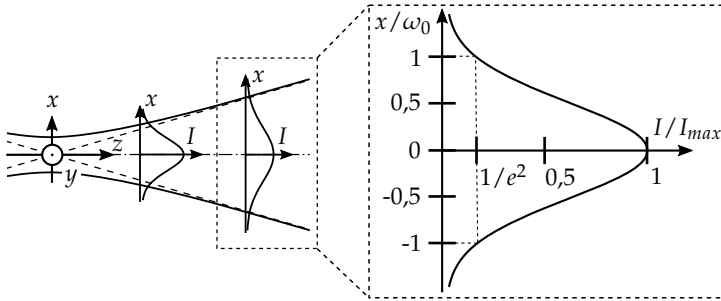


Abbildung 2.2: Strahlintensität eines Gaußstrahls nach H. J. EICHLER & J. EICHLER 2015, S. 226 mit $r = \sqrt{x^2 + y^2}$

$$I(r, z) = \underbrace{I_0 \cdot \left(\frac{\omega_0}{\omega(z)} \right)^2}_{=I_{max}(z)} \cdot \exp \left(\frac{-2 \cdot r^2}{(\omega(z))^2} \right) \quad (2.7)$$

Die maximale Intensität I_0 besitzt der Laserstrahl im Zentrum der Strahlteile bei $z = 0$. Sie steht nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 38) in direktem Zusammenhang mit der Laserleistung P_L :

$$P_L = \int_0^\infty I(r, z) \cdot 2\pi r dr = I_0 \cdot \omega_0^2 \cdot \frac{\pi}{2} \quad (2.8)$$

2.3 Strahl-Stoff-Wechselwirkung

2.3.1 Brechungsindex

Eine elektromagnetische Welle breitet sich in Materie langsamer aus als im Vakuum. Das Verhältnis zwischen den Ausbreitungsgeschwindigkeiten im Vakuum c_0 und in Materie c_M ist durch den Brechungsindex

$$n = \frac{c_0}{c_M} \quad (2.9)$$

gegeben bzw. definiert diesen.

Zur Berücksichtigung der Absorption einer elektromagnetischen Welle in Materie wird der Brechungsindex als komplexe Zahl geschrieben:

$$n = n_r + i \cdot k \quad (2.10)$$

Während der Realteil n_r des Brechungsindex n die Ausbreitungsgeschwindigkeit der elektromagnetischen Welle im Werkstoff kennzeichnet, gibt der Imaginärteil k an, wie stark der Werkstoff die Energie der elektromagnetischen Welle absorbiert. Der Brechungsindex ist ein Materialparameter, der unter anderem von der Wellenlänge der einfallenden Strahlung abhängt.

2.3.2 Reflexion und Absorption

Trifft ein Lichtstrahl auf die Grenzfläche zweier verschiedener Medien, so wird nur ein Teil des Strahls in das erste Medium zurück reflektiert. Die restliche Strahlung dringt in das zweite Medium ein und ändert dabei ihre Richtung. Diese Richtungsänderung wird Brechung genannt. Abbildung 2.3 illustriert die Propagationsrichtungen der Strahlenanteile. Während der Winkel β der reflektierten Strahlung dem Einfallswinkel α entspricht, kann der Winkel γ der gebrochenen Strahlung anhand des Snelliusschen Brechungsgesetzes berechnet werden:

$$n_1 \cdot \sin(\alpha) = n_2 \cdot \sin(\gamma) \quad (2.11)$$

n_1 steht darin für den Brechungsindex von Medium 1 und n_2 für den Brechungsindex von Medium 2. Nach Gleichung 2.11 wird der Lichtstrahl zur Oberflächennormale hin gebrochen, wenn er von einem optisch dünneren Medium in ein optisch dichteres Medium übergeht, der Brechungsindex von Medium 1 demnach kleiner ist als der Brechungsindex von Medium 2.

Handelt es sich bei Medium 2 um einen metallischen Werkstoff, so tritt nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 120) eine starke Dämpfung der elektromagnetischen Welle auf, weshalb bereits in einem Bereich von 1 bis 10 nm nahezu die gesamte

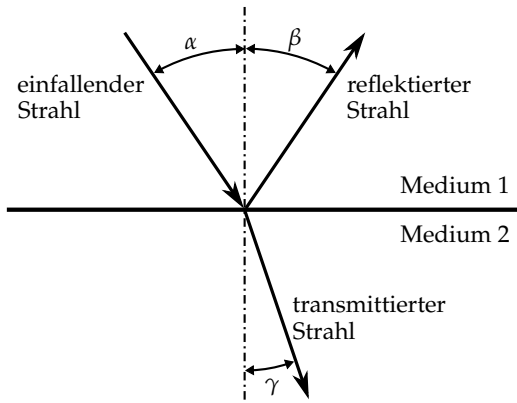


Abbildung 2.3: Strahlpropagation eines Strahls beim Übergang von einem optisch dünneren Medium 1 in ein optisch dichteres Medium 2 nach HÜGEL & GRAF 2009, S. 121

Energie der gebrochenen Strahlung von Medium 2 absorbiert wird. Bei Metallen tritt dementsprechend keine Transmission auf, die gesamte Energie der Laserstrahlung wird reflektiert und absorbiert. Der Absorptionsgrad \bar{A} und der Reflexionsgrad \bar{R} stehen gemäß Gleichung 2.12 in direkter Beziehung:

$$\bar{A} = 1 - \bar{R} \quad (2.12)$$

Zur Berechnung des Reflexionsgrads \bar{R} dienen die Fresnelschen Formeln. Bei diesen wird die einfallende Strahlung in zwei Komponenten aufgeteilt. Die erste Komponente entspricht dem senkrecht zur Einfallsebene polarisierten Anteil, die zweite Komponente dem parallel polarisierten Anteil. Unter der Annahme einer gleichen Permeabilität¹ der beiden Medien kann nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 123) der Reflexionsgrad für die senkrechte Polarisation \bar{R}_s nach Gleichung 2.13 und der Reflexionsgrad für die parallele Polarisation \bar{R}_p nach Gleichung 2.14 in Abhängigkeit des Einfallswinkels α berechnet werden:

¹ Die Permeabilität bestimmt die Magnetisierung eines Werkstoffs in einem äußeren Magnetfeld.

$$\bar{R}_s = \left(\frac{n_1 \cdot \cos \alpha - \sqrt{n_2^2 - n_1^2 \cdot \sin^2 \alpha}}{n_1 \cdot \cos \alpha + \sqrt{n_2^2 - n_1^2 \cdot \sin^2 \alpha}} \right)^2 \quad (2.13)$$

$$\bar{R}_p = \left(\frac{n_2 \cdot \cos \alpha - n_1 \cdot \sqrt{n_2^2 - n_1^2 \cdot \sin^2 \alpha}}{n_2 \cdot \cos \alpha + n_1 \cdot \sqrt{n_2^2 - n_1^2 \cdot \sin^2 \alpha}} \right)^2 \quad (2.14)$$

In der Materialbearbeitung liegt oftmals keine Polarisation der Laserstrahlung vor. Dementsprechend wird zur Berechnung des Reflexionsgrads \bar{R} der Mittelwert aus dem Reflexionsgrad für senkrechte und parallele Polarisation gebildet:

$$\bar{R} = \frac{\bar{R}_s + \bar{R}_p}{2} \quad (2.15)$$

Mit dem Brechungsindex für Kupfer kann mithilfe der Gleichungen 2.12 bis 2.15 der Absorptionsgrad \bar{A} berechnet werden. Für die Bestrahlung von Kupferwerkstoffen mit Laserstrahlung der Wellenlänge $\lambda = 1060 \text{ nm}$ kann nach JOHNSON & CHRISTY 1972 der Brechungsindex zu $n_{Cu} = 0,35 + i \cdot 7$ angenommen werden. Abbildung 2.4 visualisiert den Absorptionsgrad für Kupferwerkstoffe in Abhängigkeit des Einfallswinkels. Diese theoretischen Werte gelten für idealisierte Oberflächen. Dabei werden die in der Praxis auftretenden Einflussgrößen wie Rauheit, Verschmutzung und Oxidation der Oberfläche nicht berücksichtigt.

2.4 Prozessregime beim Laserstrahlschweißen

Durch die absorbierte Energie der Laserstrahlung im Werkstoff werden beim Laserstrahlschweißen die Fügepartner lokal erwärmt und aufgeschmolzen. Durch die Durchmischung der geschmolzenen Bereiche liegt nach dem Erstarren der Schweißzone ein stoffschlüssiger Verbund vor. Grundsätzlich lassen sich bei diesem Fügeprozess zwei unterschiedliche Schweißregime beobachten: das Wärmeleitungsschweißen (*WLS*) und das Tiefschweißen (*TS*). Welches dieser Regime auftritt, ist nach BLIEDTNER ET AL. (2013, S. 277-279) hauptsächlich

2 Grundlagen

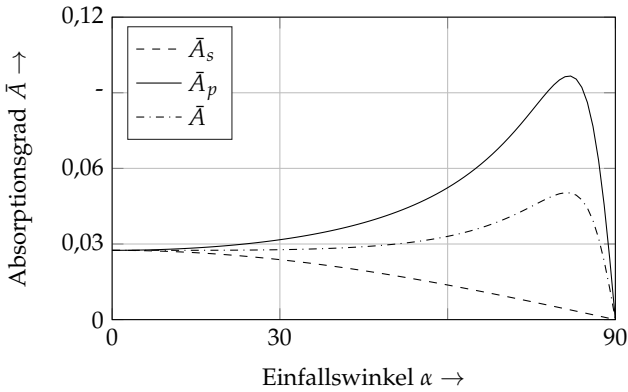


Abbildung 2.4: Anhand der Fresnelschen Formeln berechneter Absorptionsgrad von Kupfer ($n_R = 0.35$, $k = 7$) für senkrechte (\bar{A}_s), parallele (\bar{A}_p) und gemittelte Polarisation (\bar{A}) für infrarote Strahlung mit der Wellenlänge $\lambda = 1060 \text{ nm}$

von der maximalen Intensität der Laserstrahlung abhängig. Bei vergleichsweise geringen Intensitäten wird die Laserstrahlung lediglich an der Oberfläche des Werkstücks absorbiert. Die Größe der Schmelzzone wird dann durch die Wärmeleitungseigenschaften des Werkstoffs bestimmt. Dieses Prinzip ist in Abbildung 2.5 links illustriert. Das Tiefschweißen tritt bei höheren Intensität-

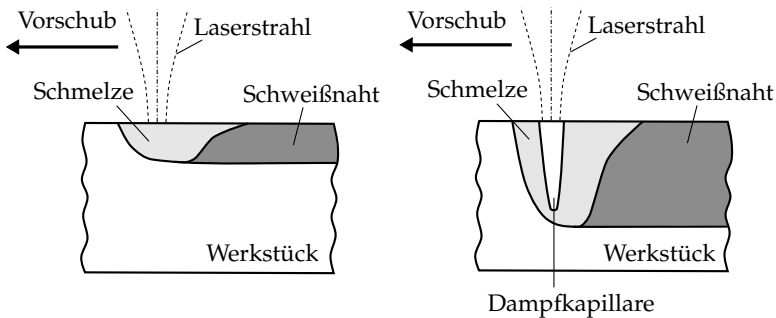


Abbildung 2.5: Prinzip des Wärmeleitungsschweißens (links) und des Tiefschweißens (rechts) nach BLIEDTNER ET AL. (2013, S. 277)

ten auf, sodass eine Verdampfung des Werkstoffs eintritt. Aus diesem Grund entsteht neben der schmelzflüssigen Phase überdies eine Dampfkapillare. Die Laserstrahlung propagiert durch die Dampfkapillare, was eine Führung der Laserstrahlung tief in das Werkstück ermöglicht. Daraus resultiert eine erhöhte Einschweißtiefe, die durch die Tiefe der Dampfkapillare und die Wärmeleitung im Werkstoff bestimmt wird. Das Prinzip des Tiefschweißens ist in Abbildung 2.5 rechts dargestellt.

Das Überschreiten der Intensitätsschwelle, ab welcher die Verdampfung des Werkstoffs eintritt und eine Dampfkapillare ausgebildet wird, resultiert nicht nur in einer starken Erhöhung der Einschweißtiefe. Der Anteil der absorbierten Energie der Laserstrahlung im Werkstück steigt ebenfalls an (vgl. Abbildung 2.6). Dies begründet sich durch Mehrfachreflexionen der Strahlung innerhalb der Dampfkapillare.

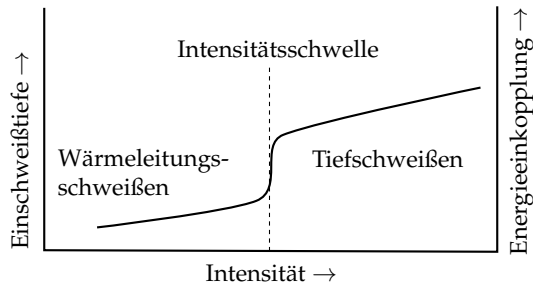


Abbildung 2.6: Einschweißtiefe und Energieeinkopplung beim Übergang vom Wärmeleitungsschweißen zum Tiefschweißen nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 214)

2.5 Energietransportmechanismen im Schmelzbad

Wie in Abschnitt 2.3.2 expliziert, wird bei metallischen Werkstoffen nahezu die gesamte absorbierte Energie der Laserstrahlung an der Oberfläche des Werkstücks bzw. an der Wand der Dampfkapillare eingebracht. Durch unterschiedliche Wärmetransportmechanismen wird die Energie zudem in tieferliegende Regionen des Werkstücks transportiert, wodurch ein räumlich ausgedehntes

2 Grundlagen

Schmelzbad entsteht. Je nach vorliegendem Prozessregime treten dabei unterschiedliche Wärmetransportmechanismen auf, die im Folgenden erläutert werden.

Konduktion

Die Konduktion ist ein Wärmeleitungsmechanismus, der sowohl in Festkörpern als auch in Fluiden zu beobachten ist. Die Wärmestromdichte \dot{q} ist dabei durch den Temperaturgradienten ∇T und die Wärmeleitfähigkeit λ_{th} des Werkstoffs bestimmt und kann nach dem Fourierschen Gesetz beschrieben werden:

$$\dot{q} = -\lambda_{th} \cdot \nabla T \quad (2.16)$$

Das Minuszeichen in dieser Gleichung berücksichtigt den 2. Hauptsatz der Thermodynamik, nach dem Wärme immer von wärmeren Gebieten zu kälteren Gebieten strömt. (BAEHR & STEPHAN 2010, S. 4)

Thermische Konvektion

Die thermische Konvektion, auch freie oder natürliche Konvektion genannt, ist ein massebehafteter Energietransport, der durch Dichtegradienten im Fluid ausgelöst wird. Da die Dichte eine temperaturabhängige Größe ist, resultiert aus einem Temperaturgradienten in einem Fluid ein Dichte- und damit Schwerkraftunterschied und als Folge davon ein Massetransport, durch welchen gleichfalls thermische Energie transportiert wird.

Marangoni-Konvektion

Bei der Marangoni-Konvektion (MK) wird eine Strömung des flüssigen Werkstoffs durch lokale Gradienten der Oberflächenspannung induziert. Lokale Temperaturunterschiede an der freien Grenzfläche der Schmelze und eine Temperaturabhängigkeit der Oberflächenspannung bewirken eine mechanische Spannung tangential zur Schmelzbadoberfläche. In der Folge fließt die Schmelze von Bereichen mit einer niedrigeren Oberflächenspannung zu Gebieten mit einer höheren Oberflächenspannung. Der daraus resultierende Massetransport geht analog zur thermischen Konvektion mit einem Energietransport einher.

Umströmung der Dampfkapillare

Die Existenz der Dampfkapillare während des Laserstrahl-Tiefschweißprozesses bringt Auswirkungen auf die Strömung im Schmelzbad mit sich. Beim Schweißen mit einer Vorschubgeschwindigkeit größer Null muss zur Erhaltung der Massenkontinuität die Schmelze seitlich an der Dampfkapillare mit erhöhter Geschwindigkeit vorbeiströmen, da sich der Querschnitt des Schmelzbads durch die Dampfkapillare verringert. Nach dem Passieren der Dampfkapillare reduziert sich die Geschwindigkeit. In Abbildung 2.7 ist die Umströmung der Dampfkapillare schematisch dargestellt.

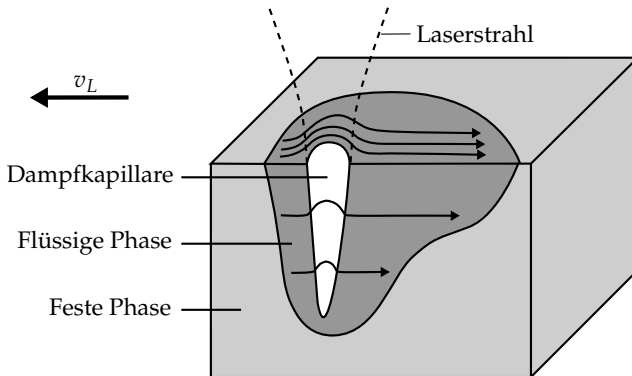


Abbildung 2.7: Schmelzströmung um die Dampfkapillare bei einem Tiefschweißprozess

Metалldampf-Konvektion

In der Dampfkapillare tritt kontinuierlich verdampfter Werkstoff aus der oberseitigen Öffnung aus und stabilisiert damit die Form der Dampfkapillare. Der ausströmende Metалldampf ruft zudem eine aufwärtsgerichtete Schubspannung an der Kapillarwand hervor, welche die Schmelze beschleunigt und zur sogenannten Metалldampf-Konvektion führt. (HÜGEL & GRAF 2009, S. 240)

2.6 Leistungsbilanzierung in der Prozesszone

Trifft ein Laserstrahl mit der Leistung P_L auf eine Werkstückoberfläche, so wird ein Teil der Leistung reflektiert. Der restliche Anteil wird vom Werkstück absorbiert, sofern keine Durchschweißung (d.h. Strahlaustritt an der Werkstückunterseite) auftritt. Es gilt:

$$P_L = P_{Abs} + P_R \quad (2.17)$$

P_{Abs} bezeichnet hierbei die absorbierte Leistung und P_R die reflektierte Leistung. Eine wichtige Kenngröße zur Bewertung der Effizienz beim Laserstrahlschweißen ist der Einkoppelgrad η_{Abs} , welcher das Verhältnis der absorbierten Leistung zur Laserleistung angibt:

$$\eta_{Abs} = \frac{P_{Abs}}{P_L} \quad (2.18)$$

Es wird jedoch nicht die gesamte absorbierte Leistung P_{Abs} zum Aufschmelzen der Schweißnaht verwendet, da weitere Verlustmechanismen auftreten. Nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 117) wird eine ausführliche Leistungsbilanz wie folgt aufgestellt:

$$P_{Abs} + P_{ch} = P_P + P_V + P_k + P_r \quad (2.19)$$

Die Summe der absorbierten Leistung P_{Abs} und der chemischen Leistung P_{ch} , die durch exotherme Reaktionen innerhalb der Prozesszone entstehen kann, entspricht der zugeführten Leistung. Diese teilt sich im Werkstück in die Prozessleistung P_P , die Verlustleistung durch Wärmetransport in das Werkstück P_V , die Verlustleistung durch konvektive Wärmeabfuhr P_k und die Verlustleistung durch Wärmestrahlung P_r auf. Nach HÜGEL & GRAF (2009, S. 118) können beim Laserstrahlschweißen die chemische Leistung und die Verlustleistungen durch Strahlung und konvektive Wärmeabfuhr vernachlässigt werden. Die absorbierte Leistung P_{Abs} teilt sich somit näherungsweise in die Prozessleistung P_P und in die Verlustleistung durch Wärmetransport in das Werkstück P_V auf.

Demnach ergibt sich eine weitere wichtige Kenngröße zur Bewertung der Effizienz beim Laserstrahlschweißen: der thermische Wirkungsgrad η_{th} , welcher nach Gleichung 2.20 berechnet werden kann:

$$\eta_{th} = \frac{P_P}{P_{Abs}} \quad (2.20)$$

Anhand des Einkoppelgrads nach Gleichung 2.18 und des thermischen Wirkungsgrads nach Gleichung 2.20 kann der Prozesswirkungsgrad η_P bestimmt werden:

$$\eta_P = \eta_{th} \cdot \eta_A = \frac{P_P}{P_L} \quad (2.21)$$

Der Prozesswirkungsgrad gibt demgemäß an, welcher Anteil der Laserleistung P_L zum Aufschmelzen des Werkstoffs verwendet wird.

2.7 Optimierungsverfahren

Bei einer Optimierung wird nach dem Extremwert einer betrachteten Problemstellung (Zielfunktion) unter vorgegebenen Randbedingungen gesucht. Das Optimierungsproblem wird nach ALT (2002, S. 2) durch eine mathematische Funktion, auch Zielfunktion genannt, beschrieben. Die Beschränkungen beziehen sich auf den zulässigen Bereich der Variablen der Zielfunktion und können über sogenannte Neben- bzw. Randbedingungen in Form von Gleichungen oder Ungleichungen formuliert werden. Die Lösung eines Optimierungsproblems kann generell durch ein lokales oder ein globales Optimierungsverfahren erreicht werden. Das Ergebnis eines lokalen Optimierungsverfahrens ist abhängig vom Startwert und kann gleichfalls ein lokaler Extremwert sein. Die Optimierung nach klassischen Methoden ist dabei deterministisch. D. h. bei Wiederholung der Optimierung wird folglich ausgehend von dem gleichem Startwert immer derselbe Extremwert berechnet. Bei einem globalen Optimierungsverfahren muss der gesamte zulässige Suchraum betrachtet werden. Hierzu wird meist eine stochastische Komponente

2 Grundlagen

eingesetzt, durch welche das deterministische Verhalten aufgehoben wird und sich somit der betrachtete Bereich im Suchraum bei jeder Iteration unterscheidet.

Im Folgenden wird zunächst das Newton-Verfahren, das häufig zur Lösung von einfachen Optimierungsproblemen eingesetzt wird, näher erläutert. Anschließend werden die Grundidee der Abstiegsverfahren und zwei dazugehörige Verfahrensvarianten, das Gradientenverfahren und das konjugierte Gradientenverfahren, erörtert. Die in diesem Abschnitt dargelegten Grundlagen über das Newton-Verfahren und das konjugierte Gradientenverfahren dienen dem Verständnis der in Abschnitt 5.2.2 eingesetzten Optimierung, die für die Kalibrierung eines analytischen Modells zur Berechnung der reflektierten Strahlintensitäten im Rahmen der vorliegenden Arbeit angewandt wurde.

Newton-Verfahren

Grundsätzlich dient das Newton-Verfahren zur Bestimmung von Nullstellen einer nichtlinearen und differenzierbaren Funktion (ALT 2002, S. 71). Ist die Funktion stetig und zweifach differenzierbar, so kann dieses Verfahren ebenso zur Bestimmung von Extremwerten eingesetzt werden. Das Verfahren soll im Folgenden anhand der Funktion $F : \mathbb{R} \rightarrow \mathbb{R}$ beschrieben werden, in welcher eine Lösung $\tilde{x} \in \mathbb{R}$ der Gleichung $F(\tilde{x}) = 0$ berechnet werden soll. Zur Lösung wird zunächst zufällig ein Startwert x_0 gewählt, an welchem die Funktion F erforderlichenfalls linearisiert wird. Die Nullstelle der linearisierten Funktion wird als neuer Ausgangswert für eine erneute Linearisierung der Funktion F verwendet. Dieses Vorgehen wird wiederholt, bis die Änderung in der Näherungslösung eine festgesetzte Schranke unterschritten hat. Formal kann dieses iterative Vorgehen durch Gleichung 2.22 ausgedrückt werden:

$$x_{n+1} = x_n - \frac{F(x_n)}{F'(x_n)} \quad (2.22)$$

Zur Berechnung eines Extremwerts der Funktion F muss die Nullstelle der differenzierten Funktion F' bestimmt werden. Hierzu wird das iterative Vorgehen nach

$$x_{n+1} = x_n - \frac{F'(x_n)}{F''(x_n)} \quad (2.23)$$

eingesetzt.

Dieses Verfahren beschränkt sich nicht auf eindimensionale Probleme, sondern kann darüber hinaus auch für eine k -dimensionale Funktion $F : \mathbb{R}^k \rightarrow \mathbb{R}^k$ verwendet werden. Die erste Ableitung der Funktion F wird dabei über den Gradientenvektor ∇F und die zweite Ableitung über die Hesse-Matrix $\nabla^2 F$ beschrieben (MARTI & GRÖGER 2000, S. 103).

Abstiegsverfahren

Abstiegsverfahren dienen zur Berechnung eines Minimums einer stetig differenzierbaren Funktion $F(x)$, wobei das Funktionsargument x einer reellen Zahl entspricht ($x \in \mathbb{R}$). Die zentrale Idee eines Abstiegsverfahrens wird nach GEIGER & KANZOW (1999, S. 25) wie folgt erklärt: An einem Punkt $x \in \mathbb{R}$ wird eine Richtung gesucht, für welche die Funktion F kleinere Werte annimmt. Diese Richtung wird solange beibehalten, bis sich der Funktionswert von F hinreichend verkleinert hat. Zur Bestimmung der Abstiegsrichtung lassen sich unterschiedliche Methoden anwenden.

Ein naheliegender Ansatz ist das **Gradientenverfahren**, auch Verfahren des steilsten Abstiegs genannt. Bei diesem Verfahren wird die Abstiegsrichtung verwendet, bei welcher die Funktion F den größten Gradienten aufweist.

Neben dem Gradientenverfahren kommt oftmals das **konjugierte Gradientenverfahren** zum Einsatz. Dieses Verfahren wird nach JARRE & STOER (2004, S. 148) bevorzugt für dünn besetzte lineare Gleichungssysteme benutzt und konvergiert dabei wesentlich schneller als das Gradientenverfahren. Dies wird durch die Verwendung eines Konjugationskoeffizienten erreicht, mit dessen Hilfe die Abstiegsrichtung nach jedem iterativen Schritt korrigiert wird. Der interessierte Leser wird an dieser Stelle auf die zu dieser Methode umfangreiche Literatur verwiesen (ALT 2002, S. 135 ff., GEIGER & KANZOW 1999, S. 219 ff., JARRE & STOER 2004, S. 148 ff., BONNANS ET AL. 2006, S. 67 ff.).

3 Stand der Technik und Forschung

3.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die bisherigen themenrelevanten Erkenntnisse zusammengefasst und der resultierende Forschungsbedarf abgeleitet. Hierzu werden zunächst in Abschnitt 3.2 unterschiedliche Ansätze und Vorgehensweisen vorgestellt, anhand derer sowohl der Einkoppelgrad der Laserstrahlung als auch der thermische Wirkungsgrad ermittelt werden können, da diese, wie in Abschnitt 2.6 beschrieben, maßgeblich die Effizienz bei einem Laserstrahl-Schweißprozess beeinflussen.

Insbesondere der Einkoppelgrad steht in einem direkten Zusammenhang mit der vom Werkstück absorbierten Laserstrahlung. Deshalb wird in Abschnitt 3.3 ein besonderer Schwerpunkt auf den Stand der Technik und Forschung zu den Reflexionen, welche den Einkoppelgrad vermindern, gelegt. Zwei wesentliche Themengebiete sind dabei die Reflexionen an Oberflächenrauheiten und in der Materialbearbeitung.

Der thermische Wirkungsgrad ergibt sich aus der in das Werkstück eingebrachten Energie und dem aufgeschmolzenen Volumen. Hierbei ist die Modellbildung ein probates Mittel, dieses Volumen zu ermitteln. Aus diesem Grund soll in Abschnitt 3.4 ein kurzer Überblick über unterschiedliche Herangehensweisen zur Modellbildung eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses vermittelt werden, damit zum Ende dieses Kapitels eine geeignete Methode zur Berechnung des thermischen Wirkungsgrads ausgewählt werden kann.

Bei einem Laserstrahl-Tiefschweißprozess wird mit äußerst hohen Intensitäten gearbeitet, wodurch der Werkstoff verdampft und eine Dampfkapillare entsteht. Bedingt durch die in Abschnitt 2.2.1 beschriebene Strahlkaustik muss das Werkstück in der Regel im Fokus liegen, damit die maximale Intensität am

Werkstück vorhanden ist. In Abschnitt 3.5 wird zunächst der Stand der Technik und Forschung zur Bestimmung der Fokusposition erläutert, bevor anschließend Untersuchungen zum Einfluss der Fokusslage auf den Schweißprozess vorgestellt werden.

Abschließend wird in Abschnitt 3.6 der Stand der Wissenschaft und Technik zusammengefasst und davon ausgehend der Handlungsbedarf für die vorliegende Arbeit abgeleitet.

3.2 Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen

3.2.1 Einkoppelgrad

Basierend auf der Theorie von GOUFFÈ (1945), welcher eine mathematische Beschreibung zur Berechnung der Strahlungsabsorption in einem Hohlraum veröffentlichte, wurde von DAUSINGER (1995b, S. 86) die Gleichung 3.1 hergeleitet, welche die Berechnung des Einkoppelgrads η_{Abs} in der Dampfkapillare beim Tiefschweißen ermöglicht. Dabei wird von einer kegelförmigen Dampfkapillare mit einer Tiefe t_{DK} und einer Öffnung mit dem Durchmesser d_{DK} ausgegangen. Zudem wird ein homogener Absorptionsgrad \bar{A} an der Innenwand der Dampfkapillare angenommen. Es gilt:

$$\eta_{Abs} = \bar{A} \cdot \frac{1 + (1 - \bar{A}) \cdot \left(\frac{d_{DK}}{2 \cdot t_{DK}} - \left(\frac{d_{DK}}{2 \cdot t_{DK}} \right)^2 \right)}{\bar{A} \cdot \left(1 - \frac{d_{DK}}{2 \cdot t_{DK}} \right) + \frac{d_{DK}}{2 \cdot t_{DK}}} \quad (3.1)$$

In Abbildung 3.1 ist basierend auf Gleichung 3.1 der Einkoppelgrad für zwei unterschiedliche Wellenlängen in Abhängigkeit des Aspektverhältnisses ($A_V = t_{DK}/d_{DK}$) für das Laserstrahlschweißen von Eisen visualisiert. Der Absorptionsgrad \bar{A} wurde hierfür anhand der Fresnelschen Formeln für den Werkstoff und die jeweilige Wellenlänge berechnet. Es wird deutlich, dass für große Einschweißstiefen bzw. für große Werte des Aspektverhältnisses infolge der Mehrfachreflexionen ein hoher Einkoppelgrad erreicht werden kann. Zudem wurde von DAUSINGER (1995b) daraus abgeleitet, dass für das Schweißen von dünnen Blechen eine Strahlquelle mit kürzerer Wellenlänge von Vorteil

3.2 Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen

ist, da hier, bedingt durch den größeren Absorptionsgrad, der Einkoppelgrad bereits für kleine Aspektverhältnisse einen hohen Wert annimmt.

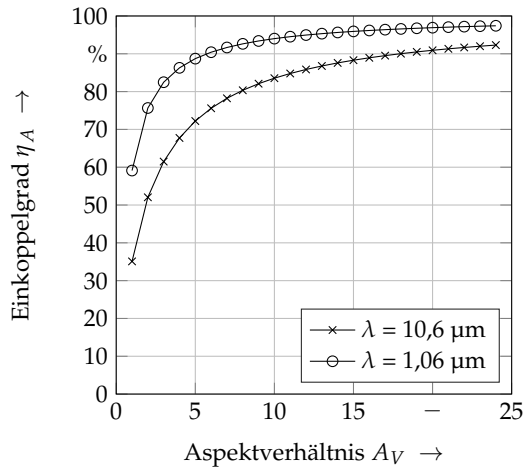


Abbildung 3.1: Nach Gleichung 3.1 berechneter Einkoppelgrad in Abhängigkeit des Aspektverhältnisses $A_V = t_{DK}/d_{DK}$ beim Laserstrahlschweißen von Eisen nach DAUSINGER (1995b, S. 87)

Von BECK (1996) wurde ein Modell entwickelt, welches erlaubt, die Geometrie der Dampfkapillare und den resultierenden Stahlverlauf der Laserstrahlung in der Kapillare zu berechnen. Zudem konnte mit diesem Modell auch der Einkoppelgrad bestimmt werden. Von DAUSINGER (1995a) wurde der somit ermittelte Einkoppelgrad dem berechneten Wert nach Gleichung 3.1 gegenübergestellt. Obwohl zur Berechnung des Einkoppelgrads nach Gleichung 3.1 starke Vereinfachungen angenommen wurden, konnte eine sehr gute Übereinstimmung festgestellt werden.

Neben den theoretischen Berechnungen wurden ebenfalls einige Bestrebungen unternommen, den Einkoppelgrad messtechnisch zu erfassen. So wurde von FABBRO ET AL. (1990) der Absorptionsgrad beim Laserstrahlschweißen von Eisen mit einer CO_2 -Laserstrahlquelle mithilfe einer Ulbrichtkugel untersucht. Dabei handelt es sich um eine innen diffus reflektierende Hohlkugel mit mindestens drei Öffnungen. An einer Öffnung wird das Werkstück befestigt. Durch die zweite Öffnung wird das Werkstück mit der Laserstrahlung beleuchtet,

3 Stand der Technik und Forschung

sodass im Inneren der Kugel durch die am Werkstück reflektierte Strahlung ein homogenes Lichtfeld entsteht. Dieses kann durch einen Detektor an der dritten Öffnung gemessen werden, wodurch auf die Leistung der gesamten reflektierten Laserstrahlung zurück geschlossen werden kann. Mit diesem Messinstrument konnte ein Zusammenhang zwischen der Laserintensität und dem Absorptionsgrad nachgewiesen werden, wobei ein maximaler Einkoppelgrad von 95 % erreicht wurde.

In den Untersuchungen von DEL BELLO ET AL. (1991) wurde eine Effizienzbetrachtung beim Schweißen von Stahl mit einer CO₂-Laserstrahlquelle durchgeführt. Hierfür wurde die reflektierte Laserstrahlung anhand einer Thermosäule ermittelt. Dabei handelt es sich um ein elektrisches Bauteil, das thermische Energie in elektrische Spannung umwandelt. Die Thermosäule wurde auf einem Messbogen oberhalb der Prozesszone befestigt. Durch eine Drehung des Bogens konnten somit Rückschlüsse auf die reflektierte Laserleistung auf der gesamten Hemisphäre gezogen werden. Mit dieser Methode konnten DEL BELLO ET AL. (1991) einen maximalen Einkoppelgrad von 90 % nachweisen.

Von POUEYO-VERWAERDE ET AL. (1994) wurde der Absorptionsgrad beim Schweißen von Stahl mit polarisiertem Laserlicht einer CO₂-Laserstrahlquelle für Normaldruck und reduzierten Umgebungsdruck für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten anhand einer Ulbrichtkugel untersucht. Es konnte ein Einfluss des von der Vorschubgeschwindigkeit abhängigen Anstellwinkels der Dampfkapillare auf den Einkoppelgrad belegt werden, wobei ein größerer Anstellwinkel in einem höheren Einkoppelgrad resultiert. Zudem wurde gezeigt, dass der Einkoppelgrad von der Polarisation der Laserstrahlung abhängt. Dies wurde über den Anstellwinkel der Dampfkapillare und die daraus resultierenden polarisationsabhängigen Absorptionseigenschaften an der Dampfkapillar-Frontwand begründet.

In der Arbeit von FUNK 1994 wurde die Absorption von CO₂-Laserstrahlung beim Schweißen von dicken Blechen unter einem senkrechten Einstrahlwinkel ($\alpha = 0^\circ$) im Detail untersucht. Der Einsatz einer Ulbrichtkugel erlaubte die Ermittlung der reflektierten Laserleistung. Wie aus Abbildung 3.2 abzulesen, ist die reflektierte Laserleistung deutlich von der emittierten Laserleistung und der Schweißgeschwindigkeit abhängig. Zudem konnte ein Einfluss des Fokusedurchmessers nachgewiesen werden. Auch wurde der Einfluss des verdampften

3.2 Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen

Werkstoffs auf die Schweißeffizienz betrachtet. Hierbei wurde mithilfe der Laser-Doppler-Anemometrie¹ die Ausströmungsgeschwindigkeit des heißen Metalldampfs ermittelt. Dies erlaubte die Abschätzung der Verluste durch Verdampfen. Es konnte gezeigt werden, dass lediglich für sehr geringe Schweißgeschwindigkeiten unterhalb von 1 m/min die Verluste durch Verdampfung bis zu 5 % betragen und deshalb in diesem Fall in einer Effizienzbewertung berücksichtigt werden sollten. Oberhalb einer Schweißgeschwindigkeit von 2 m/min liegen diese Verluste deutlich unterhalb von 2 % und können somit vernachlässigt werden.

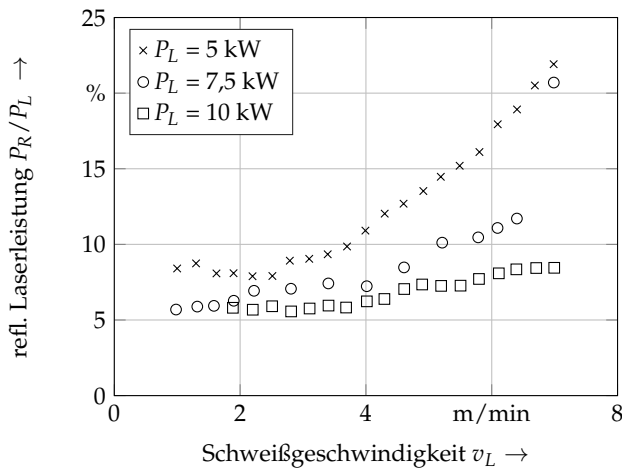


Abbildung 3.2: Reflektierte Laserleistung beim Schweißen von Stahl mit einer CO₂-Laserstrahlquelle ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$, $d_f = 600 \mu\text{m}$, $\alpha = 0^\circ$), gemessen mit einer Ulbrichtkugel nach FUNK (1994, S. 34)

Die Reflexionen beim Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit einer CO₂-Laserstrahlquelle wurden u. a. von MEHMETLI ET AL. (1996) untersucht. Da für diese Messaufgabe wegen der starken Spritzerbildung eine Ulbrichtkugel ungeeignet ist, wurde mithilfe von pyroelektrischen Detektoren die reflektierte Strahlung an vordefinierten Stellen, die in einer Halbkugel oberhalb des

¹ Die Laser-Doppler-Anemometrie ist ein berührungsloses optisches Messverfahren zur Bestimmung von Geschwindigkeiten in Flüssigkeiten oder Gasen.

3 Stand der Technik und Forschung

Schweißprozesses angeordnet waren, gemessen. Anhand der Untersuchungen konnte nachgewiesen werden, dass vor der Ausbildung einer Dampfkapillare bis zu 80 % der Strahlleistung reflektiert wird. Dieser Wert sinkt nach der vollständigen Ausbildung der Dampfkapillare auf 4 bis 8 %.

Anstelle der messtechnischen Erfassung der reflektierten Strahlung kann die absorbierte Energie der Laserstrahlung durch eine kalorimetrische Messung ermittelt werden. Hierfür wird der Temperaturanstieg des Werkstücks während des Schweißprozesses gemessen. Über die bekannte Masse des Werkstücks und die werkstoffabhängige spezifische Wärmekapazität kann auf die absorbierte Energie geschlossen werden. Mit dieser Methode konnten DEL BELLO ET AL. (1991) den anhand der Reflexionsmessung bestimmten maximalen Einkoppelgrad von 90 % beim Schweißen von Stahl bei Verwendung einer CO₂-Laserstrahlquelle bestätigen.

Der Einfluss von Prozessgasen beim Wärmeleitungsschweißen mit einem Hochleistungsdiodenlaser wurde u. a. von HÄRTL (2006) untersucht. Die geringe Strahlqualität eines Diodenlasers lässt lediglich einen Wärmeleitungsschweißprozess zu, in dessen Rahmen im Vergleich zum Tiefschweißen nur ein verhältnismäßig geringer Anteil der Strahlleistung vom Werkstück absorbiert wird. Um diesem Nachteil entgegenzuwirken, wurde der Einsatz von Prozessgasen in den Untersuchungen von HÄRTL (2006) bewertet. Anhand von kalorimetrischen Messungen konnte aufgezeigt werden, dass beim Schweißen von Stahl mit einem Aktivgas insbesondere für geringe Vorschubgeschwindigkeiten der Absorptionsgrad um bis zu 10 % höher sein kann als bei dem Einsatz eines Inertgases (HÄRTL 2006, S. 76). Dies wird einerseits durch eine zusätzliche Energiezufuhr durch Oxidation der Schmelze und andererseits durch den Einfluss des Prozessgases auf die Konvektion im Schmelzbad begründet.

In den Untersuchungen von ENGLER ET AL. (2011) wurden die Prozessstabilität und die Effizienz beim Schweißen von Stahl und Bronze mit grüner und infraroter Laserstrahlung verglichen. Der Einkoppelgrad wurde hierbei durch kalorimetrische Messungen ermittelt. Beide Wellenlängen wurden auf einen Fokaldurchmesser von 50 µm fokussiert. Beim Schweißen von Bronze konnte bei geringen Einschweißtiefen unterhalb von 500 µm ein erhöhter Absorptionsgrad für die grüne Laserstrahlung ermittelt werden. Oberhalb dieser Einschweißtiefe

hat sich der Absorptionsgrad angeglichen. Es wurde ein maximaler Einkoppelgrad von 75 % nachgewiesen.

Eine hochgenaue Methode zur Messung des Einkoppelgrads wurde von HIPP ET AL. (2018) vorgestellt. Dabei wurde mittels einer Thermokamera der Temperaturverlauf auf der Werkstückoberfläche außerhalb der Prozesszone aufgenommen. Zudem wurde ein numerisches Modell eingesetzt, mit welchem der Temperaturverlauf im Werkstück in Abhängigkeit einer Wärmequelle berechnet werden konnte. Anhand der Temperatureaufnahme der Werkstückoberfläche wurde diese Wärmequelle kalibriert, bis eine bestmögliche Übereinstimmung des Temperaturverlaufs vorhanden war. Mit dieser Methode wurde die Effizienz eines Laserstrahlschweißprozesses der eines Plasmaschweißprozesses gegenübergestellt. Während der Plasmaschweißprozess eine Energieeinkopplung von 37,5 % aufwies, betrug der Einkoppelgrad des Laserstrahlschweißprozesses lediglich 29,5 %. Der geringe Einkoppelgrad beim Laserstrahlschweißen ist der geringen Strahlleistung von 200 W geschuldet, weil dadurch bei Letzterem lediglich ein Wärmeleitungsschweißprozess vorhanden war.

In Tabelle 3.1 werden die vorgestellten Arbeiten, die sich mit dem Einkoppelgrad der Laserstrahlung während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses befassen, übersichtlich aufgelistet.

3.2.2 Thermischer Wirkungsgrad

Wie bereits in Abschnitt 2.6 beschrieben, kann nicht die gesamte absorbierte Energie im Werkstück zum Aufschmelzen des Werkstoffs genützt werden. So wird zum Beispiel ein gewisser Anteil der Energie durch Wärmeleitung in Werkstückbereiche außerhalb der Prozesszone transportiert und trägt somit nicht zum Aufschmelzen bei. Um die Verluste anhand des thermischen Wirkungsgrads η_{th} zu quantifizieren, wurde von RYKALIN (1957) eine für Schmelzschweißverfahren allgemeingültige Verhältnisgleichung zwischen dem theoretischen Wärmehalt des je Zeiteinheit schmelzenden Werkstoffvolumens und der absorbierten Energie im Werkstoff vorgeschlagen. Diese Verhältnisgleichung lässt sich nach DAUSINGER (1995b, S. 26) auf das Laserstrahlschweißen übertragen. Es gilt:

3 Stand der Technik und Forschung

Tablle 3.1: Zusammenfassung der aus der Literatur bekannten maximalen Einkoppelgrade η_{abs} für Laserstrahl-Tiefschweißprozesse

Quelle	Wellenlänge	Werkstoffgruppe	Messmethode	max. η_{abs}
FABBRO ET AL. 1990	10,6 μm	Eisen	Ulbrichtkugel	0,95
DEL BELLO ET AL. 1991	10,6 μm	Stahl	Thermosäule	0,90
POUEYO- VERWAERDE ET AL. 1994	10,6 μm	Stahl	Ulbrichtkugel	0,94
FUNK 1994	10,6 μm	Stahl	Ulbrichtkugel	0,94
MEHMETLI ET AL. 1996	10,6 μm	Aluminium	pyroelektrische Detektoren	0,95
ENGLER ET AL. 2011	1,03 μm	Stahl	kalorimetrische Messung	0,85
ENGLER ET AL. 2011	0,52 μm	Stahl	kalorimetrische Messung	0,90
ENGLER ET AL. 2011	1,03 μm	Bronze	kalorimetrische Messung	0,75
ENGLER ET AL. 2011	0,52 μm	Bronze	kalorimetrische Messung	0,75

$$\eta_{th} = \frac{A_s \cdot v_L \cdot \rho \cdot (c_m \cdot (T_m - T_0) + h_m)}{P_{Abs}} \quad (3.2)$$

A_s bezeichnet hierbei die Nahtquerschnittsfläche, v_L die Schweißgeschwindigkeit, ρ die Dichte des Werkstoffs, c_m die spezifische Wärmekapazität, T_m die Schmelztemperatur, T_0 die Anfangstemperatur und h_m die spezifische Schmelzenthalpie. Die Gleichung 3.2 erlaubt zudem in Verbindung mit Gleichung 2.21 die Berechnung des Prozesswirkungsgrads η_P anhand der Nahtquerschnittsfläche, die zum Beispiel anhand eines Querschlicfs der Schweißnaht bestimmt werden kann.

Basierend auf einer normierten und dimensionslosen Geschwindigkeit, die von SWIFT-HOOK & GICK (1973) zur werkstoffunabhängigen Darstellung allgemei-

ner Zusammenhänge eingeführt wurde, konnte von DAUSINGER (1995b, S. 32) ein theoretisch berechneter, maximaler thermischer Wirkungsgrad von 48 % während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses ermittelt werden. Um diesen maximalen Wirkungsgrad zu erreichen, muss mit hohen Schweißgeschwindigkeiten gearbeitet werden, da für kleiner werdende Geschwindigkeiten die Wärmeleitungsverluste ansteigen.

Der von DAUSINGER (1995b) berechnete maximale thermische Wirkungsgrad von 48 % konnte in den Untersuchungen von FUERSCHBACH (1996) bestätigt werden, in denen für die Werkstoffgruppen Stahl, Edelstahl und Zinn der thermische Wirkungsgrad nach Gleichung 3.2 berechnet wurde. Als Strahlquelle wurde ein CO₂-Laser verwendet und die Nahtquerschnittsfläche wurde anhand von Querschliffen der Schweißnaht ermittelt. Zur Bestimmung der absorbierten Leistung wurden kalorimetrische Messungen durchgeführt. Die Laserleistung wurde zwischen 200 W und 1000 W sowie die Schweißgeschwindigkeit zwischen 5 mm/s und 40 mm/s variiert. In Abbildung 3.3 ist der ermittelte thermische Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Laserleistung visualisiert, wobei der verwendete Datensatz sämtliche von FUERSCHBACH (1996) untersuchten Schweißgeschwindigkeiten umfasst. Dies erklärt die große Streuung für gleichbleibende Laserleistungen.

Von CHANG (2000) wurde ein dreidimensionales Modell der integrierten Punktwärmequelle zur Berechnung der resultierenden Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahl-Tiefschweißen mit einer Mehrfokustechnik entwickelt. Ziel der Untersuchungen war u. a. eine Erkenntnis zum Einfluss der Laserstrahlverteilung auf den thermischen Wirkungsgrad. Besonders für Werkstoffe mit einer kleinen Wärmeleitfähigkeit wie z. B. Stahl zeigten sich Vorteile beim Schweißen mit mehreren Strahlen hinsichtlich des Wirkungsgrads (CHANG 2000, S. 124).

Von HÄRTL (2006) wurde der thermische Wirkungsgrad nach Gleichung 3.2 anhand von Querschliffen der Schweißnaht berechnet. Auf diese Weise konnte gezeigt werden, dass die Verwendung eines Aktivgases neben dem erhöhten Absorptionsgrad eine deutliche Steigerung des thermischen Wirkungsgrads zur Folge hat. Bei einer Laserleistung von 3000 W und einer Schweißgeschwindigkeit von 1 m/min konnte durch den Einsatz eines Aktivgases der Prozesswirkungsgrad im Vergleich zu einem Schweißprozess mit einem Inertgas fast verdoppelt werden (HÄRTL 2006, S. 76).

3 Stand der Technik und Forschung

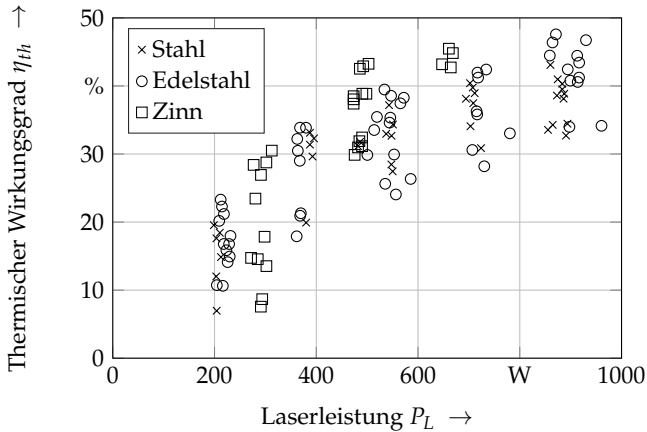


Abbildung 3.3: Thermischer Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Laserleistung für die Werkstoffgruppen Stahl, Edelstahl und Zinn beim Laserstrahlschweißen mit einer CO_2 -Laserstrahlquelle ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$, $d_f = 300 \mu\text{m}$, $\alpha = 0^\circ$); die Schweißgeschwindigkeit wurde von 5 mm/s bis 40 mm/s variiert; nach FUERSCHBACH (1996)

In den Untersuchungen von HEIDER ET AL. (2015) wurde das Schweißen von Kupferwerkstoffen mit infraroter Laserstrahlung im Detail betrachtet. Neben der Bewertung der Schweißnahtqualität wurde der thermische Wirkungsgrad berechnet. Hierzu wurden die Nahtquerschnittsfläche und die Einschweißtiefe anhand von Querschliffen der Schweißnaht bestimmt. Dies erlaubte die Berechnung der absorbierten Leistung mit Gleichung 3.1, worauf folgend nach Gleichung 3.2 der thermische Wirkungsgrad ermittelt wurde. In Abbildung 3.4 sind die thermischen Wirkungsgrade über die Leistung je Einschweißtiefe aufgetragen. Dafür wurde für festgelegte Laserleistungen die Vorschubgeschwindigkeit variiert, was in unterschiedlichen Einschweißtiefen resultierte. Zudem wurde die Schweißnahtqualität bewertet. Es konnte eine deutliche Abgrenzung zwischen hoch- und minderwertigen Schweißungen erkannt werden, wobei die Grenze bei einem thermischen Wirkungsgrad von 35 % lag. Oberhalb dieser Grenze waren alle Schweißungen hochwertig.

In Abschnitt 3.2.1 wurde eine hochgenaue Methode zur Bestimmung des Einkoppelgrads vorgestellt, die von HIPPE ET AL. (2018) entwickelt wurde. Dabei

3.3 Reflexionen der Laserstrahlung am Werkstück

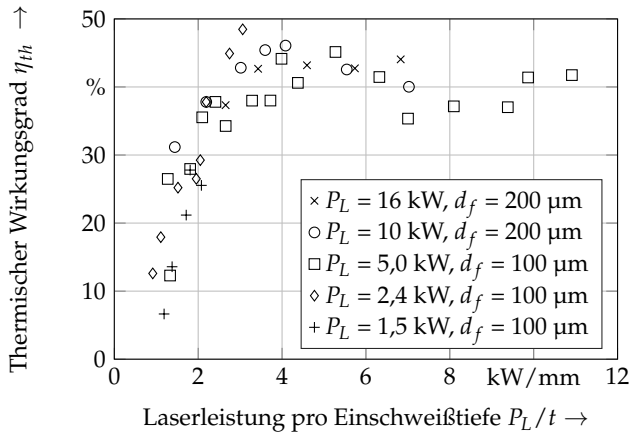


Abbildung 3.4: Thermischer Wirkungsgrad in Abhängigkeit der Laserleistung pro Einschweißtiefe für das Schweißen von Cu-ETP mit infraroter Laserstrahlung ($\lambda = 1,03 \mu\text{m}$, $\alpha = 0^\circ$); die Schweißgeschwindigkeit wurde von 2 m/min bis 20 m/min variiert; nach HEIDER ET AL. (2015)

wurde ein numerisches Prozessmodell basierend auf Thermografieaufnahmen der Werkstückoberfläche kalibriert. Anhand der eingebrachten Energie im Werkstück konnte der Einkoppelgrad bestimmt werden. Zudem ließ sich über die Schweißnahtgeometrie der thermische Wirkungsgrad berechnen. Für den untersuchten Schweißprozess wurde ein thermischer Wirkungsgrad von 11,5 % festgestellt, wobei aufgrund der geringen Laserleistung von 200 W lediglich ein Wärmeleitungsschweißprozess auftrat.

3.3 Reflexionen der Laserstrahlung am Werkstück

3.3.1 Reflexionen an Oberflächenrauheiten

Zur Berechnung der Reflexionscharakteristik von Oberflächen wird sehr häufig das numerische Raytracing-Verfahren eingesetzt. Bei diesem Verfahren wird ein Strahlenbündel in viele Einzelstrahlen aufgeteilt und basierend auf dem Reflexionsgesetz der geometrischen Optik (vgl. Abschnitt 2.3.2) die Strahlpropagation

3 Stand der Technik und Forschung

für jeden Einzelstrahl berechnet. TANG ET AL. (1996) untersuchten den Gültigkeitsbereich der geometrischen Optik in Abhängigkeit von der Oberflächenrauigkeit, definiert durch die Höhe der Rauheit σ und durch die Korrelationslänge τ , sowie von der Wellenlänge λ und vom Einfallswinkel der Strahlung α . Dabei konnte der Gültigkeitsbereich der geometrischen Optik an zwei Bedingungen geknüpft werden, die beide gegeben sein müssen:

- $\sigma \cdot \cos(\alpha) / \lambda > 0,17$
- $\sigma / \tau < 2$

Auf den Erkenntnissen von TANG ET AL. (1996) bauten BERGSTRÖM ET AL. (2007a) ein zweidimensionales Modell zur Beurteilung von Reflexions- und Absorptionsverhalten von unterschiedlich rauen metallischen Oberflächen in Abhängigkeit von Einfallswinkel und Wellenlänge eines Laserstrahls auf. Zur Berechnung der Strahlpropagation wurde ein Raytracing-Verfahren vorgestellt. Die Absorption wurde mithilfe der Fresnelschen Formeln berechnet (vgl. Abschnitt 2.3.2) und die Oberfläche wurde als Zufallsfläche modelliert. Daraus wurden mehrere Erkenntnisse abgeleitet, wobei die bedeutendsten im Folgenden genannt sind:

- Mäßig raue Oberflächen streuen den Laserstrahl, sodass sich der reflektierte Strahl aufweitet, der Ausfallswinkel jedoch dem Einfallswinkel entspricht. Ab einer bestimmten Rauigkeit treten Mehrfachreflexionen auf, woraufhin der Absorptionsgrad ansteigt.
- Für kleine Einfallswinkel ($\alpha < 30^\circ$) nimmt der Absorptionsgrad aufgrund der winkelabhängigen Fresnelabsorption und Mehrfachreflexionen mit ansteigender Rauigkeit zu.
- Für Winkel $\alpha > 60^\circ$ tritt mit größer werdender Rauigkeit zuerst eine Steigerung des Absorptionsgrads aufgrund von Mehrfachreflexionen auf. Sobald jedoch Schatteneffekte, also Abschattungen der Oberfläche durch hohe Strukturen, auftreten, sinkt der Absorptionsgrad.

Die theoretischen Berechnungen wurden von BERGSTRÖM ET AL. (2007a) auch durch experimentelle Untersuchungen validiert. Hierzu wurde der Absorptionsgrad mithilfe einer Ulbrichtkugel ermittelt. Mit dem gleichen Versuchsaufbau

wurde von BERGSTRÖM ET AL. (2007c) der Absorptionsgrad bei Raumtemperatur für 15 gängige Stahlsorten ermittelt. Hierbei wurde bewusst der Auslieferungszustand der Stahlsorten nicht geändert, sodass Materialparameter für die in der Praxis eingesetzten Werkstoffe ermittelt werden konnten. Es wurde präzisiert, dass die Werkstoffe einen deutlich höheren Absorptionsgrad haben als die in der Literatur angegebenen theoretischen Werte. Diese Erkenntnis trifft nach BERGSTRÖM ET AL. (2007b) auch für Nichteisenmetalle wie zum Beispiel Kupfer und Aluminium zu. Hauptgründe hierfür sind die Rauigkeit der Werkstoffoberfläche und eine natürliche Oxidschicht der Werkstoffe.

In den Untersuchungen von MANN ET AL. (2014) wurde mithilfe einer Ulbrichtkugel der Absorptionsgrad von Kupferlegierungen für infrarote und grüne Laserstrahlung in einem Temperaturbereich von 20 °C bis 500 °C untersucht. Es konnte gezeigt werden, dass beim Erhitzen der Probe die Dicke und die Wachstumsrate der Oxidschicht bestimmende Faktoren für den Absorptionsgrad sind. Unter dem Einsatz von Schutzgas konnte die Oxidation verhindert werden, sodass die Temperaturabhängigkeit des Absorptionsgrads geringer war als ohne Schutzgas.

Der Reflexionsgrad von Stahl bei Bestrahlung mit Laserlicht aus einer CO₂-Laserstrahlquelle wurde von XIE & KAR (1999) durch die Messung der direkten Reflexion anhand eines Leistungsmessgeräts ausgewertet. Im Ausgangszustand wurde dabei ein Reflexionsgrad zwischen 65 und 80 % ermittelt. Durch Oxidation der Werkstoffoberfläche konnte dieser bis auf 30 % reduziert werden.

3.3.2 Reflexionen in der Lasermaterialbearbeitung

Die Messung der Reflexionen ermöglicht neben der Bestimmung des Einkopplungsgrads überdies eine Prozessüberwachung. MÜLLER (2002) nutzte die Dampfkapillare als entscheidende Informationsquelle für die rückreflektierte Laserstrahlung, um Rückschlüsse auf die Nahtigenschaften und die Nahtqualität zu ziehen. Hierzu wurden sowohl die reflektierte Leistung als auch die räumliche Verteilung der Reflexionen gemessen. Der Zusammenhang zwischen den Reflexionen und dem Schweißprozess konnte durch eine Simulationsrechnung der Strahlpropagation, die durch Messung der Reflexionen an definierten Punkten kalibriert wurde, und die Visualisierung der Dampfkapillare durch

3 Stand der Technik und Forschung

Hochgeschwindigkeits- und Röntgenaufnahmen erschlossen werden. Durch Parameterstudien wurden die Grenzen dieses Messverfahrens aufgezeigt. So konnte die Einschweißtiefe mit einer Genauigkeit von $\pm 10\%$ der realen Einschweißtiefe bei Stahl gemessen werden. Für Aluminium war jedoch eine Bestimmung der Einschweißtiefe aufgrund der großen Prozessdynamiken in der Prozesszone nicht möglich. Zudem konnten Schmelzeauswürfe durch ihren charakteristischen Signalverlauf identifiziert werden, Poren jedoch nicht.

In der Arbeit von MÜLLER-BORHANIAN (2009) wurde eine Methode der kamerabasierten Prozessüberwachung untersucht. Hierzu war es notwendig, die Leistungsstabilität der verwendeten Strahlquelle zu überprüfen, wobei auch der Einfluss von Rückreflexionen berücksichtigt wurde. Durch eine Gegenüberstellung der Rückreflexionen, die mithilfe einer Diode in der Schweißoptik gemessen wurden, und dem Leistungsverlauf der von der Strahlquelle emittierten Laserstrahlung konnte nachgewiesen werden, dass diese Signalverläufe nicht korrelieren und somit die Reflexionen keinen Einfluss auf die verwendete Strahlquelle haben.

Das Schweißen von Aluminium unter dem Einsatz einer Leistungsmodulation wurde von STRITT (2010) erforscht. Durch die Messung der rückreflektierten Laserstrahlung konnte ermittelt werden, ob eine Dampfkapillare vorhanden ist. Dies ermöglichte eine detaillierte Untersuchung des Prozesses bei Modulationsfrequenzen von über 1000 kHz. So konnte die von der Modulationsfrequenz abhängige Tiefschweißschwelle ermittelt werden.

In der Veröffentlichung von RÜTTIMANN & HOLTZ (2011) wurde eine auf Rückreflexionen basierende Prozessregelung vorgestellt. Der Schwerpunkt lag auf dem Schweißen von Kupferwerkstoffen mit grüner und infraroter gepulster Laserstrahlung mit einer Pulsdauer von bis zu 5 ms. Die Leistungskurven der Strahlquellen wurden dabei anhand des gemessenen Rückreflexionssignals geregelt. Somit wurde ein stabilerer Prozess realisiert, was sich durch eine gleichmäßige und reproduzierbare Verbindung der Fügepartner äußerte.

Neben der Prozessüberwachung des Schweißprozesses wurden die Reflexionen auch beim Laserstrahlschneiden bereits zur Prozessüberwachung verwendet. So wurde von SCHNEIDER (2005) die Reflexion beim Schneiden mit einer

CO₂-Laserstrahlquelle in vor- und in nachlaufender Position zur Schneidoptik gemessen. Diese Messungen wurden für eine Diagnostik der Trenngrenze² herangezogen. Zudem konnte eine Regelung aufgebaut werden, mit welcher nahe an der Trenngrenze geschnitten werden konnte, was einen effizienteren Prozess ermöglicht. Ein ähnlicher Ansatz wurde von SCHINDHELM ET AL. (2013) verfolgt. Hier wurden die Reflexionen koaxial durch die Schneidoptik gemessen. Es konnte gezeigt werden, dass maximal 10 % der gesamten rückreflektierten Laserleistung von der Schneidfront stammt, der Hauptteil (≥ 90 %) resultiert aus der Überlappungszone des Laserstrahls mit der Werkstückoberfläche. Darüber hinaus wurde eine starke Abhängigkeit der reflektierten Laserstrahlung von der Vorschubgeschwindigkeit nachgewiesen. Zudem wurde basierend auf den gemessenen Reflexionen ein Verfahren vorgestellt, mit welchem die Fokusposition während eines Schneidprozesses bestimmt werden kann. Dieses Verfahren wird in Abschnitt 3.5 im Detail vorgestellt.

3.3.3 Charakterisierung der Streustrahlung für die Lasersicherheit

Im Hinblick auf die Lasersicherheit wurde von BRAUNREUTHER (2014) ein Modell zur Beschreibung der Reflexionen beim Remote-Laserstrahlschweißen erarbeitet und anhand eines Messaufbaus zur Detektion der Reflexionen validiert. Da ein Teil der vorliegenden Arbeit darauf aufbaut, werden die Grundzüge der Modellbildung und des Messaufbaus von BRAUNREUTHER (2014) im Folgenden beschrieben.

Modellbildung der Propagation von Reflexionen

Die reflektierte Strahlung stellt eine permanente Last für die Schutzwände der Laserschutzumhausung dar. Aus diesem Grund wurde von BRAUNREUTHER (2014, 54 ff.) die von der Prozesszone reflektierte Strahlung eingehend untersucht. Anhand eines Streustrahlungsmodells können hierzu die Strahlenlasten auf der gesamten Hemisphäre um die Prozesszone in Abhängigkeit der wichtigsten Prozessparameter, wie der Laserleistung, des Einstrahlwinkels und des

² Die zum Trennen maximale Schnittgeschwindigkeit

3 Stand der Technik und Forschung

werkstoffspezifischen Reflexionsgrads, berechnet werden. Abbildung 3.5 skizziert die drei grundsätzlichen Reflexionsarten *spiegelnd*, *rückspiegelnd* und *diffus*.

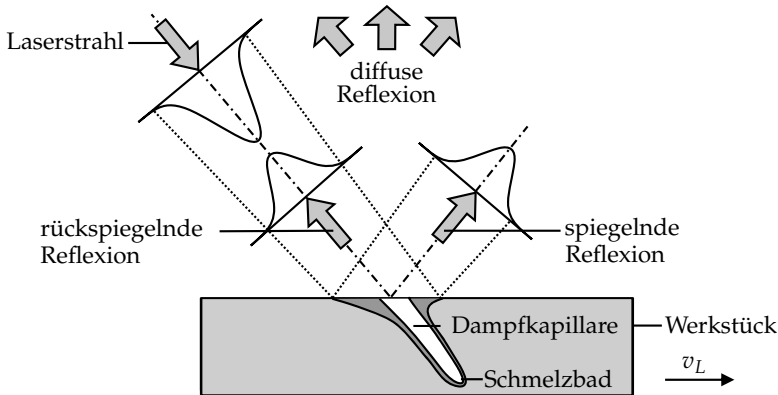


Abbildung 3.5: Schematische Darstellung der spiegelnden, der rückspiegelnden und der diffusen Reflexion beim Laserstrahl-Tiefschweißen nach ZAEH ET AL. 2010

Zur Bestimmung des Leistungsanteils der jeweiligen Reflexionsart wird in Abhängigkeit von einer Grenzintensität I_G zum Tiefschweißen ein (Grenz-) Radius r_G bestimmt. Dieser teilt die einfallende Laserleistung P_L in zwei Anteile auf: die bis zum Radius r_G um die Strahlachse enthaltende, innenliegende Leistung P_I und der restliche äußere Leistungsanteil P_A (vgl. Abbildung 3.6). Diese Leistungsanteile tragen unterschiedlich zu den Reflexionen bei: Während der innere Bereich aufgrund der ausgebildeten Dampfkapillare für die rückspiegelnde Reflexion verantwortlich ist, tritt im äußeren Bereich vorwiegend spiegelnde Reflexion auf. Zudem reflektieren beide Bereiche mit einem diffusen Anteil.

Anhand der Leistungsanteile P_I und P_A , des inneren Absorptionsgrads \bar{A}_I , des äußeren Absorptionsgrads \bar{A}_A , des Reflexionsgrads für die innere diffuse Reflexion $\bar{R}_{D,I}$ und des Reflexionsgrads für die äußere diffuse Reflexion $\bar{R}_{D,A}$ können die Leistungsanteile für die spiegelnde Reflexion P_{SR} , für die rückspiegelnde Reflexion P_{RR} und für die diffuse Reflexion P_{DR} berechnet werden:

3.3 Reflexionen der Laserstrahlung am Werkstück

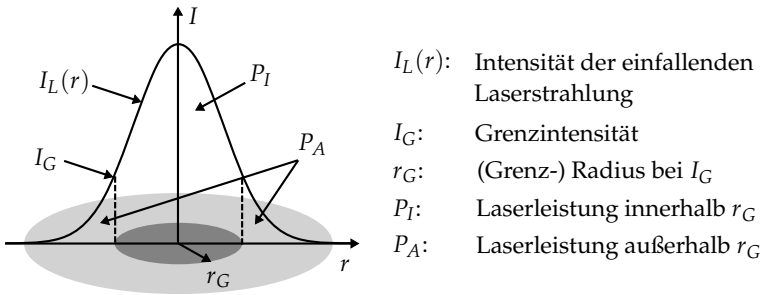


Abbildung 3.6: Angenommene Gaußsche Intensitätsverteilung des einfallenden Laserstrahls und deren räumliche Aufteilung in zwei Bereiche nach BRAUNREUTHER 2014, S. 54

$$P_{SR} = (1 - \bar{A}_A - \bar{R}_{D,A}) \cdot P_A \quad (3.3)$$

$$P_{RR} = (1 - \bar{A}_I - \bar{R}_{D,I}) \cdot P_I \quad (3.4)$$

$$P_{DR} = \bar{R}_{D,I} \cdot P_I + \bar{R}_{D,A} \cdot P_A \quad (3.5)$$

Sowohl die spiegelnde als auch die rückspiegelnde Reflexion werden als Strahl mit einer Gaußschen Intensitätsverteilung, jedoch mit unterschiedlichen Strahlqualitäten, angenommen. Somit kann die Intensitätsverteilung der spiegelnden Reflexion I_{SR} und die der rückspiegelnden Reflexion I_{RR} anhand der Gleichungen 2.7 und 2.8 berechnet werden. Zur Berücksichtigung des Qualitätsverlusts der Laserstrahlung durch die Reflexion auf der Werkstückoberfläche werden in den Ausführungen von BRAUNREUTHER (2014) für die spiegelnde Reflexion und die rückspiegelnde Reflexion die Faktoren df_{SR} und df_{RR} definiert, welche die Vergrößerung des jeweiligen Strahlparameterprodukts wiedergeben. Zudem wird eine Ablenkung δ_{SR} der spiegelnden Reflexion gegenüber ihrem idealen Austrittswinkel berücksichtigt, welche durch eine Winkelanstellung der Prozesszone gegenüber dem Einfallswinkel begründet wird.

Die Intensitätsverteilung der diffusen Reflexion I_{DR} in einem Abstand R zum Fokuspunkt wird nach BRAUNREUTHER (2014, S. 61) anhand der Charakteristik

3 Stand der Technik und Forschung

eines Lambert-Strahlers angenommen, bei welchem die Intensität proportional zu dem Kosinus des Winkels β zur Flächennormale ist. Es gilt:

$$I_{DR} = \frac{P_{DR}}{8 \cdot \pi^2 \cdot R^2} \cdot \cos \beta \quad (3.6)$$

Zur Berechnung der Intensitätsverteilungen I_{SR} , I_{RR} und I_{DR} müssen die in Tabelle 3.2 aufgeführten Parameter bekannt sein. Anschließend kann durch lineare Superposition die Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre oberhalb der Prozesszone bestimmt werden.

Tabelle 3.2: Notwendige Parameter zur Berechnung der Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung während eines Schweißprozesses nach BRAUNREUTHER (2014)

Parameter	Beschreibung
\bar{A}_I	Innerer Absorptionsgrad
\bar{A}_A	Äußerer Absorptionsgrad
$\bar{R}_{D,I}$	Innerer Reflexionsgrad der diffusen Reflexion
$\bar{R}_{D,A}$	Äußerer Reflexionsgrad der diffusen Reflexion
P_L	Laserleistung
I_G	Grenzintensität
df_{SR}	Strahlverschlechterung der spiegelnden Reflexion
df_{RR}	Strahlverschlechterung der rückspiegelnden Reflexion
α	Einfallswinkel der Laserstrahlung
δ_{SR}	Ablenkung der spiegelnden Reflexion

Experimentelle Validierung

Für die experimentelle Validierung des Propagationsmodells der Reflexionen wurde von BRAUNREUTHER (2014) ein Strahlungsmessbogen konstruiert, mit welchem die Reflexionen während eines Schweißprozesses gemessen werden konnten. Wie in Abbildung 3.7 ersichtlich, wurde dieser Strahlungsmessbogen an eine Schweißoptik montiert, die von einem Industrieroboter geführt wurde.

Somit war es möglich, die Prozesszone unabhängig von der Schweißposition auf dem Werkstück im Zentrum des Messgeräts zu positionieren. Da mit dem Strahlungsmessbogen während eines Schweißversuchs die Intensitätsverteilung nur innerhalb einer Messebene ermittelt werden konnte, wurde der Strahlungsmessbogen schrittweise gedreht und der Schweißversuch mit gleichen Schweißparametern wiederholt. Eine Messung der Reflexionen war durch bauliche Begrenzungen des Strahlungsmessbogens in den Bereichen der Einfallsebene des Laserstrahls nicht möglich, weshalb für diesen Bereich die abseits davon gemessenen Werte extrapoliert wurden. Somit konnten Rückschlüsse auf die Intensitätsverteilung der gesamten Hemisphäre gezogen werden. Durch eine Gegenüberstellung der berechneten und gemessenen Intensitätsverteilung wurde das Streustrahlungsmodell bestätigt.

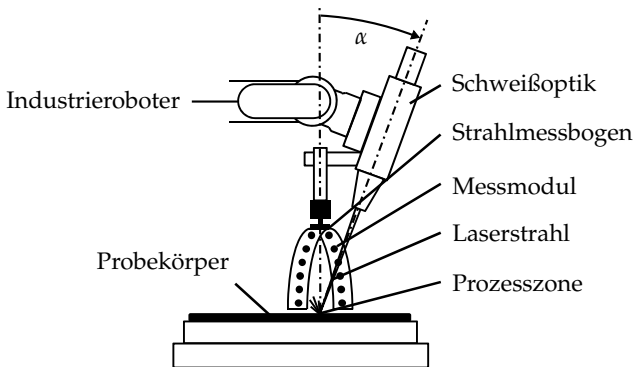


Abbildung 3.7: Schematischer Versuchsaufbau zur Messung der reflektierten Laserstrahlung nach BRAUNREUTHER (2014, S. 63)

3.4 Simulation des Laserstrahlschweißens

Es existiert eine Vielzahl unterschiedlicher Ansätze und Herangehensweisen, um einen Laserstrahlschweißprozess in einem Modell abzubilden. Da eine detaillierte Beschreibung sämtlicher Ansätze zum weiteren Verständnis nicht notwendig ist, sollen im Folgenden lediglich in kompakter Form bekannte Herangehensweisen an ausgewählten Beispielen erläutert werden.

3 Stand der Technik und Forschung

Basierend auf der Wärmeleitungsgleichung (vgl. Gleichung 2.16) kann der Wärmestrom von der Dampfkapillare in das Werkstück berechnet werden. Dem kann der Energieeintrag der Laserstrahlung in die Dampfkapillare gegenübergestellt werden. Unter der Annahme, dass wegen der Energieerhaltung die gesamte absorbierte Energie auch in das Werkstück abfließen muss, kann somit eine Verhältnisgleichung aufgestellt werden. Dieser Ansatz ist die Grundidee von unterschiedlichen Modellen zur Berechnung der Dampfkapillargeometrie, die z. B. von KROOS ET AL. (1993), KAPLAN (1994), BECK (1996) und VOLPP & VOLLERTSEN (2013) verfolgt wurde. Anhand dieser Herangehensweise lassen sich mit geringem Rechenaufwand gute Ergebnisse erzielen und z. B. die Einschweißtiefe abschätzen. Jedoch werden dabei einige Vereinfachungen getroffen. So wird z. B. die Konvektion in der schmelzflüssigen Phase nicht berücksichtigt.

Eine weitere Möglichkeit, den Energieeintrag durch Laserstrahlung in das Werkstück abzubilden, ist die Wärmequellenkalibrierung. Mit diesem Ansatz kann das Temperaturfeld innerhalb der Prozesszone nicht wiedergegeben werden. Er dient primär zur Berechnung des Temperaturfelds außerhalb der Prozesszone. Diese Methode wurde z. B. von BELITZKI (2017) eingesetzt, um Schweißstrategien zu ermitteln, bei denen ein minimaler Bauteilverzug auftritt. Hierfür wurden Volumenwärmequellen anhand von Querschliffen der Schweißnaht kalibriert.

Für die Ermittlung der Dampfkapillargeometrie werden häufig numerische Berechnungsverfahren wie die Finite-Elemente-Methode (FEM) oder die Finite-Volumen-Methode (FVM) eingesetzt. Diese Verfahren erlauben neben der Berücksichtigung des konduktiven Wärmestroms die Berechnung der Strömungen in der flüssigen Phase sowie im Metaldampf. Die numerische Strömungssimulation (in engl. computational fluid dynamics - CFD) ist eine etablierte Methode der Strömungsmechanik, sie bedingt jedoch erhebliche Rechenzeiten. Im Hinblick auf die Simulation eines Tiefschweißprozesses liegt dabei eine besondere Herausforderung in der Berücksichtigung der Phasengrenze zwischen dem flüssigen und dem dampfförmigen Werkstoff. Von OTTO & SCHMIDT (2010) und auch COURTOIS ET AL. (2014) wurden hierfür numerische Prozessmodelle vorgestellt, anhand derer die Entwicklung der Dampfkapillargeometrie berech-

net werden konnte. Zudem lassen sich weitere Effekte wie zum Beispiel die Entwicklung von Poren abbilden.

Um die Rechenzeit gering zu halten, können auch numerische Modelle basierend auf der FEM bzw. FVM mit einer vorgegebenen Dampfkapillare aufgebaut werden. In diesem Fall muss die Phasengrenze zwischen flüssigem und dampfförmigem Material nicht aus der Simulation ermittelt werden. Von BACHMANN (2014) wurde diese Methode angewendet, um die Auswirkungen eines elektromagnetischen Felds auf das Schmelzbad zu untersuchen. Dabei wurde das Durchschweißen von Aluminium simuliert. Die Oberfläche der Dampfkapillare wurde in den Simulationen fixiert und die Temperatur wurde auf die Verdampfungstemperatur des Werkstoffs gesetzt. Das Werkstück bewegt sich dabei mit gleichmäßiger Vorschubgeschwindigkeit relativ zum Laserstrahl. Ein ähnlicher Ansatz wurde in weiteren Untersuchungen herangezogen. So wurde von GATZEN (2014) der Einfluss niederfrequenter Magnetfelder beim Laserstrahlschweißen analysiert. FUHRICH (2005) untersuchte damit den Einfluss der Marangoniströmung beim Laserstrahlschweißen von Stahl auf die resultierende Schmelzbadgeometrie. LIEBL ET AL. (2017) berechneten die Temperaturverteilung im Werkstück beim Schweißen mit einer angepassten Intensitätsverteilung. Die übergeordnete Zielstellung lag dabei in der Identifikation einer geeigneten Intensitätsverteilung zur Vermeidung von Heißrissen.

3.5 Fokusposition beim Laserstrahlschweißen

Wie in Abbildung 2.1 dargestellt, hat ein Gaußstrahl in der Strahltaile die kleinste transversale Ausdehnung und weist somit an dieser Position die größte Intensität auf. Für das in Abschnitt 2.4 beschriebene Tiefschweißen sind hohe Intensitäten notwendig, weshalb sich beim Einsatz dieses Verfahrens das Werkstück bzw. dessen Oberfläche in der Strahltaile, also in der Fokusposition, befinden sollte. Es gibt unterschiedliche Möglichkeiten, die Fokusposition zu ermitteln, die im Folgenden vorgestellt werden.

3.5.1 Bestimmung der Fokusposition

Eine sehr anwendungsnahe Möglichkeit, die Fokusposition ohne zusätzliche Sensorik zu ermitteln, ist das sogenannte Fokusschießen. Bei dieser Methode werden wiederholt kurze Schweißpulse auf das Werkstück appliziert, wobei die Fokusposition und die bestrahlte Position auf dem Werkstück schrittweise geändert werden. Nach einem Durchgang obliegt es dem Anwender, den Schweißpunkt mit dem kleinsten Durchmesser zu identifizieren. Bei diesem Schweißpunkt befand sich das Werkstück in der Strahltaile mit dem kleinsten Strahldurchmesser von allen applizierten Schweißpunkten. Hieraus lässt sich auf die Fokusposition schließen.

Die Fokuslage kann zudem anhand von Fokuslagensensoren bestimmt werden, wobei nach BREITSCHWERDT (2001, S. 25) dieser Begriff für diverse Messsysteme verwendet werden kann. So werden mit diesem Begriff einerseits Messsysteme beschrieben, mit denen es möglich ist, den Abstand des Fokuspunkts von der Schweißoptik zu ermitteln. Hierbei handelt es sich um Strahlvermessungssysteme, mit denen die gesamte Strahlkaustik im fokussierten Strahl vermessen wird. Es lassen sich mit diesen Systemen gleichwohl keine Änderungen der Fokuslage während eines Schweißprozesses detektieren. Andererseits kann der Begriff Fokuslagensensorik auch Sensoren bezeichnen, die anhand von Prozessantworten wie der Prozessstrahlung auf die Fokuslage schließen lassen. Zudem haben sich auch Systeme etabliert, welche den Abstand der Schweißoptik zum Werkstück messen und somit bei relativ zum Optikgehäuse bekannter Fokusposition zur Justage der Fokuslage dienen können. Im Folgenden sollen unterschiedliche Fokuslagensensoren vorgestellt werden.

Strahlvermessungssysteme

Zur Vermessung der Strahlkaustik gibt es unterschiedliche kommerzielle Systeme, die auf unterschiedlichen Prinzipien beruhen. Bei einer weit verbreiteten Methode wird eine CCD-Kamera eingesetzt, von welcher der durch Filter abgeschwächte Laserstrahl detektiert wird. Somit kann die Intensitätsverteilung des Laserstrahls in einer Ebene gemessen werden. Durch eine zusätzliche Achse

kann die Messung an verschiedenen Positionen entlang der Strahlausbreitungsrichtung durchgeführt werden, womit auf das gesamte Strahlprofil geschlossen werden kann. (PRIMES 2019(b))

Für größere Laserleistungen eignen sich opto-mechanische Systeme. Ein beispielhaftes System ist der FocusMonitor der Firma PRIMES GmbH. Bei diesem Messsystem wird der Laserstrahl mit einer Messspitze abgetastet. In der Messspitze befindet sich eine Bohrung mit einem Durchmesser von ca. 20 μm , wodurch ein geringer Anteil der Laserstrahlung in die Messspitze eintritt und auf einen Photodetektor umgelenkt wird. Die Messspitze führt eine Kreisbewegung mit einer äußerst hohen Bahngeschwindigkeit aus, wodurch sich dieses System zur Vermessung von leistungsstarker Laserstrahlung eignet. Die Position der Umlaufbahn der Spitze lässt sich sowohl entlang der Strahlausbreitungsrichtung als auch senkrecht dazu variieren, sodass mehrere Ebenen im Strahlengang vermessen werden können. Daraus lassen sich Rückschlüsse auf das Strahlprofil der Laserstrahlung ziehen. (PRIMES 2019(a))

Ein berührungsloses Messkonzept wurde von SIMMONS ET AL. 2016 vorgestellt und wird aktuell von der Firma Ophir Spiricon Europe GmbH in dem System BeamWatch vermarktet. Bei diesem Messsystem wird mithilfe einer Kamera die Rayleigh-Streuung³ des fokussierten Strahls aufgenommen. Das System wird dementsprechend nicht direkt vom Strahl getroffen und kann somit für beliebig große Laserleistungen eingesetzt werden. Lediglich für Laserleistungen unterhalb von 1000 W reicht die Intensität der Rayleigh-Streuung nicht aus, um das Strahlprofil zu vermessen.

Regelung der Fokusslage

Ist die Strahlkaustik der Laserstrahlung in Bezug zu der verwendeten Schweißoptik bekannt, kann die Fokusslage über den Abstand zwischen der Schweißoptik und dem Werkstück ermittelt werden. Durch den Einsatz einer Sensorik für die Messung dieser Distanz während des Schweißprozesses ist somit eine

³ Die Rayleigh-Streuung bezeichnet die Streuung einer elektromagnetischen Welle an Teilchen, deren Durchmesser im Vergleich zur Wellenlänge der Laserstrahlung sehr klein ist (DEMTRÖDER 2009, S. 349).

3 Stand der Technik und Forschung

Regelung der Fokusalage möglich. Es können bei dieser Art der Fokuslagenbestimmung aber keine weiteren Einflüsse wie z. B. der thermische Fokushift⁴ berücksichtigt werden. Die Sensoren zur Abstandsbestimmung lassen sich in taktile Sensoren, pneumatische Sensoren und optische Sensoren unterteilen. (BREITSCHWERDT 2001, S. 25)

In dem von HARAN ET AL. (1997) beschriebenen Verfahren wird das Prozessleuchten verwendet, um Rückschlüsse auf die Fokusposition zu ziehen. Dabei werden zwei unterschiedliche Wellenlängenbereiche betrachtet. Der erste Bereich hat eine Bandbreite von 0,3 bis 0,7 μm . Der zweite Bereich umfasst Wellenlängen von 1,1 bis 1,6 μm . Die Grundidee dieses Verfahrens besteht darin, dass das Prozessleuchten von den Linsen in der Schweißoptik wieder zurück in die Faser fokussiert wird. Aufgrund der chromatischen Aberration⁵ werden jedoch die zwei Bereiche unterschiedlich stark von den Linsen abgelenkt. Je nachdem ob die Entfernung zwischen Schweißoptik und Werkstück verkleinert oder vergrößert wird, wird einer der beiden Wellenlängenbereiche stärker in die Faser eingekoppelt. Durch eine Signalauswertung der Anteile nach dem Auskoppeln aus der Faser kann somit die Fokusalage ermittelt werden.

Die Fokusalage beeinflusst sowohl beim Wärmeleitungs- als auch beim Tieferschweißen in erheblichen Maß die Geometrie der Schmelzbadoberfläche. Anhand dieser Tatsache wurde von BREITSCHWERDT (2001) ein geometrisches Kriterium entwickelt, das unabhängig von der Laserleistung, der Vorschubgeschwindigkeit und der Fokussieroptik einen Rückschluss auf die Fokusalage zulässt. Somit konnte basierend auf Kameraaufnahmen ein Konzept zur Fokuslagenregelung dargelegt werden.

Wie von XUDONG ET AL. (2003) gezeigt wurde, lässt sich auch über die Signalstärke der Prozessemission in einem Wellenlängenbereich von 0,38 bis 0,73 μm auf die Fokusalage zurückschließen. Wie in Abbildung 3.8 visualisiert, nimmt die Intensität des Prozessleuchtens beim Schweißen von Stahl mit einer CO₂-Laserstrahlquelle in Abhängigkeit von der Fokusalage einen parabolischen Verlauf an. Der Scheitelpunkt der Parabel liegt dabei in der Fokusalage. Das

⁴ Der thermische Fokushift tritt durch Erwärmung von optischen Komponenten in der Bearbeitungsoptik auf. Durch diese Erwärmung ändern sich die optischen Eigenschaften, wodurch sich die Brennweite der Optik verändert und somit die Fokusposition verschoben wird.

⁵ Die chromatische Aberration ist ein Abbildungsfehler optischer Linsen, da Licht unterschiedlicher Wellenlänge verschieden stark gebrochen wird (DEMTRÖDER 2009, S. 284).

3.5 Fokusposition beim Laserstrahlschweißen

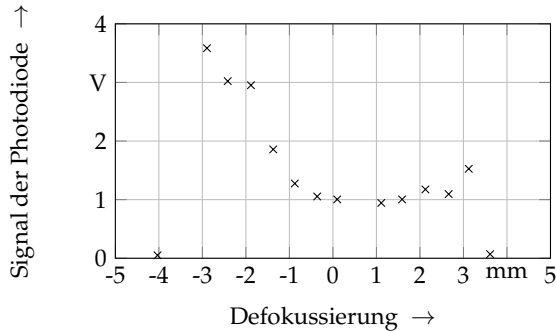


Abbildung 3.8: Signalverlauf des Prozessleuchtens in einem Wellenlängenbereich von $0,38$ bis $0,73 \mu\text{m}$ beim Schweißen von Stahl mit einer CO_2 -Laserstrahlquelle ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$) in Abhängigkeit der Defokussierung nach XUDONG ET AL. (2003)

Prozessleuchten wurde mit einer Photodiode aufgenommen, die lateral zum Strahlengang mit einem Winkel von 30° zu diesem angebracht wurde.

Von SCHINDHELM ET AL. (2013) wurde eine Methode vorgestellt, um die Fokusslage online während eines Laserstrahl-Schneidprozesses ermitteln und ggf. nachstellen zu können. Wie in Abbildung 3.9 schematisch dargestellt, ist die Leistung der rückreflektierten Laserstrahlung von der Fokusposition abhängig. Trifft die Laserstrahlung defokussiert auf das Werkstück auf, so ändert sich die



Abbildung 3.9: Fokussierter (links) und defokussierter (rechts) Laserstrahl-Schneidprozess; durch die Strahlaufweitung bei Defokussierung ändern sich die Schnittkanalbreite und die rückreflektierte Laserleistung; nach SCHINDHELM ET AL. (2013)

Intensitätsverteilung des Laserstrahls auf der Werkstückoberfläche gegenüber einem Schneidprozesses in der Fokuslage. Dies resultiert in einer größeren Schnittkanalbreite, insofern die Laserleistung weiterhin zum Durchschneiden des Werkstoffs ausreichend ist. Es wird allerdings auch ein größerer Leistungsanteil von der Werkstückoberfläche reflektiert. Das reflektierte Laserlicht nimmt dementsprechend ein Minimum an, wenn sich das Werkstück im Fokus des Laserstrahls befindet.

3.5.2 Einfluss der Fokusposition auf den Schweißprozess

Der Einfluss der Fokusposition beim Laserstrahlschweißen mit einer CO₂-Laserstrahlquelle wurde von BECK (1996) anhand eines analytischen Modells erforscht. In Abbildung 3.10 ist die resultierende Einschweißtiefe für Eisen- und Aluminiumwerkstoffe über der Fokuslage dargestellt. Ein negativer Defokus bedeutet dabei, dass die Fokusebene in das Blech verschoben wurde. Die Modellrechnung verdeutlicht, dass die maximale Einschweißtiefe bei einem negativen Defokus erreicht wird. Dieser Effekt tritt besonders bei Eisen zutage. Bei diesem Metall wird eine maximale Einschweißtiefe erreicht, wenn die Fokusebene bei etwa einem Viertel der Einschweißtiefe liegt. Durch den höheren Reflexionsgrad von Aluminium ist eine Umverteilung der Strahlungsintensität an der inneren Oberfläche der Dampfkapillare vorhanden, weshalb die maximale Einschweißtiefe bei einer geringeren Defokussierung auftritt. Hier liegt die maximale Einschweißtiefe bei einem Defokus von etwa einem Siebtel der Einschweißtiefe. Zudem lässt sich den Ergebnissen entnehmen, dass die Einschweißtiefe für größere Defokussierungen deutlich abfällt.

Von WEBERPALS (2010) wurden der Nutzen und die Grenzen einer guten Fokussierbarkeit beim Laserstrahlschweißen im Detail untersucht. Dabei wurde unter anderem auch der Einfluss der Fokuslage während des Schweißprozesses betrachtet. In Abbildung 3.11 ist die Einschweißtiefe (links) und die Nahtbreite (rechts) über der Defokussierung für zwei Laserleistungen beim Schweißen der Aluminiumlegierung AlMgSi1 mit infraroter Laserstrahlung aufgetragen. Der qualitative Verlauf der Einschweißtiefe weist eine hohe Übereinstimmung mit den von BECK (1996) erzielten Modellergebnissen auf. Zudem wurde die

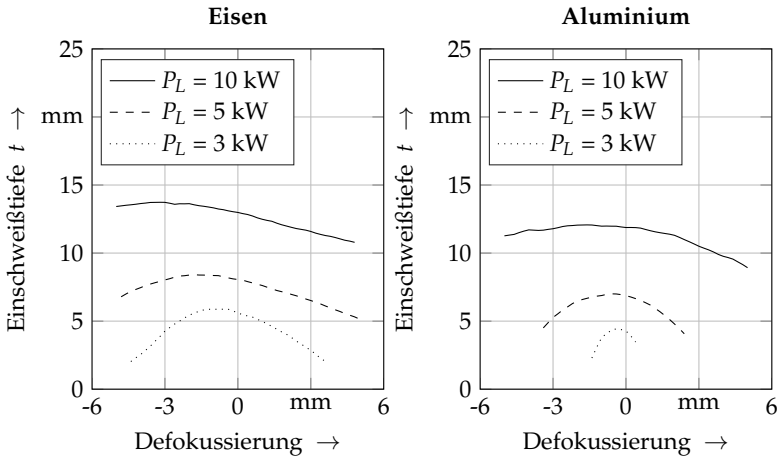


Abbildung 3.10: Berechnete Schweißstiefen beim Laserstrahlschweißen von Eisen (links) und Aluminium (rechts) mit einer CO₂-Laserstrahlquelle ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$) in Abhängigkeit der Fokusslage; $v_L = 2 \text{ m/min}$; $d_f = 470 \mu\text{m}$; nach BECK (1996, S. 146)

Nahtfläche anhand von Querschliffen der Schweißnaht bestimmt und ausgewertet. Analog zu dem Verhalten der Einschweißtiefe resultiert auch hier eine Verdoppelung der Laserleistung in einer doppelten Nahtquerschnittsfläche. Zudem verkleinert sich mit größerem Defokus die Nahtfläche, sodass nach Gleichung 3.2 der thermische Wirkungsgrad sinkt.

3.6 Fazit und Handlungsbedarf

Der Prozesswirkungsgrad eines Laserstrahlschweißprozesses ergibt sich primär über den Einkoppelgrad und den thermischen Wirkungsgrad. In den vorangegangenen Ausführungen wurden einige Methoden zur Ermittlung des Einkoppelgrads vorgestellt. Wie in Tabelle 3.1 ersichtlich, wurde in den meisten Untersuchungen eine CO₂-Laserstrahlquelle verwendet. Mittlerweile hat sich der Faserlaser in der Industrie durchgesetzt. Durch die Weiterentwicklung der Laserstrahlquellen stehen zudem große Leistungen zur Verfügung, welche das Schweißen von Kupferwerkstoffen erlauben. Wie sich bei diesen der

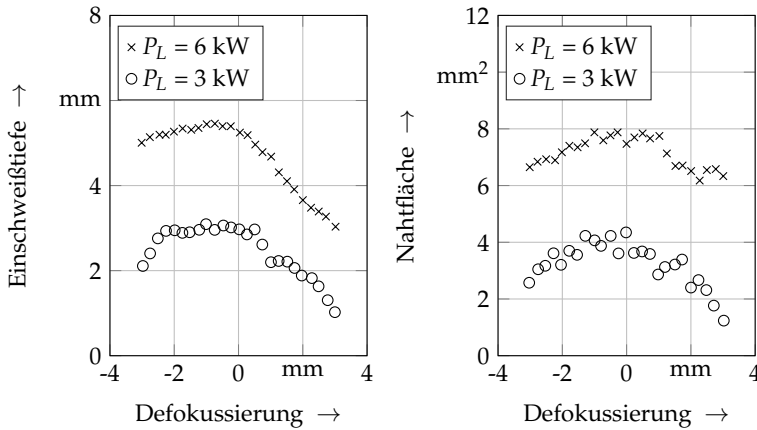


Abbildung 3.11: Einschweißtiefe (links) und Nahtfläche (rechts) über den Defokus beim Schweißen von AlMgSi1 mit infraroter Laserstrahlung ($\lambda = 1,06 \mu\text{m}$); $v_L = 5 \text{ m/min}$; $d_f = 200 \mu\text{m}$; nach WEBERPALS (2010, S. 68)

Einkoppelgrad und der thermische Wirkungsgrad verhalten, ist nicht bekannt. Daher wird in der vorliegenden Arbeit ein Messsystem für den Einkoppelgrad vorgestellt. Dieses basiert analog zur Ulbrichtkugel auf der Messung der Reflexionen. Eine Ulbrichtkugel kann bei den verwendeten hohen Leistungsklassen kein reproduzierbares Ergebnis liefern, da ihre Beschichtung durch auftretende Schweißspritzer beschädigt werden würde.

Durch die hohe Wärmeleitfähigkeit von Kupferwerkstoffen geht bei diesen ein Schweißprozess mit großen Energieverlusten durch die Erwärmung des Werkstoffs außerhalb der Prozesszone einher. In bisherigen Untersuchungen wurde der thermische Wirkungsgrad anhand von Gleichung 2.21 ermittelt. Hierzu wurde der Gesamtwirkungsgrad durch Querschliffe der Schweißnaht und der Einkoppelgrad durch Messungen der reflektierten Laserstrahlung bzw. der Temperaturerhöhung im Werkstück bestimmt. In der vorliegenden Arbeit soll ein numerisches Prozessmodell aufgebaut werden, welches die Untersuchung des thermischen Wirkungsgrads ohne zusätzliche Experimente erlaubt. Basierend auf den in Abschnitt 3.4 vorgestellten Simulationsmethoden wird hierfür ein numerisches Modell gewählt, das anhand einer vorgegebenen Dampfkapillargeometrie das Schmelzbad zu berechnen erlaubt. Dieser Ansatz ermöglicht

durch die kurze Rechendauer die notwendige Anzahl an Berechnungen in einem angemessenen Zeitraum, wobei die dominanten Effekte im Schmelzbad wie Wärmeleitung und Konvektion berücksichtigt werden können.

Grundsätzlich muss bei jedem Laserstrahl-Schweißprozess zunächst die Fokusslage eingestellt werden. Wie in den in Abschnitt 3.5.2 beschriebenen Untersuchungen hängen die Einschweißtiefe und das aufgeschmolzene Volumen (vgl. Abbildung 3.11) von der Fokusslage ab. Aktuell gibt es kein Messsystem, das eine Justierung der Fokusslage im direkten Bezug auf das Werkstück erlaubt. In der vorliegenden Arbeit wird eine neuartige Methode vorgestellt, welche dies zukünftig ermöglichen soll.

Zusammenfassend können somit folgende Handlungsfelder für die vorliegende Arbeit festgehalten werden:

- Konstruktion und Aufbau eines Messsystems zur Erfassung der reflektierten Laserstrahlung, um Rückschlüsse auf den Einkoppelgrad ziehen zu können
- Entwicklung eines Simulationsmodells, mit dessen Hilfe das aufgeschmolzene Volumen in Abhängigkeit der zugeführten Energie ermittelt und somit der thermische Wirkungsgrad berechnet werden kann
- Ganzheitliche Bewertung der Effizienz beim Laserstrahlschweißen und Ableiten von Prozessstrategien für eine energieeffizientere Prozessführung
- Entwicklung einer Methode zur Fokusslagenermittlung mit direktem Bezug auf das Werkstück
- Modellbasierte Auslegung der Methode zur Fokusslagenermittlung

Zur Bearbeitung dieser Handlungsfelder war zunächst eine Versuchsumgebung erforderlich, die im folgenden Kapitel beschrieben wird.

4 Versuchsumgebung

4.1 Allgemeines

In den folgenden Abschnitten wird die System- und Messtechnik konkretisiert, die für den experimentellen Teil dieser Arbeit eingesetzt wurde. Hierzu wird zunächst auf die Spezifikationen der Laserstrahlquelle und der Schweißoptik eingegangen (vgl. Abschnitt 4.2). Anschließend wird die Messtechnik vorgestellt, die zur Erfassung der Reflexionen verwendet wurde (vgl. Abschnitt 4.3). Die Messung der reflektierten Laserstrahlung erlaubte die Bestimmung des Einkoppelgrads während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses. Abschließend werden relevante Eigenschaften des Probenwerkstoffs aufgeführt (vgl. Abschnitt 4.5).

4.2 Laserstrahlquelle und Schweißoptik

Für die Versuchsdurchführung wurde ein Festkörperlaser der Firma IPG Laser GmbH des Typs YLR-8000 verwendet. Es handelt sich dabei um einen Hochleistungs-Multimode-Faserlaser mit einem Faserkerndurchmesser von 100 μm und einer maximalen Laserleistung von 8 kW. Zudem wurde eine Strahlweiche mit einer Prozessfaser eingesetzt, deren Faserkerndurchmesser 200 μm betrug. In Tabelle 4.1 sind die wichtigsten Spezifikationen der Strahleigenschaften und der Strahlführung aufgelistet. Die aus der Lichtleitfaser austretende Laserstrahlung wurde mithilfe einer Laserbearbeitungseinheit der Firma HIGHYAG Lasertechnologie GmbH des Typs BIMO auf einen Bearbeitungspunkt fokussiert. Diese Strahloptik bietet durch eine modulare Zusammensetzbarkeit unterschiedlicher Kollimations- und Fokussiermodule die Möglichkeit, den Abbildungsmaßstab einzustellen. Für die Versuchsdurchführungen wurde ein Kollimationsmodul mit einem Abbildungsfaktor von 1,0

4 Versuchsumgebung

Tabelle 4.1: Spezifikation der Strahleigenschaften und der Strahlführung unter Verwendung der Strahlquelle YLR-8000 mit Strahlweiche (IPG LASER GMBH 2005)

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Wellenlänge der Laserstrahlung	λ	1070	nm
Maximale Leistung der Laserstrahlung	P_L	8000	W
Strahlparameterprodukt	SPP	8	mm · mrad
Faserkerndurchmesser der Prozessfaser	d_{Faser}	200	μm

und ein Fokussiermodul mit einem Abbildungsfaktor von 1,0 bzw. von 1,5 genutzt. Dies resultiert in einem Abbildungsverhältnis von 1:1 bzw. 1:1,5 des Bearbeitungskopfs, was bei dem Einsatz einer Prozessfaser mit einem Faserkerndurchmesser von 200 μm in einem Fokusedurchmesser des Laserstrahls von 200 μm bzw. 300 μm mündet. Zur Vermessung der Strahlkaustik und des Strahlprofils im Bereich der Strahltaile wurde eine Strahlvermessung durchgeführt. Hierfür wurde das Messgerät FocusMonitor der Firma PRIMES GmbH eingesetzt. Abbildung 4.1 visualisiert die Messergebnisse bei einer Laserleistung von $P_L = 1000$ W und einem Abbildungsverhältnis von 1:1,5.

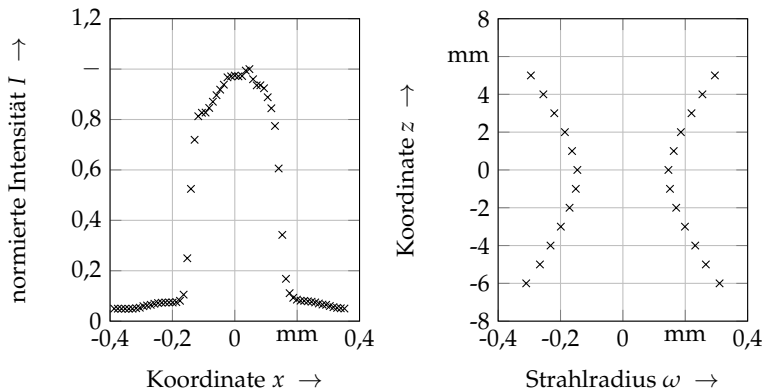


Abbildung 4.1: Gemessenes Strahlprofil in der Strahltaile (links) und Strahlkaustik (rechts) bei einer Laserleistung von $P_L = 1000$ W

Bei einem Multimode-Faserlaser resultiert das Strahlprofil in der Strahltaile in einer homogenen Intensitätsverteilung, einem sogenannten Top-Hat-Profil. Dies kann Abbildung 4.1 (links) entnommen werden. Aus der Strahlkaustik, die in Abbildung 4.1 (rechts) visualisiert ist, lässt sich eine Rayleighlänge von $z_R = 3,7$ mm ableiten. Wird also in der beschriebenen Konfiguration aus Strahlquelle und Schweißoptik mit einem Abstand von 3,7 mm außerhalb der idealen Fokuslage geschweißt, so beträgt die maximale Strahlungsintensität am Werkstück nur noch die Hälfte der maximalen Intensität innerhalb der Fokuslage. Der genauen Positionierung der Schweißoptik im Bezug zum Werkstück kommt daher eine besondere Bedeutung zu.

4.3 Versuchsaufbau zur Messung der Reflexionen

Die Bestimmung des Einkoppelgrads erfolgte durch Messungen der beim Prozess auftretenden Reflexionen mithilfe eines Strahlungsmessbogens (vgl. Abbildung 4.2). Bei diesem Messaufbau handelt es sich um eine Weiterentwicklung der von BRAUNREUTHER (2014) konzipierten Messtechnik, die in Abschnitt 3.3.2 beschrieben wurde. Durch den modularen Aufbau können sämtliche Module unabhängig voneinander innerhalb einer Ebene positioniert und auch entfernt werden. So kann die Intensitätsverteilung in der Einfallsebene der Laserstrahlung mit Ausnahme des Bereichs des Laserstrahls gemessen werden, indem die im Strahlengang befindlichen Module entfernt werden.

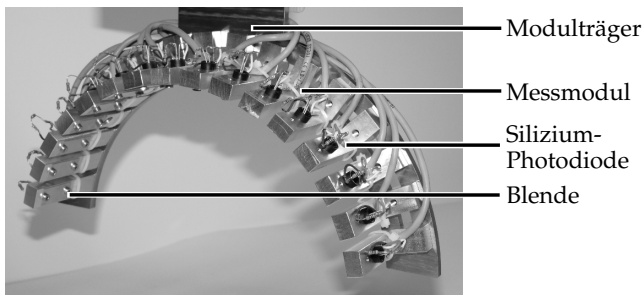


Abbildung 4.2: Modular aufgebauter Strahlungsmessbogen mit 16 Messmodulen, die einen Abstand von 125 mm zum Kreisbogenmittelpunkt haben

4 Versuchsumgebung

Der Strahlungsmessbogen besteht aus 16 Messmodulen, die an einem halbkreisförmigen Bogen gleichmäßig verteilt befestigt sind. Die Blendenöffnungen der Messmodule haben einen Abstand von $R = 125$ mm zum Kreisbogenmittelpunkt und sind auf diesen zentriert. In jedem Messmodul befindet sich eine Silizium-Photodiode, die in Sperrrichtung betrieben wird und mit einem Widerstand in Reihe geschaltet ist. Wird eine Spannung an diese Reihenschaltung angelegt, fließt bei Beleuchtung der Photodiode ein Strom durch diese Reihenschaltung, die einen Spannungsabfall am Widerstand hervorruft. Da die Photodiode mit einem Tageslichtfilter (sperrt Tageslicht) ausgestattet ist, kann lediglich Licht mit einer Wellenlänge größer als 780 nm detektiert werden. Zudem ist vor der Photodiode eine Blende mit einem Lochdurchmesser von 0,3 mm angebracht, um eine Überbelichtung bei geringen Strahlungsintensitäten zu vermeiden. Zur Messung des Spannungsabfalls wurde eine Datenerfassungsbox der Firma National Instruments verwendet. Diese ermöglicht eine gleichzeitige Datenerfassung von 16 analogen Signalen. Zudem kann der Spannungsverlauf an einem analogen Eingang mit einer maximalen Abtastrate von 1,25 MHz aufgezeichnet werden. Anhand einer Kalibrierung, die für jedes Messmodul separat durchgeführt wurde, wird aus dem gemessenen Spannungsabfall die Intensität berechnet. Für die Kalibrierung wurden die Module mit einer definierten Intensität beleuchtet und der Spannungsabfall am Widerstand gemessen. Daraus konnte für jedes Modul ein Kalibrierungsfaktor ermittelt werden. In Tabelle 4.2 sind die wichtigsten Eigenschaften des Strahlungsmessbogens zusammengefasst.

Tabelle 4.2: Eigenschaften des Strahlungsmessbogens

Eigenschaft	Wert	Einheit
Anzahl der Messmodule	16	-
Winkelabstand benachbarter Module	10,5	°
Wellenlängensensibilität	780 - 1100	nm
Durchmesser der Blendenöffnung	0,3	mm
Diodencharakteristik	linear	-
maximale Abtastrate	1,25	MHz

Für die experimentellen Untersuchungen zur Messung der reflektierten Laserstrahlung wurde ein Versuchsaufbau nach Abbildung 4.3 verwendet. Die an einem Industrieroboter montierte Schweißoptik wurde während des Schweiß-

vorgangs nicht bewegt. Stattdessen wurde der Vorschub des Werkstücks durch eine Linearachse umgesetzt. Dies resultierte in einer ruhenden Prozesszone, über welche der Strahlungsmessbogen montiert wurde. Der Einsatz einer zusätzlichen Drehachse, an welcher der Strahlungsmessbogen montiert wurde, ermöglicht es, die Messebene in einem beliebigen Winkel zur Einfallsebene der Laserstrahlung zu positionieren.

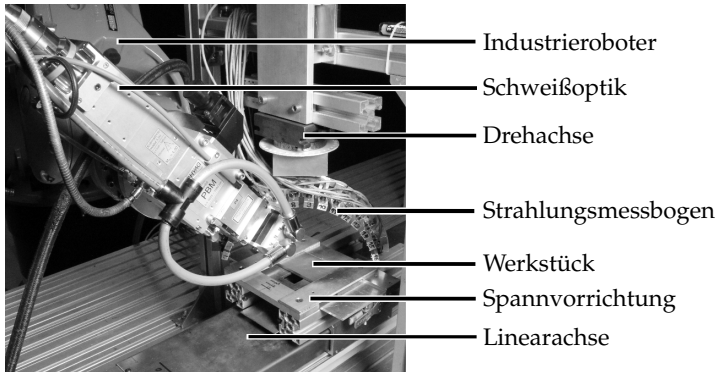


Abbildung 4.3: Versuchsaufbau zur Messung der Reflexionen

4.4 Datenaufbereitung

Durch die hohe Abtastrate von 1,25 MHz der Messtechnik lassen sich dynamische Vorgänge während eines Tiefschweißprozesses messen. In Abbildung 4.4 ist das zeitliche Messsignal eines Tiefschweißprozesses für die direkte Reflexion dargestellt. Der Schweißvorgang startet bei dem Zeitpunkt $t = 2$ ms. Deutlich lässt sich in dieser Messung der Einstechvorgang erkennen. Zu Beginn des Schweißprozesses ist noch keine Dampfkapillare ausgebildet, sodass wesentlich höhere Intensitäten bei der direkten Reflexion auftreten. In Abbildung 4.4 gilt es zu beachten, dass das verwendete Messmodul ab einer Intensität von 42 W/m^2 in Sättigung ist. Bei der direkten Reflexion treten folglich während des Einstechvorgangs größere Intensitäten als 42 W/m^2 auf. Grundsätzlich lässt sich aus dieser Messung ableiten, dass die Dampfkapillare bereits nach 2 ms ausgebildet ist, da nach dieser Zeit das Messsignal stark abgenommen hat. Zudem lässt

4 Versuchsumgebung

sich in dem Messsignal das Auftreten von Schweißspritzern erkennen. Dies resultiert in einem kurzzeitigen Intensitätsabfall oder Intensitätsanstieg, wie in Abbildung 4.4 bei $t = 49$ ms deutlich wird. Da für die Effizienzbewertung jedoch der stationäre Schweißprozess von Belang ist, wird das dynamische Verhalten in den zukünftigen Betrachtungen nicht weiter fokussiert. Zur Bestimmung des stationären Werts der reflektierten Laserstrahlung wird ab dem Zeitpunkt $t = 20$ ms für eine Zeitspanne von 70 ms der Mittelwert über den gemessenen Intensitätsverlauf bestimmt. So hat der Einstechvorgang keinen und Fluktuationen wie Schweißspritzer einen vernachlässigbaren Einfluss auf den ermittelten Intensitätswert.

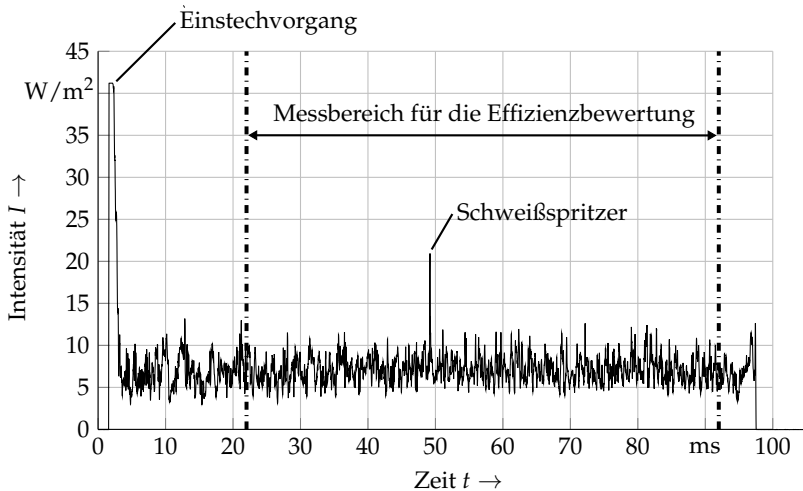


Abbildung 4.4: Zeitlicher Verlauf der Intensität der direkten Reflexion beim Schweißen von Kupfer mit der in Abschnitt 4.2 vorgestellten Systemtechnik ($d_f = 200 \mu\text{m}$, $P_L = 6 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$, $\alpha = 30^\circ$)

4.5 Probenwerkstoff

Für alle experimentellen Untersuchungen wurden Proben aus dem hochreinen und sauerstofffreien Kupferwerkstoff Cu-OF verwendet. Da der Werkstoff wasserstoffbeständig ist, eignet er sich besonders gut für Fügeverfahren wie Löten

und Schweißen (DEUTSCHES KUPFERINSTITUT E.V. 2000, S. 4). Die Schweißversuche wurden mit Flachmaterial mit einer Dicke von 5 mm und einer Breite von 60 mm durchgeführt. Dies ermöglichte das Schweißen einer 50 mm langen Blindnaht. Da sich an der Atmosphäre eine Oxidschicht auf der Kupferoberfläche ausbildet, die eine reproduzierbare Umsetzung der Versuche erschwert, wurde vor allen Versuchsdurchführungen diese Oxidschicht mittels Stahlwolle abgetragen. Die wichtigsten Eigenschaften von Cu-OF sind in Tabelle 4.3 zusammengefasst.

Tabelle 4.3: Relevante Werkstoffeigenschaften von Cu-OF (WIELAND 2018)

Eigenschaft	Wert	Einheit
alternative Werkstoffbezeichnung	CW008A	-
Kupfergehalt	> 99,95	%
Wärmeleitfähigkeit	> 394	W/(m·K)
Dichte	8,94	g/cm ³
spezifische Wärmekapazität	0,385	kJ/(kg·K)

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

5.1 Allgemeines

Für eine ganzheitliche Bewertung der Prozesseffizienz während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses ist sowohl das Wissen über den Einkoppelgrad als auch über den thermischen Wirkungsgrad notwendig. In diesem Kapitel wird eine Methode vorgestellt, mit deren Hilfe eine solche ganzheitliche Effizienzbewertung unter besonderer Berücksichtigung dieser beiden Größen durchgeführt werden kann. Diese basiert auf einer messtechnischen Erfassung der vom Werkstück reflektierten Laserstrahlung zur Ermittlung des Einkoppelgrads und einem numerischen Prozessmodell zur Berechnung des thermischen Wirkungsgrads.

Zur messtechnischen Erfassung des Einkoppelgrads dient der in Abschnitt 4.3 beschriebene Versuchsaufbau. Dieser erlaubt die Messung der Reflexionen in einer Ebene. Um den Einkoppelgrad zu bestimmen, ist jedoch das Wissen über die Strahlungsintensität auf der gesamten Hemisphäre oberhalb der Prozesszone notwendig. Deshalb wird in Abschnitt 5.2.1 ein analytisches Modell zur Berechnung der Reflexionen vorgestellt, welches durch die Messung der Reflexionen in einer Ebene kalibriert werden kann (Abschnitt 5.2.2). Somit kann mit einem Schweißversuch, bei welchem die Reflexionen in einer Ebene erfasst werden, der Einkoppelgrad ermittelt werden.

Da eine direkte messtechnische Erfassung des thermischen Wirkungsgrads nicht möglich ist, wird in Abschnitt 5.3 ein numerisches Simulationsmodell vorgestellt, mithilfe dessen der thermische Wirkungsgrad für beliebige Vorschubgeschwindigkeiten und Einschweißstiefen berechnet werden kann. In dem Prozessmodell wird basierend auf einer fest vorgegebenen Dampfkapillargeometrie die Schmelzbadgröße ermittelt. Mit dem Wissen über die Schmelzbad-

größe und der dem Werkstück zugeführten Energie ergibt sich der thermische Wirkungsgrad anhand von Gleichung 3.2.

Abschließend wird in diesem Kapitel eine ganzheitliche Bewertung der Prozesseffizienz durchgeführt, indem der Einfluss von verschiedenen Parametern wie zum Beispiel der Laserleistung, der Vorschubgeschwindigkeit oder auch der Fokusposition diskutiert wird. Inhalte zur Messung des Einkoppelgrads wurden teilweise bereits in GANSER ET AL. (2016a) veröffentlicht. Das Prozessmodell zur Berechnung des thermischen Wirkungsgrads wurde bereits in Auszügen in GANSER ET AL. (2016b) vorgestellt.

5.2 Messung des Einkoppelgrads

5.2.1 Analytisches Modell zur Berechnung der Reflexionen

Das in diesem Abschnitt vorgestellte Modell zur Berechnung der Strahlungsintensität auf der Hemisphäre oberhalb der Prozesszone beruht auf dem Modell von BRAUNREUTHER (2014), das bereits in Abschnitt 3.3.2 vorgestellt wurde. Die Modelle unterscheiden sich hauptsächlich durch die folgenden Aspekte:

- In dem Modell nach BRAUNREUTHER (2014) sind die Eingangsgrößen die Schweißparameter wie Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit. Basierend auf diesen können die Strahlungsintensitäten berechnet werden, wobei Werkstoffparameter wie zum Beispiel der Absorptionsgrad bekannt sein müssen. Das in dieser Arbeit entwickelte Modell ist hingegen unabhängig von Werkstoffparametern, da die Eingangsgrößen die Parameter der unterschiedlichen Reflexionsarten darstellen, die mittels einer Messung kalibriert werden.
- BRAUNREUTHER (2014) nimmt zur Berechnung der diffusen Reflexion die Charakteristik eines Lambert-Strahlers an. Eine bessere Übereinstimmung konnte durch die Verwendung einer Normalverteilung erzielt werden, wie die Gegenüberstellung in Anhang A.1 bestätigt.
- In dem Modell nach BRAUNREUTHER (2014) werden zur Berechnung der Intensitäten der einzelnen Reflexionsarten die Positionen über die

Orthodrome¹ berechnet. Diese aufwendige Berechnung konnte durch die Verwendung einer Matrixtransformation wesentlich vereinfacht werden.

Wie in Abbildung 3.5 auf Seite 36 dargestellt, wird in dem analytischen Modell angenommen, dass die Reflexion während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses in drei Anteile aufgeteilt werden kann: die spiegelnde Reflexion (SR), die rückspiegelnde Reflexion (RR) und die diffuse Reflexion (DR). Für jede Reflexionsart wird die Intensitätsverteilung separat berechnet. Hierfür werden Kugelkoordinaten verwendet, wobei sich die Prozesszone im Ursprung befindet. Die jeweilige Position ist dementsprechend über den Polarwinkel θ , den Azimutwinkel φ und den Abstand zur Prozesszone R definiert. Durch lineare Superposition der Intensitätsverteilungen der spiegelnden Reflexion I_{SR} , der rückspiegelnden Reflexion I_{RR} und der diffusen Reflexion I_{DR} ergibt sich die resultierende Intensitätsverteilung I_{ges} auf der Hemisphäre:

$$I_{ges}(R, \varphi, \theta) = I_{SR}(R, \varphi, \theta) + I_{RR}(R, \varphi, \theta) + I_{DR}(R, \varphi, \theta) \quad (5.1)$$

Intensitätsverteilung der spiegelnden und der rückspiegelnden Reflexion

Die Bestimmung der Intensitätsverteilung der spiegelnden Reflexion I_{SR} und der rückspiegelnden Reflexion I_{RR} erfolgt anhand einer Gaußschen Strahlcharakteristik. Diese Strahlcharakteristik kann nach Gleichung 2.7 für die Ausbreitung entlang der z-Koordinatenachse berechnet werden. Um die Intensitätsverteilung bei einer beliebigen Ausbreitungsrichtung zu ermitteln, wird das Basiskoordinatensystem mit den Koordinaten x , y und z mithilfe einer Drehmatrix in das gedrehte Koordinatensystem mit den Koordinaten x' , y' und z' überführt. Die Einfallsebene der Laserstrahlung wird als die xz -Ebene definiert, weshalb eine Drehung um die y -Achse um den Drehwinkel ζ ausreichend ist:

¹ Die Orthodrome ist die kürzeste Verbindung zweier Punkte auf einer Kugeloberfläche.

$$\begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} \cos(\zeta_X) & 0 & \sin(\zeta_X) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\sin(\zeta_X) & 0 & \cos(\zeta_X) \end{bmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} \quad (5.2)$$

mit: $\zeta_X = \begin{cases} \zeta_{SR} & \text{für die spiegelnde Reflexion} \\ \zeta_{RR} & \text{für die Rückreflexion} \end{cases}$

Für die lineare Superposition nach Gleichung 5.1 müssen die Intensitätsverteilungen der drei Reflexionsarten durch ein Kugelkoordinatensystem ausgedrückt werden. Demnach werden die kartesischen Koordinaten anhand von Gleichung 5.3 durch Kugelkoordinaten beschrieben:

$$\begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} R \cdot \sin \theta \cdot \cos \varphi \\ R \cdot \sin \theta \cdot \sin \varphi \\ R \cdot \cos \theta \end{pmatrix} \quad (5.3)$$

Durch die Zusammenfassung der Gleichungen 2.1, 2.7 und 2.8 kann die Intensitätsverteilung für die spiegelnde Reflexion und die Rückreflexion in je einem gedrehten Koordinatensystem berechnet werden. Es gilt:

$$I_X(x', y', z') = \frac{2 \cdot P_X}{\pi \cdot (\omega_X(z'))^2} \cdot \exp\left(-\frac{2 \cdot (x'^2 + y'^2)}{\omega_X(z')^2}\right) \quad (5.4)$$

mit: $I_X, P_X, \omega_X = \begin{cases} I_{SR}, P_{SR}, \omega_{SR} & \text{für die spiegelnde Reflexion} \\ I_{RR}, P_{RR}, \omega_{RR} & \text{für die Rückreflexion} \end{cases}$

Neben den Leistungswerten der spiegelnden Reflexion P_{SR} und der Rückreflexion P_{RR} ist zudem der Strahlradius ω_{SR} der spiegelnden Reflexion und der Strahlradius ω_{RR} der Rückreflexion notwendig, um die Intensitätsverteilung I_{SR} der spiegelnden Reflexion und I_{RR} der Rückreflexion zu berechnen. Anhand des Divergenzwinkels der spiegelnden Reflexion ϑ_{SR} und des Divergenzwinkels der Rückreflexion ϑ_{RR} wird der jeweilige Strahlradius berechnet. Die Divergenzwinkel lassen sich nach Gleichung 2.4 durch das Strahlparameter-

produkt der spiegelnden Reflexion SPP_{SR} bzw. der Rückreflexion SPP_{RR} und den Tailenradius ω_0 bestimmen:

$$\omega_X(z') = \tan(\vartheta_X) = \tan\left(\frac{SPP_X}{\omega_0}\right) \quad (5.5)$$

$$\text{mit: } \vartheta_X, \omega_X, SPP_X = \begin{cases} \vartheta_{SR}, \omega_{SR}, SPP_{SR} & \text{für die spiegelnde Reflexion} \\ \vartheta_{RR}, \omega_{RR}, SPP_{RR} & \text{für die Rückreflexion} \end{cases}$$

Anhand der Gleichungen 5.1 bis 5.5 kann somit die Intensitätsverteilung der spiegelnden Reflexion I_{SR} und die Intensitätsverteilung der Rückreflexion I_{RR} in einem Polarkoordinatensystem berechnet werden. Hierfür müssen die Leistungsanteile P_{SR} und P_{RR} , die Strahlparameterprodukte SPP_{SR} und SPP_{RR} , die Drehwinkel ζ_{SR} und ζ_{RR} sowie der Tailenradius ω_0 der verwendeten Laserstrahlung bekannt sein.

Intensitätsverteilung der diffusen Reflexion

Für die mathematische Beschreibung der diffusen Reflexion wird eine Normalverteilung angenommen, denn diese gibt, wie in Abbildung A.1 in Anhang A.1 gezeigt, die gemessene Intensitätsverteilung wieder. Da sich diese Reflexionsart radialsymmetrisch verhält, ist sie unabhängig von dem Azimutwinkel φ . Die maximale Intensität tritt bei dem Polarwinkel $\theta = 0^\circ$ auf und nimmt mit größer werdendem Polarwinkel ab. Die Intensitätsverteilung der diffusen Reflexion auf der Kugeloberfläche mit dem Radius R kann anhand von Gleichung 5.6 berechnet werden:

$$I_{DR}(R, \theta) = \frac{F_{DR}}{2 \cdot \pi \cdot R^2} \cdot \exp\left(-\frac{\theta^2}{2 \cdot \theta_{DR}^2}\right) \quad (5.6)$$

Für den Winkel $\theta = 0^\circ$ ist die maximale Intensität der diffusen Reflexion durch den Ausdruck $F_{DR}/(2 \cdot \pi \cdot R^2)$ gegeben, wobei F_{DR} ein notwendiger Skalierungsfaktor ist, der über die Leistung der diffusen Reflexion P_{DR} berechnet wird. Zudem wird in dem Ausdruck berücksichtigt, dass sich die Intensität I_{DR} umgekehrt proportional zur halben Kugeloberfläche verhält. Der Winkel θ_{DR}

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

gibt die Standardabweichung der Normalverteilung wieder. Als erster Schritt zur Herleitung von F_{DR} wird über die Intensität der diffusen Reflexion I_{DR} über die halbe Kugeloberfläche (hK) mit dem Radius R integriert. Aus Gleichung 2.8 ist bekannt, dass das Ergebnis dieser Integration der Leistung der diffusen Reflexion P_{DR} entspricht. Zur Berechnung wird das skalare Oberflächenelement dA nach ARENS ET AL. (2015, S. 1004) in den Ausdruck $R^2 \sin \theta d\theta d\varphi$ umgeschrieben. Es gilt:

$$P_{DR} = \int_{hK} I_{DR}(R, \theta) dA = \int_0^{2\pi} \int_0^{\pi/2} \frac{F_{DR}}{2 \cdot \pi \cdot R^2} \cdot \exp\left(-\frac{\theta^2}{2 \cdot \theta_{DR}^2}\right) R^2 \sin \theta d\theta d\varphi \quad (5.7)$$

Gleichung 5.7 dient als Ausgangssituation dazu, den Skalierungsfaktor F_{DR} zu ermitteln. Dieser ergibt sich nach Umformung und Integration über den Winkel φ :

$$F_{DR} = \frac{P_{DR}}{\int_0^{\pi/2} \exp\left(-\frac{\theta^2}{\theta_{DR}^2}\right) \cdot \sin \theta d\theta} \quad (5.8)$$

Die Integration nach dem Winkel θ ist nicht analytisch ausführbar, weshalb sie numerisch erfolgen muss. Somit kann anhand der Gleichungen 5.6 und 5.8 die Intensitätsverteilung der diffusen Reflexion I_{DR} berechnet werden. Hierfür muss die Leistung der diffusen Reflexion P_{DR} und die Standardabweichung θ_{DR} gegeben sein.

5.2.2 Kalibrierung des analytischen Modells

In Tabelle 5.1 sind alle notwendigen Parameter zusammengefasst, die zur Berechnung der Intensitätsverteilung der Reflexion anhand des im vorausgegangenen Abschnitt 5.2.1 vorgestellten analytischen Modells bekannt sein müssen. Dabei lässt sich lediglich der Taillenradius ω_0 aus der Versuchsanordnung ableiten. Alle weiteren Parameter müssen durch Messungen mit der in Abschnitt 4.3 beschriebenen Messtechnik ermittelt werden. Hierzu wird ein Optimierungsalgorithmus eingesetzt, bei welchem die zu bestimmenden Parameter die freien

Variablen darstellen. Das Ziel der Optimierung ist eine bestmögliche Übereinstimmung der Intensitätsverteilungen aus Messung und Experiment.

Zielfunktion

Die Zielfunktion F repräsentiert die Abweichung der gemessenen und der berechneten Intensitätsverteilungen durch einen skalaren Wert. Dabei wird die Abweichung durch die Summe der Einzelabweichungen der gemessenen und berechneten Intensitäten an den 16 Messpunkten beschrieben:

$$F(\vec{x}) = \sum |\vec{I}_{Ebene,Exp} - \vec{I}_{Ebene,Mod}| \quad (5.9)$$

Die im Vektor \vec{x} angegebenen Optimierungsvariablen stellen die freien Variablen des mathematischen Modells dar (vgl. Tabelle 5.1) und dienen zur Berechnung der Intensitätsverteilung. Die gemessenen Werte der Reflexionen sind durch den Vektor $\vec{I}_{Ebene,Exp}$ gegeben, die berechneten Werte an derselben Position durch den Vektor $\vec{I}_{Ebene,Mod}$. Neben den Optimierungsvariablen werden von der Zielfunktion die in Tabelle 5.2 angegebenen festen Versuchsparameter

Tabelle 5.1: Notwendige Parameter zur Berechnung der Intensitätsverteilung der Reflexionen während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses

Parameter	Einheit	Beschreibung
ω_0	mm	Tailenradius
P_{SR}	W	Leistung der spiegelnden Reflexion
SPP_{SR}	mm · mrad	Strahlqualität der spiegelnden Reflexion
ζ_{SR}	°	Austrittswinkel der spiegelnden Reflexion
P_{RR}	W	Leistung der Rückreflexion
SPP_{RR}	mm · mrad	Strahlqualität der Rückreflexion
ζ_{RR}	°	Austrittswinkel der Rückreflexion
P_{DR}	W	Leistung der diffusen Reflexion
θ_{DR}	°	Standardabweichung des Winkels der diffusen Reflexion

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

benötigt, die für die Berechnung der Intensitätsverteilung nach dem analytischen Modell (vgl. Abschnitt 5.2.1) notwendig sind. Diese resultieren aus der Versuchsanordnung.

Tabelle 5.2: Für die Zielfunktion notwendige feste Versuchsparameter

Parameter	Einheit	Beschreibung
ω_0	mm	Tailenradius der Laserstrahlung
α_M	°	Winkel der Messebene
R	m	Hemisphärenradius

Rand- und Nebenbedingungen

Um die Berechnungszeit zu verkürzen und lediglich sinnvolle Lösungen des Optimierungsproblems zu erlauben, werden Grenzwerte für die Optimierungsvariablen vorgegeben. Dabei darf die Summe der Leistungen P_{SR} , P_{RR} und P_{DR} der drei Reflexionsarten maximal der Leistung der verwendeten Laserstrahlung entsprechen. Die Austrittswinkel ζ_{SR} sowie ζ_{RR} und die Standardabweichung der diffusen Reflexion Θ_{DR} werden auf einen Bereich zwischen -90° und 90° beschränkt. Zudem bildet der Wert des Strahlparameterprodukts der verwendeten Laserstrahlung eine untere Grenze für das Strahlparameterprodukt der spiegelnden Reflexion SPP_{SR} und das Strahlparameterprodukt der Rückreflexion SPP_{RR} .

Optimierungsalgorithmus

Zur Lösung des beschriebenen Minimierungsproblems wurde die Software *MATLAB* verwendet. Ein Lösungsansatz des Optimierungsproblems bei dem Einsatz dieser Entwicklungsumgebung ist der *fmincon*-Solver. Dieser Algorithmus nutzt standardmäßig ein Innere-Punkte-Verfahren, das sich der zwei folgenden Verfahren bedient: des Newton-Verfahrens und des konjugierten Gradientenverfahrens (vgl. Abschnitt 2.7). Nach *MATLAB* (2016) wird beim Innere-Punkte-Verfahren zunächst mithilfe des Newton-Verfahrens eine Lösung gesucht. Ist dies nicht möglich, wird auf das konjugierte Gradientenverfahren

zurückgegriffen. Nach WALTZ ET AL. (2006) weist dieses Verfahren besonders im Hinblick auf die nichtlineare Zielfunktion eine hohe Effektivität auf.

5.2.3 Modellergebnisse und Validierung

Zum Nachweis der Richtigkeit der berechneten Intensitätsverteilung wird diese einer gemessenen Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre gegenübergestellt. Hierfür wurden anhand der in Abschnitt 4 beschriebenen Versuchsumgebung Intensitätswerte auf der gesamten Hemisphäre oberhalb der Prozesszone bestimmt. Da mit dem Strahlungsmessbogen lediglich die Intensitäten an 16 Messpunkten in einer Ebene gemessen werden können, wurde bei gleichbleibenden Schweißparametern der Schweißversuch wiederholt, jedoch der Strahlungsmessbogen in Schritten von $\Delta\alpha_M = 10^\circ$ gedreht. Für die Schweißversuche wurde bei einem Fokusbildmesser von $d_f = 300 \mu\text{m}$ eine Laserleistung von $P_L = 6 \text{ kW}$, eine Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 10 \text{ m/min}$ und ein Einfallswinkel der Laserstrahlung von $\alpha = 30^\circ$ gewählt. Die Datenaufbereitung erfolgte nach dem im Abschnitt 4.4 beschriebenen Vorgehen. Um eine Beschädigung am Strahlungsmessbogen zu vermeiden, musste für die Messwinkel $\alpha_M = 0^\circ, 10^\circ$ und 20° jeweils ein Messmodul ausgebaut werden, da dieses ansonsten von der eintreffenden Laserstrahlung erfasst worden wäre. Für die Kalibrierung des analytischen Modells wurde die Messebene mit dem Winkel $\alpha_M = 30^\circ$ gewählt, da diese Ebene die naheliegendste Ebene zur Einfallsebene ist, bei der alle Messmodule verwendet werden konnten. Die aus der Kalibrierung resultierenden Parameter sind in Tabelle 5.3 zusammengefasst. In Abbildung 5.1 sind links die berechneten und die gemessenen Intensitätswerte für die Ebene $\alpha_M = 30^\circ$ und rechts die entsprechenden Werte für die Ebene $\alpha_M = 90^\circ$ dargestellt. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung der Messdaten an, welche zur Berechnung des Mittelwerts verwendet wurden.

Die gute Übereinstimmung der berechneten und der experimentell aufgenommenen Intensitätsverteilung für die Ebene $\alpha_M = 30^\circ$ (vgl. Abbildung 5.1, links) ist naheliegend, da innerhalb dieser Ebene die Kalibrierung durchgeführt wurde. Die berechnete Intensitätsverteilung anhand der ermittelten Parameter (vgl. Tabelle 5.3) ergibt eine gute Übereinstimmung mit den Messwerten, die über

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

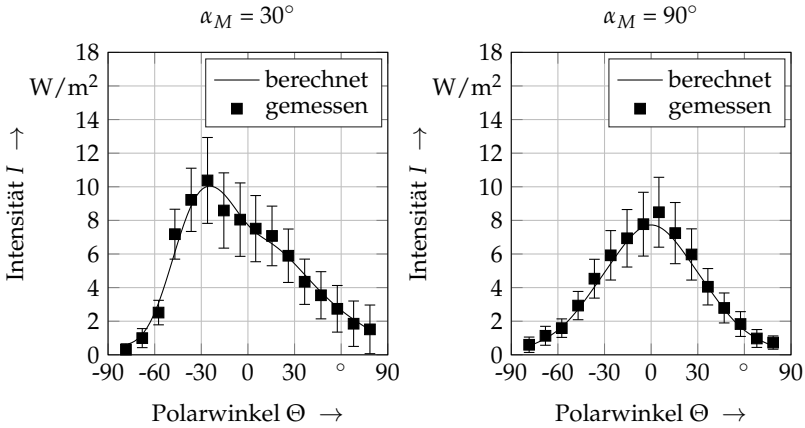


Abbildung 5.1: Gemessene und berechnete Intensitätsverteilung für einen Messwinkel $\alpha_M = 30^\circ$ (links) und $\alpha_M = 90^\circ$ (rechts)

die gesamte Hemisphäre verteilt aufgenommen wurden. Dies zeigt sich besonders rechts in Abbildung 5.1 für die Messebene $\alpha_M = 90^\circ$, in welcher zudem auch die angenommene Normalverteilung deutlich bestätigt wird. In der in Abbildung 5.2 visualisierten Gegenüberstellung der gemessenen und berechneten Intensitätsverteilungen auf der gesamten Hemisphäre zeigt sich ebenso eine gute Übereinstimmung. Durch Addition der Leistungsanteile der drei

Tabelle 5.3: Aus der Kalibrierung resultierende Parameter zur Berechnung der Intensitätsverteilung der Reflexionen ($P_L = 6 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$)

Parameter	Wert	Einheit
P_{SR}	590	W
SPP_{SR}	131	mm · mrad
ζ_{SR}	-43	°
P_{RR}	730	W
SPP_{RR}	75	mm · mrad
ζ_{RR}	34	°
P_{DR}	1950	W
Θ_{DR}	50,5	°

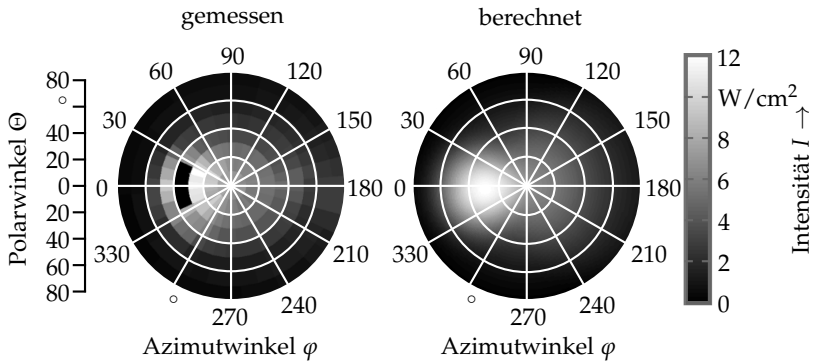


Abbildung 5.2: Gemessene (links) und berechnete (rechts) Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre; für den Polarwinkel $\Theta = 35^\circ$ und die Azimutwinkel $\varphi = -20^\circ, -10^\circ, 0^\circ, 10^\circ, 20^\circ$ musste das entsprechende Messmodul entfernt werden, um eine Beschädigung durch die eintreffende Laserstrahlung zu vermeiden

Reflexionsarten (P_{SR} , P_{RR} und P_{DR}) ergibt sich die Leistung P_R der gesamten reflektierten Laserstrahlung, sodass anhand der Gleichungen 2.17 und 3.1 der Einkoppelgrad η_{Abs} bestimmt werden kann. Für das vorliegende Beispiel ergibt sich ein Einkoppelgrad von $\eta_{Abs} = 45.5\%$.

5.3 Berechnung des thermischen Wirkungsgrads

5.3.1 Modellierungskonzept

Im vorangegangenen Abschnitt wurde eine experimentelle Methode zur Ermittlung des Einkoppelgrads vorgestellt. Für eine ganzheitliche Betrachtung der Effizienz ist zudem das Wissen über den thermischen Wirkungsgrad notwendig. Deshalb wird in diesem Abschnitt ein numerisches Modell vorgestellt, mit dessen Hilfe die Schmelzbadgröße und somit auch der thermische Wirkungsgrad berechnet werden kann.

Wie in Abschnitt 3.4 beschrieben, sind unterschiedliche Modellierungsansätze möglich, um simulativ einen Tiefschweißprozess abzubilden. Da für die

Berechnung der Geometrie der Dampfkapillare die feste, die flüssige und die dampfförmige Phase des Metalls sowie eine frei bewegliche Phasengrenze berücksichtigt werden muss, ist dieser Modellierungsansatz zu rechenintensiv, um eine größere Parameterstudie in einem angemessenen Zeitraum durchführen zu können. Ein alternativer Ansatz verwendet eine vorgegebene Geometrie der Dampfkapillare, sodass lediglich die feste und die flüssige Phase des Werkstücks betrachtet werden müssen. Dieses Modellierungskonzept wurde bereits für unterschiedliche Anwendungsfälle eingesetzt. So wurden anhand dieses Konzepts die Auswirkungen von elektromagnetischen Feldern (BACHMANN 2014), der Einsatz von niederfrequenten Magnetfeldern (GATZEN 2014) und der Einfluss einer angepassten Intensitätsverteilung (LIEBL ET AL. 2017) auf die Temperaturverteilung im Werkstück während eines Laserstrahl-Schweißprozesses untersucht (vgl. Abschnitt 3.4). Die programmtechnische Umsetzung des Modells erfolgte im Rahmen der vorliegenden Arbeit mit dem FEM-Programm Comsol Multiphysics 4.4 unter Verwendung des Moduls *konjugierter Wärmetransport*.

Der Tiefschweißprozess wird in dem numerischen Modell durch eine statische Dampfkapillare dargestellt, deren Abmessungen bekannt sein müssen bzw. vorgegeben werden müssen. Grundsätzlich wird in dem Simulationsmodell das gesamte Werkstück als Fluid betrachtet, wobei für die dynamische Viskosität für Temperaturen unterhalb der Schmelztemperatur sehr hohe Werte angenommen werden, sodass das Werkstück in diesem Temperaturbereich wie ein Festkörper agiert. Zu Beginn der Simulation wird für den gesamten Probekörper Raumtemperatur vorgegeben, lediglich die Temperatur an der Mantelfläche der Dampfkapillare wird auf den Wert der Verdampfungstemperatur des Grundwerkstoffs gesetzt. Durch Konduktion erwärmt sich der umliegende Werkstoff, bis er beim Überschreiten der Schmelztemperatur in die flüssige Phase übergeht. Im schmelzflüssigen Zustand werden neben der Konduktion auch folgende Konvektionsprozesse berücksichtigt:

- thermische Konvektion
- Marangoni-Konvektion
- Umströmung der Dampfkapillare
- Metaldampf-Konvektion

Das Werkstück bewegt sich mit konstanter Vorschubgeschwindigkeit v_L , wohingegen die Dampfkapillare ortsfest ist. Dadurch kommt es zur Umströmung der Dampfkapillare und zur Ausbildung eines für den Tiefschweißprozess charakteristischen Schmelzbads. Die Simulation wird zeitabhängig bis zum Erreichen eines stationären Zustands betrachtet. Bei diesem Zustand liegt in der Prozesszone ein Gleichgewicht zwischen der zugeführten Wärme durch die Dampfkapillare und der abgeführten Wärme durch Wärmeleitung in den Probekörper vor. Es kommt folglich zu keiner weiteren Änderung der Schmelzbadgeometrie. Anhand der Abmessungen der Schmelzbadgeometrie kann das aufgeschmolzene Volumen bestimmt werden, woraus sich der thermische Wirkungsgrad ableiten lässt.

5.3.2 Probengeometrie und Vernetzung

In der verwendeten Prozesssimulation wird die Grundgeometrie der Probe durch einen Quader dargestellt. Dieser weist eine Länge von $L_P = 20$ mm, eine Breite von $B_P = 10$ mm und eine Höhe von $H_P = 5$ mm auf. Wie in Abbildung 5.3 visualisiert, wird die statische Geometrie der Dampfkapillare (DK) als Kegelstumpf mit aufgesetzter Halbkugel modelliert. Die Dampfkapillare lässt sich somit durch den Radius an der Öffnung des Kegelstumpfs r_O , den Radius

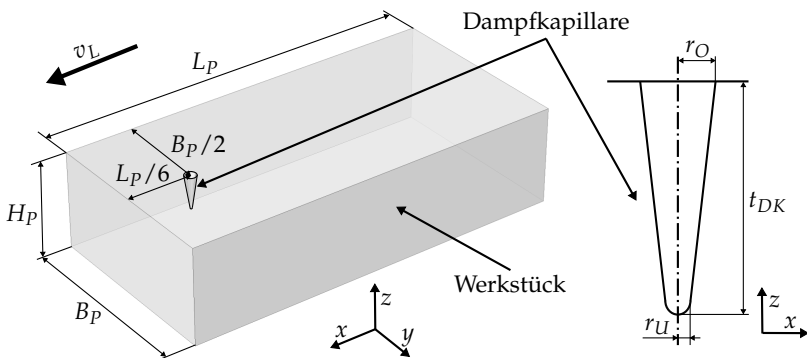


Abbildung 5.3: Geometrie der Probe (links) sowie der Dampfkapillare (rechts)

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

an der Unterseite des Kegelstumpfs r_U und die Tiefe der Dampfkapillare t_{DK} parametrisieren. Während die Abmessungen des Quaders nicht verändert wurden, sind die Abmessungen der Dampfkapillare von den Schweißparametern abhängig. Für den Radius an der Unterseite des Kegelstumpfs gilt: $r_U = 0,2 \cdot r_O$. Diese Näherung basiert auf den Untersuchungen von VOLPP (2012), in welchen eine Verjüngung der Dampfkapillare nachgewiesen wurde.

Die Geometrie der Probe wird im Sinne der Finiten-Elemente-Methode durch ein definiertes Netz in eine begrenzte Anzahl von Tetraeder-Elementen zerlegt. Um die Knotenanzahl des Modells gering zu halten, wird die zur Abbildung der konvektiven Prozesse im Schmelzbad notwendige feine Vernetzung auf den Bereich des potenziellen Schmelzbaus um die Dampfkapillare beschränkt. In diesem Bereich ist eine maximale Kantenlänge von 0,2 mm vorgegeben. Für die Berücksichtigung der Konduktion in der verbleibenden Probengeometrie ist eine gröbere Vernetzung ausreichend, in welcher eine maximale Kantenlänge von 1,6 mm vorgegeben wurde. In Abbildung 5.4 ist beispielhaft die vernetzte Probengeometrie mit dem fein vernetzten Bereich als Pyramidenstumpf im Halbschnitt dargestellt.

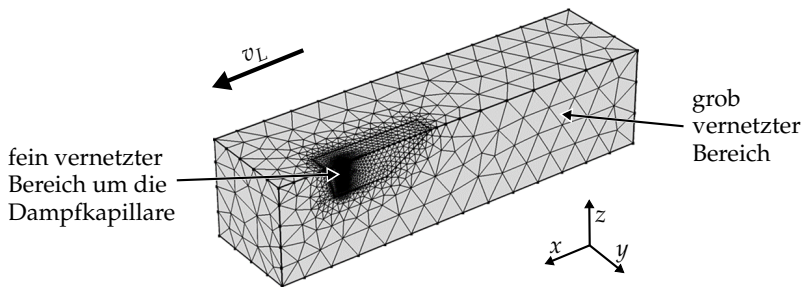


Abbildung 5.4: Aufteilung der Probengeometrie in einen fein- und einen grobvernetzten Bereich im Halbschnitt des FEM-Modells zur Simulation und Ermittlung des thermischen Wirkungsgrades

5.3.3 Modellierung der Werkstoffparameter

Die Implementierung der Temperaturabhängigkeit der Werkstoffparameter ist einerseits notwendig, um eine realitätsnahe Modellierung zu ermöglichen. Andererseits lassen sich über die Temperaturabhängigkeit physikalische Effekte wie z. B. die Schmelzenthalpie berücksichtigen. In dem numerischen Prozessmodell werden folgende Werkstoffparameter als temperaturabhängig angenommen:

- Dichte ρ
- Spezifische Wärmekapazität c_m
- Wärmeleitfähigkeit λ_{th}
- Dynamische Viskosität μ

Dichte

Der temperaturabhängige Verlauf der Dichte ist bei Überschreitung der Schmelztemperatur durch eine sprunghafte Änderung vom Wert unter Normalbedingungen ρ_0 auf die Dichte der flüssigen Phase bei Schmelztemperatur ρ_l gekennzeichnet. Zudem wird berücksichtigt, dass die Dichte im flüssigen Zustand infolge der Wärmeausdehnung der Schmelze mit zunehmender Temperatur abnimmt. Dabei kann nach LIDE (2003, 4-137) ein linearer Verlauf unter Berücksichtigung des konstanten Ausdehnungskoeffizienten α_0 angenommen werden. Die Dichte ist folglich in zwei Intervallen definiert, die durch die Schmelztemperatur T_m getrennt werden. Zur Vermeidung der für die numerische Berechnung problematischen Unstetigkeit bei $T = T_m$ wird eine Heaviside-Funktion $H(T, \delta T)$ verwendet. Diese wird in COMSOL durch ein Polynom 5. Grads angenähert, das innerhalb des Intervalls $[-\delta T, \delta T]$ von $H(T - \delta T) = 0$ auf $H(T + \delta T) = 1$ ansteigt:

$$\rho(T) = \begin{cases} \rho_0 - (\rho_0 - \rho_l) \cdot H(T - T_m + \delta T, \delta T) & \text{für } T < T_m \\ \rho_l + \alpha_0 \cdot (T - T_m) & \text{für } T \geq T_m \end{cases} \quad (5.10)$$

In Anhang A.3 ist in Abbildung A.2 der aus Gleichung 5.10 resultierende Verlauf der Dichte dargestellt. Grundsätzlich ist zu beachten, dass die Temperaturabhängigkeit der Dichte nur zur Modellierung der natürlichen Konvektion angewendet wird, da der Einfluss auf weitere Kräfte, die auf ein Fluidteilchen wirken, vernachlässigbar ist. Diese Annahme wird nach BAEHR & STEPHAN (2010, S. 27) als Boussinesq-Approximation bezeichnet.

Spezifische Wärmekapazität

Die spezifische Wärmekapazität c_m innerhalb einer Phase wird als temperaturunabhängig angenommen. Unterhalb der Schmelztemperatur weist sie den Wert bei Raumtemperatur $c_m(293 \text{ K}) = c_{ms}$ auf. Dieser wechselt beim Überschreiten der Schmelztemperatur T_m auf $c_m(T_m) = c_{ml}$. Zur Vermeidung der Unstetigkeit wird analog zum Vorgehen bei der Dichte eine Heaviside-Funktion eingesetzt. Zudem wird die spezifische Schmelzenthalpie h_m berücksichtigt, indem diese der spezifischen Wärmekapazität aufaddiert wird. Eine Unstetigkeit wird vermieden, indem die spezifische Schmelzenthalpie h_m mit einer Normalverteilung multipliziert wird. Somit ergibt sich die normalverteilte spezifische Schmelzenthalpie \hat{h}_m :

$$\hat{h}_m(T) = h_m \cdot \frac{\exp(-(T - T_m)/\delta T)^2}{\sqrt{\pi} \cdot \delta T} \quad (5.11)$$

Die Verwendung der Normalverteilung in Verbindung mit der Heaviside-Funktion H gewährleistet einen stetigen Verlauf der resultierenden Funktion für $c_m(T)$. Es gilt:

$$c_m(T) = \begin{cases} c_{ms} - (c_{ml} - c_{ms}) \cdot H(T - T_m + \delta T, \delta T) + \hat{h}_m & \text{für } T < T_m \\ c_{ml} + \hat{h}_m & \text{für } T \geq T_m \end{cases} \quad (5.12)$$

Der resultierende Verlauf der spezifischen Wärmekapazität ist in Anhang A.3 in Abbildung A.3 dargestellt.

Wärmeleitfähigkeit

Zur Berücksichtigung der temperaturabhängigen Wärmeleitfähigkeit λ_{th} in der festen Phase des Werkstoffs wurden diskrete Werte aus LIDE (2005, 12-221) entnommen. Diese Werte, die in Abbildung 5.5 aufgetragen sind, dienen als Grundlage für eine lineare Interpolation. Ausgehend von der Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur $\lambda_{th,0}$ nimmt diese mit steigender Temperatur linearer ab. Die lineare Abhängigkeit zwischen der Temperatur und der Wärmeleitfähigkeit kann für Kupfer durch einen konstanten Gradienten angegeben werden:

$$\frac{\partial \lambda_{th}}{\partial T} = -0,063 \frac{\text{W}}{\text{m} \cdot \text{K}^2} \quad \text{für } T < T_m \quad (5.13)$$

Ab Schmelztemperatur wird eine konstante Wärmeleitfähigkeit $\lambda_{th,l}$ angenommen. Somit wird die Wärmeleitfähigkeit nach Gleichung 5.14 berechnet:

$$\lambda(T) = \begin{cases} \lambda_{th,0} + \frac{\partial \lambda_{th}}{\partial T} \cdot (T - T_0) & \text{für } T < T_m \\ \lambda_{th,l} & \text{für } T \geq T_m \end{cases} \quad (5.14)$$

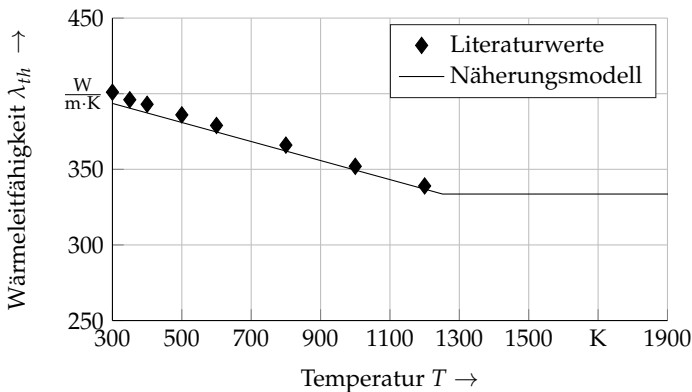


Abbildung 5.5: Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit von Kupfer; Literaturwerte aus LIDE (2005, 12-221) und Näherungsmodell nach Gleichung 5.14

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

In Abbildung 5.5 ist neben den Literaturwerten auch ein Näherungsmodell dargestellt, das für Temperaturen unterhalb des Schmelzpunkts auf einer linearen Interpolation beruht und mit Gleichung 5.14 beschrieben werden kann.

Dynamische Viskosität

Nach BRANDES & BROOK (1998, 14-7) nimmt die dynamische Viskosität μ einer Metallschmelze mit steigender Temperatur gemäß Gleichung 5.15 exponentiell ab:

$$\mu(T) = \mu_0 \cdot \exp\left(\frac{E_R}{T}\right) \quad \text{für } T \geq T_m \quad (5.15)$$

μ_0 steht für die empirische Materialkonstante und E_R für die Reaktionszahl. Der feste Aggregatzustand wird in dem Simulationsmodell durch eine hohe Viskosität von $\mu_{max} = 500 \text{ Pa} \cdot \text{s}$, welche das Fließen vollständig unterbindet, modelliert. Der Sprung zwischen dem festen und dem flüssigen Aggregatzustand wird erneut durch eine Heaviside-Funktion dargestellt. Es gilt:

$$\mu(T) = \begin{cases} \mu_{max} \cdot (1 - H(T - T_m + \delta T, \delta T)) + \mu_0 \cdot \exp\left(\frac{E_R}{T}\right) & \text{für } T \leq T_m \\ \mu_0 \cdot \exp\left(\frac{E_R}{T}\right) & \text{für } T > T_m \end{cases} \quad (5.16)$$

In Anhang A.3 ist der temperaturabhängige Verlauf der Viskosität in Abbildung A.4 dargestellt.

5.3.4 Modellierung der Konvektionsprozesse

Wird in dem Simulationsmodell eine Vorschubgeschwindigkeit berücksichtigt, ergibt sich eine Umströmung der Dampfkapillare in der flüssigen Phase. Die Marangoni-Konvektion, die Metaldampf-Konvektion und die thermische Konvektion müssen allerdings gesondert implementiert werden.

Thermische Konvektion

Die thermische Konvektion wird durch eine Volumenkraft \vec{F}/V abgebildet. Die temperaturabhängige Volumenkraft kann anhand der temperaturabhängigen Dichte $\rho(T)$ aus Gleichung 5.10 und der Gravitationsbeschleunigung $\vec{g} = 9,81 \text{ m/s}^2$ berechnet werden:

$$\frac{\vec{F}(T)}{V} = \rho(T) \cdot \vec{g} \quad (5.17)$$

Marangoni-Konvektion

Die Marangoni-Konvektion wird durch eine Schubspannung τ_{MK} an der Oberfläche des flüssigen Werkstoffs berücksichtigt. Diese resultiert aus dem räumlichen Gradienten der Oberflächenspannung $\partial\gamma_O/\partial x$ und kann auf der Schmelzbadoberfläche in beiden Raumrichtungen in Abhängigkeit des Temperaturgradienten berechnet werden, da nach POPRAWA (2005, S. 501) der Gradient $\partial\gamma_O/\partial T$ als konstant anzunehmen ist:

$$\tau_{MK,x} = \frac{\partial\gamma_O}{\partial x} = \frac{\partial\gamma_O}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial x} \quad \text{bzw.} \quad \tau_{MK,y} = \frac{\partial\gamma_O}{\partial y} = \frac{\partial\gamma_O}{\partial T} \cdot \frac{\partial T}{\partial y} \quad (5.18)$$

Metaldampf-Konvektion

Der aus der Dampfkapillare austretende Metaldampf verursacht an der Oberfläche der Dampfkapillare eine Schubspannung τ_{DK} . Diese kann nach einer Modellvorstellung von BECK (1996) für eine laminare Rohrströmung nach Hagen-Poiseuille (SIEKMANN & THAMSEN 2009, S. 96) und anhand des Newton-Schubspannungsansatzes (SIEKMANN & THAMSEN 2009, S. 97) berechnet werden:

$$\tau_{DK} = \frac{\partial p}{\partial z} \cdot \frac{r}{2} = \frac{\Delta p}{t_{DK}} \cdot \frac{r_O + r_U}{4} \quad (5.19)$$

Der Radius r ergibt sich aus dem Mittelwert der Radien an der Öffnung r_O und der Unterseite r_U der Dampfkapillare. Der Druckgradient $\partial p/\partial z$ kann unter der

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Annahme eines linearen Druckverlaufs innerhalb der Dampfkapillare mit der Tiefe t_{DK} durch die Druckdifferenz Δp , welche den Unterschied des Drucks an der Öffnung und der Unterseite der Dampfkapillare wiedergibt, berechnet werden. Für die Berechnung von Δp müssen die Werte des Ablationsdrucks p_a an der Öffnung und der Unterseite der Dampfkapillare bekannt sein. Werden statische und geodätische Druckdifferenzen vernachlässigt, so kann nach KROOS ET AL. (1993) der Ablationsdruck gemäß Gleichung 5.20 bestimmt werden:

$$p_a = \frac{\gamma_{DK}}{r} \quad (5.20)$$

γ_{DK} steht darin für die Oberflächenspannung des Werkstoffs innerhalb der Dampfkapillare und r entspricht dem Radius der Dampfkapillare an der Öffnung bzw. an der Unterseite der Kapillare. Mittels Gleichung 5.20 ergibt sich dadurch die Druckdifferenz Δp :

$$\Delta p = \gamma_{DK} \left(\frac{1}{r_U} - \frac{1}{r_O} \right) \quad (5.21)$$

Mithilfe der Gleichungen 5.19 und 5.21 kann somit die von dem austretenden Metaldampf verursachte Schubspannung τ_{DK} ermittelt werden.

5.3.5 Anfangs- und Randbedingungen

Abbildung 5.6 enthält eine Übersicht über alle Randbedingungen, die für das Simulationsmodell notwendig sind. Grundsätzlich müssen dabei Randbedingungen für die Temperatur und für die Strömungssimulation berücksichtigt werden. Bedingt durch die feste Position der Dampfkapillare muss das Werkstück bewegt werden, um einen Vorschub abbilden zu können. Die vordere Fläche des Werkstücks wird hierzu als Einlass definiert, die hintere Fläche als Auslass. Für die weitere Beschreibung wird zudem der Normalenvektor \vec{n} benötigt, der senkrecht auf der Oberfläche an der betrachteten Position des Werkstücks steht.

Temperatur

Die Temperatur des gesamten Werkstücks wird zu Beginn der Simulation auf Raumtemperatur festgelegt. Um Konvergenzprobleme zu vermeiden, wird die Temperatur aller Wände der Dampfkapillare nach dem Beginn der Simulation mithilfe der Heaviside-Funktion innerhalb von 10 ms von Raumtemperatur T_A auf Verdampfungstemperatur T_V erhöht. Die Temperatur am Einlass wird auf Raumtemperatur T_A festgelegt. Bei allen weiteren Wänden wird von einer adiabatischen Grenzfläche ausgegangen. Es findet demnach kein Wärmetransport senkrecht zu diesen Flächen statt ($\frac{\partial T}{\partial n} = 0$).

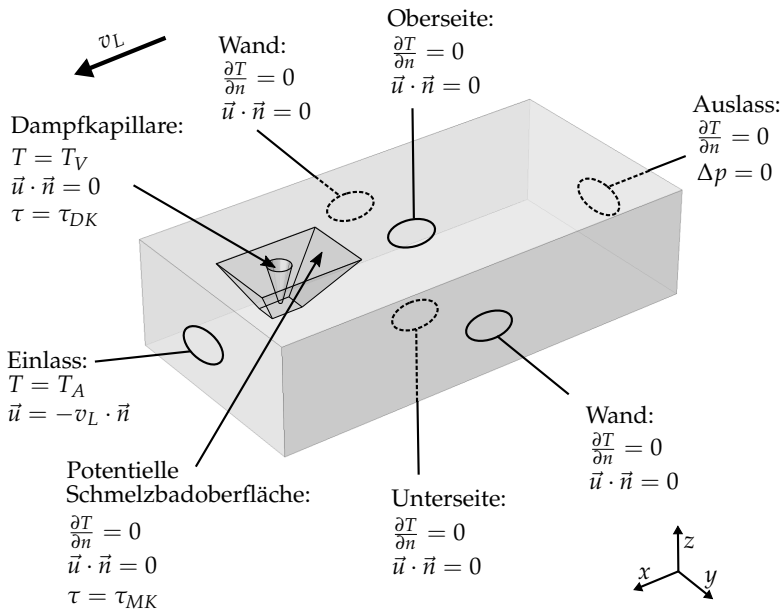


Abbildung 5.6: Randbedingungen für die CFD-Simulation von Schmelzbad und Dampfkapillare

Strömung

Am Einlass wird die Schweißgeschwindigkeit v_L vorgegeben, am Auslass eine feste Druckdifferenz von $\Delta p = 0$ Pa. Alle weiteren Wände sind durch freies Gleiten definiert, was bedeutet, dass die Strömungsgeschwindigkeit \vec{u} senkrecht zur Oberfläche null entspricht ($\vec{u} \cdot \vec{n} = 0$), parallel dazu jedoch kein Widerstand

auftritt. Die Metaldampf-Konvektion wird auf den Wänden der Dampfkapillare durch die Schubspannung τ_{DK} nach Gleichung 5.19 berücksichtigt. Auf der potenziellen Schmelzbadoberfläche wird durch die Schubspannung τ_{MK} nach Gleichung 5.18 die Marangoni-Konvektion implementiert.

5.3.6 Ermittlung des thermischen Wirkungsgrads

Der thermische Wirkungsgrad entspricht nach Gleichung 2.21 dem prozentualen Anteil der absorbierten Leistung, der zum Aufschmelzen des Werkstoffs genutzt wird und mittels Gleichung 3.2 bestimmt werden kann. Die hierfür notwendigen Werkstoffparameter wie die Dichte ρ , die spezifische Wärmekapazität c_{ms} , die Schmelztemperatur T_m und die spezifische Schmelzenthalpie h_m sind wie die Vorschubgeschwindigkeit v_L Eingangsgrößen des Simulationsmodells und müssen somit bekannt sein. Dementsprechend sind die Zielgrößen der Simulation einerseits die absorbierte Leistung P_A und die Nahtquerschnittsfläche A_s . Die absorbierte Leistung P_{abs} entspricht dem Wärmestrom durch die Wand der Dampfkapillare und wird durch Integration der Wärmestromdichte bestimmt. Für die Ermittlung der Fläche A_s wird die Schmelzbadgeometrie auf die yz -Ebene projiziert und anschließend der resultierende Flächeninhalt ausgewertet.

5.3.7 Validierung des Simulationsmodells

Die Validierung des Simulationsmodells erfolgt durch einen Vergleich eines Querschliffs und der Schmelzbadoberfläche von einem realen Schweißprozess mit dem Ergebnis der Simulation. Der Querschliff wurde durch eine metallographische Untersuchung erstellt und die Schmelzbadoberfläche wurde mithilfe einer Hochgeschwindigkeitskamera (HG-Kamera) aufgenommen. Geschweißt wurde mit einem Fokusdurchmesser von $300 \mu\text{m}$, einer Laserleistung von $P_L = 6 \text{ kW}$, einem Anstellwinkel von $\alpha = 30^\circ$ und einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 10 \text{ m/min}$. Basierend auf dem Querschliff wurde in dem Simulationsmodell die Tiefe der Dampfkapillare entsprechend so gewählt, dass die resultierenden Einschweißiefen in der Simulation und im Experiment übereinstimmten. Die verwendeten Materialparameter sind im Anhang in Tabelle A.1 aufgeführt. Aus dem berechneten Temperaturfeld wurde die maximale Temperatur entlang der Schweißrichtung auf die yz -Ebene projiziert und die Isotherme bei Schmelztemperatur dem Querschliff gegenübergestellt. Wie links

in Abbildung 5.7 ersichtlich ist, stimmen die Isothermen in Simulation und Experiment mit einer hohen Güte überein. Zudem wurde rechts in Abbildung 5.7 die Größe der Schmelzbadoberfläche mit dem berechneten Temperaturfeld auf der Oberfläche des Werkstücks gegenübergestellt. Auch hier stimmen die Abmessungen gut überein, wobei das reale Schmelzbad etwas länger ist. Da im Hinblick auf die Effizienz der Querschnitt von Bedeutung ist, ist diese geringfügige Abweichung nicht relevant für die Berechnung des thermischen Wirkungsgrads.

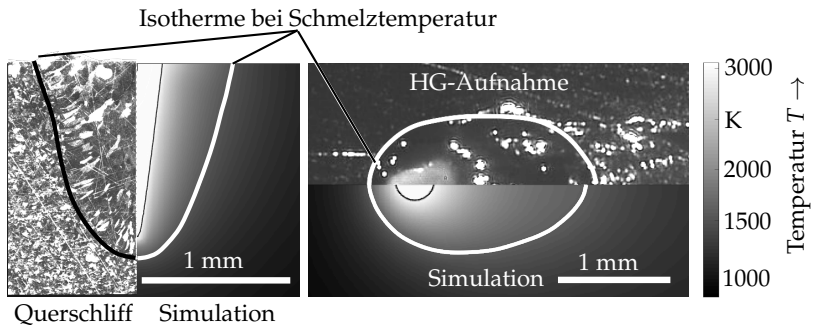


Abbildung 5.7: Vergleich eines Querschliffs (links) und einer HG-Aufnahme (rechts) mit der berechneten Schmelzbadgröße; $P_L = 6 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$, $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$

5.3.8 Fehlerdiskussion

Das in diesem Abschnitt vorgestellte Simulationsmodell erlaubt keine quantitative Angabe eines Fehlers bei der Bestimmung des thermischen Wirkungsgrads. Dessen ungeachtet sollen in diesem Unterabschnitt Annahmen und Vereinfachungen des Simulationsmodells diskutiert werden, um auf mögliche Fehlerquellen und deren Auswirkungen aufmerksam zu machen.

Die Grundannahme des Modells besteht in einer fest vorgegebenen Dampfkapillargeometrie. Untersuchungen von HEIDER ET AL. (2013) haben anhand von Röntgenaufnahmen gezeigt, dass sich speziell beim Schweißen von Kupferwerkstoffen die Dampfkapillare räumlich ausdehnen kann. Im Extremfall kann sogar am Boden der Kapillare eine Blase entstehen. Diese Vergrößerung der Dampfkapillare würde mit einer Ausdehnung des Schmelzbads einhergehen,

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

jedoch auch zu einer erhöhten Energieeinbringung in das Werkstück führen. Insgesamt resultiert eine breitere Dampfkapillare in einem vergrößerten thermischen Wirkungsgrad. Da jedoch in der Literatur keine Angaben über die realen Ausmessungen der Dampfkapillare bekannt sind und diese auch nicht messtechnisch erfasst werden können, wird im Weiteren von einer Dampfkapillaröffnung ausgegangen, deren Abmessungen dem Strahldurchmesser auf der Werkstückoberfläche entsprechen.

Das berechnete Temperaturfeld wird maßgeblich durch die Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs bestimmt. Wie in Abschnitt 5.3.3 vorgestellt, wird die Temperaturabhängigkeit der Wärmeleitfähigkeit im Werkstoff in der festen Phase berücksichtigt, allerdings ab Schmelztemperatur als konstant angenommen. Für reine Kupferwerkstoffe sinkt nach dem Phasenübergang die Wärmeleitfähigkeit weiterhin ab, was aufgrund der Forderung nach numerischer Stabilität nicht berücksichtigt werden konnte. Die geringere Wärmeleitfähigkeit würde in einem größeren Temperaturgradienten resultieren, wenn von einer gleichbleibenden Wärmestromdichte ausgegangen wird. Durch einen größeren Temperaturgradienten sinkt die Temperatur im Schmelzbad mit zunehmendem Abstand von der Prozesszone schneller ab, sodass die schmelzflüssige Phase ein kleineres Volumen einnehmen würde und der thermische Wirkungsgrad folglich sinkt.

Grundsätzlich wirken die genannten Annahmen einer vorgegebenen Dampfkapillargeometrie und einer konstanten Wärmeleitfähigkeit in der schmelzflüssigen Phase gegensätzlich, da erstere den thermischen Wirkungsgrad erhöht und zweitere diesen reduziert. Zudem zeigt die in Abschnitt 5.3.7 vorgestellte Validierung des Simulationsmodells eine gute Übereinstimmung der berechneten und der realen Schmelzbadgeometrie. Mit dem Simulationsmodell können somit Wirkmechanismen abgebildet werden, um unterschiedliche Einflussfaktoren und deren Wirksamkeit auf die Schweißeffizienz zu identifizieren.

5.4 Ganzheitliche Betrachtung der Effizienz

5.4.1 Einfluss von Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit

In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Laserleistung P_L und der Vorschubgeschwindigkeit v_L auf den Einkoppelgrad und den thermischen Wirkungsgrad

sowie den daraus resultierenden Prozesswirkungsgrad untersucht. Hierzu wurden Experimente anhand eines vollfaktoriellen Versuchsplans durchgeführt und jeweils der Einkoppelgrad mit dem in Abschnitt 5.2 beschriebenen Vorgehen ermittelt. Zudem wurde durch Querschliffe der Schweißnaht das aufgeschmolzene Volumen und die Einschweißtiefe bestimmt. Das Wissen über die Einschweißtiefe erlaubt in Verbindung mit dem Simulationsmodell die Berechnung des thermischen Wirkungsgrads für eine vorgegebene Laserleistung P_L und Vorschubgeschwindigkeit v_L . Basierend auf den Untersuchungen von LIEBL ET AL. (2014) wurde der Parameterraum des Versuchsplans ausgelegt, sodass ein stabiler Tiefschweißprozess gewährleistet war. Für die Schweißversuche wurde die in Abschnitt 4.2 beschriebene Systemtechnik eingesetzt, wobei ein konstanter Einfallswinkel der Laserstrahlung von $\alpha = 30^\circ$ und ein Fokusbereich von $300 \mu\text{m}$ verwendet wurden. In Abbildung 5.8 ist links exemplarisch ein Querschliff dargestellt, in welchem die Schmelzbadisotherme hervorgehoben ist. Zudem ist rechts in Abbildung 5.8 die resultierende Einschweißtiefe für die untersuchten Schweißparameter visualisiert, wobei eine ansteigende Einschweißtiefe für größere Laserleistungen beziehungsweise kleinere Vorschubgeschwindigkeiten deutlich zu erkennen ist.

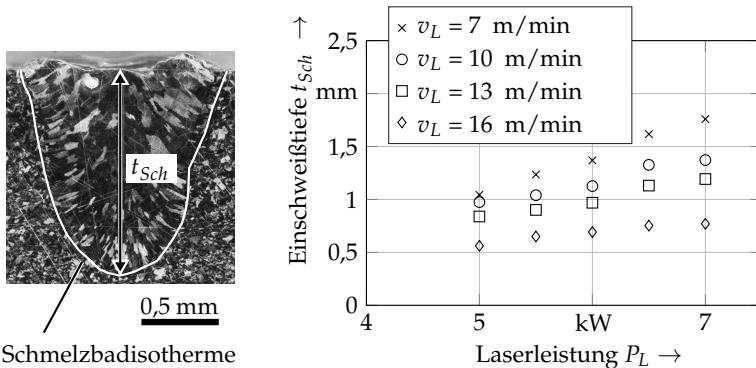


Abbildung 5.8: Querschliff einer Schweißnaht zur Bestimmung der Einschweißtiefe t_{Sch} und der aufgeschmolzenen Fläche A_s mit $P_L = 6 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$, $d_f = 300 \mu\text{m}$ (links); Einschweißstiefen in Abhängigkeit der Laserleistung P_L für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten mit einem Fokusbereich $d_f = 300 \mu\text{m}$ (rechts); Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Der ermittelte Einkoppelgrad $\eta_{Abs,exp}$ kann der Abbildung 5.9 entnommen werden. Der Verlauf in Abhängigkeit der Laserleistung entspricht dem in Abbildung 5.8 dargestellten Verlauf der Einschweißtiefe, was sich durch den in Abschnitt 3.2.1 beschriebenen Zusammenhang zwischen dem Einkoppelgrad und dem Aspektverhältnis der Dampfkapillare erklären lässt. Zudem ist in Abbildung 5.9 der nach Gleichung 3.1 ermittelte Einkoppelgrad $\eta_{Abs,gl}$ für eine Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 10$ m/min eingezeichnet. Der angenommene Durchmesser der Dampfkapillare entspricht dem Fokussdurchmesser des Laserstrahls ($d_f = 300 \mu\text{m}$). Die Tiefe der Dampfkapillare t_{DK} konnte basierend auf der realen Einschweißtiefe t_{Sch} (vgl. Abbildung 5.8) mithilfe des Simulationsmodells bestimmt werden. Nach UJIHARA (1972) steigt der Absorptionsgrad von Kupfer mit steigender Temperatur an und hat bei der Schmelztemperatur einen Wert von $\bar{A} = 0,20$. Während der berechnete Einkoppelgrad für $\bar{A} = 0,20$ zu hohe Werte annimmt, liegt eine gute Übereinstimmung für einen Absorptionsgrad von $\bar{A} = 0,12$ vor. Gleichung 3.1 gibt somit die richtige Tendenz wieder. Unter der Annahme, dass die angenommenen Vereinfachungen, die zur Herleitung der Gleichung 3.1 getroffen wurden, zulässig sind, ergibt sich somit für Kupfer bei Verdampfungstemperatur und einer Wellenlänge von $\lambda = 1070$ nm ein Absorptionsgrad von $\bar{A} = 0,12$.

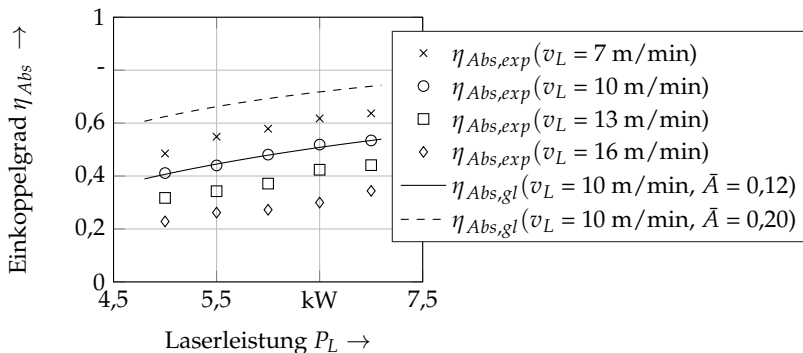


Abbildung 5.9: Anhand des Strahlungsmessbogens ermittelter Einkoppelgrad in Abhängigkeit der Laserleistung für verschiedene Vorschubgeschwindigkeiten und nach Gleichung 3.1 ermittelter Einkoppelgrad für einen Absorptionsgrad von 0,12 und 0,20 bei einer Schweißgeschwindigkeit von 10 m/min; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $d_f = 300 \mu\text{m}$

Der thermische Wirkungsgrad wurde anhand des in Abschnitt 5.3 beschriebenen Simulationsmodells bestimmt, indem das Temperaturfeld für Tiefen der Dampfkapillare von 0,5 mm bis 2,0 mm in Schritten von 0,25 mm und Vorschubgeschwindigkeiten von 7 m/min, 10 m/min, 13 m/min und 16 m/min berechnet wurde. Das Temperaturfeld ermöglicht, wie in Abschnitt 5.3.6 dargestellt, die Berechnung des thermischen Wirkungsgrads (vgl. Abbildung 5.10). Mit größeren Einschweiß-tiefen steigt der thermische Wirkungsgrad, wobei dies einen degressiven Verlauf aufweist.

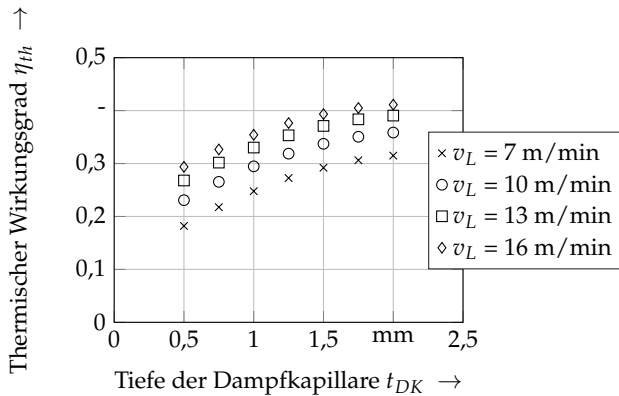


Abbildung 5.10: Anhand des Simulationsmodells berechneter thermischer Wirkungsgrad über die Tiefe der Dampfkapillare für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten; Materialparameter gemäß Tabelle A.1; $d_f = 300 \mu\text{m}$

Zur ganzheitlichen Bewertung der Prozesseffizienz ist das Wissen bezüglich des thermischen Wirkungsgrads in Abhängigkeit der Laserleistung P_L und der Vorschubgeschwindigkeit v_L notwendig. Hierfür wurden zwei Regressionsmodelle erstellt. Dem ersten Modell liegen die Daten aus Abbildung 5.8 zugrunde. Es erlaubt die Berechnung der realen Einschweißtiefe t_{Sch} in Abhängigkeit der Schweißparameter P_L und v_L :

$$t_{Sch} = -1,393 + 0,117 \cdot v_L + 0,502 \cdot P_L - 0,021 \cdot v_L \cdot P_L - 0,003 \cdot v_L^2 \quad (5.22)$$

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Das in Gleichung 5.22 angegebene Regressionsmodell weist mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,97$ eine hohe Güte auf. Das zweite Regressionsmodell dient zur Berechnung des thermischen Wirkungsgrads anhand der Vorschubgeschwindigkeit v_L und der Einschweißtiefe t_{Sch} . Die zugrunde liegenden Daten für dieses Regressionsmodell entstammen den berechneten Temperaturfeldern, mit deren Hilfe der thermische Wirkungsgrad in Abbildung 5.10 ermittelt wurde. Es gilt:

$$\eta_{th} = -0,128 + 0,029 \cdot v_L + 0,264 \cdot t_{Sch} - 0,001 \cdot v_L \cdot t_{Sch} - 0,001 \cdot v_L^2 - 0,065 \cdot t_{Sch}^2 \quad (5.23)$$

Auch dieses Regressionsmodell weist mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,99$ eine hohe Güte auf. Mit den Gleichungen 5.22 und 5.23 kann somit der thermische Wirkungsgrad anhand der Schweißparameter P_L und v_L berechnet werden (vgl. Abbildung 5.11). Grundsätzlich nimmt der thermische Wirkungsgrad mit einer ansteigenden Laserleistung zu. Dies begründet sich über ein tieferes Schmelzbad, das somit auch ein größeres Volumen besitzt.

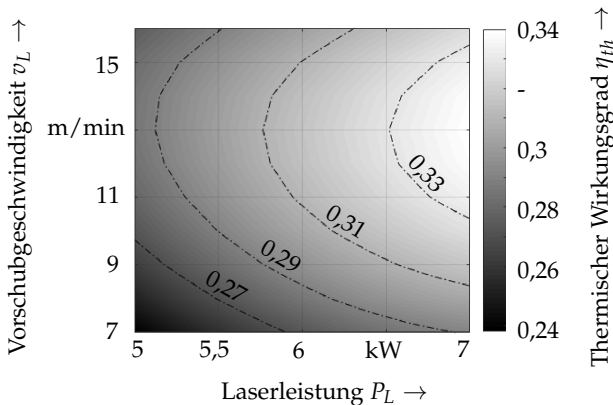


Abbildung 5.11: Konturdiagramm des thermischen Wirkungsgrads in Abhängigkeit der Laserleistung und der Vorschubgeschwindigkeit; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $d_f = 300 \mu\text{m}$

5.4 Ganzheitliche Betrachtung der Effizienz

Bei der Vorschubgeschwindigkeit ergibt sich jedoch ein Zielkonflikt. Einerseits sorgen kleine Schweißgeschwindigkeiten für größere Einschweißstiefen (vgl. Abbildung 5.9), was sich nach Abbildung 5.10 positiv auf den thermischen Wirkungsgrad auswirkt. Andererseits verringern kleine Schweißgeschwindigkeiten den thermischen Wirkungsgrad, da eine größere Wärmenge im Werkstück abgeführt wird (vgl. Abbildung 5.10). Dies führt dazu, dass bei einer fest vorgegebenen Laserleistung eine Vorschubgeschwindigkeit innerhalb des untersuchten Parameterraums identifiziert werden kann, bei welcher der thermische Wirkungsgrad ein lokales Maximum annimmt.

Das Wissen über den thermischen Wirkungsgrad (vgl. Abbildung 5.11) und den Einkoppelgrad (vgl. Abbildung 5.9) ermöglicht die Bestimmung des Prozesswirkungsgrads. Um diesen kontinuierlich innerhalb des untersuchten Parameterraums darstellen zu können, wurde zunächst ein Regressionsmodell des Einkoppelgrads basierend auf den experimentellen Ergebnissen (vgl. Abbildung 5.9) ermittelt:

$$\eta_{Abs} = 0,146 - 0,010 \cdot v_L + 0,110 \cdot P_L - 0,004 \cdot v_L \cdot P_L \quad (5.24)$$

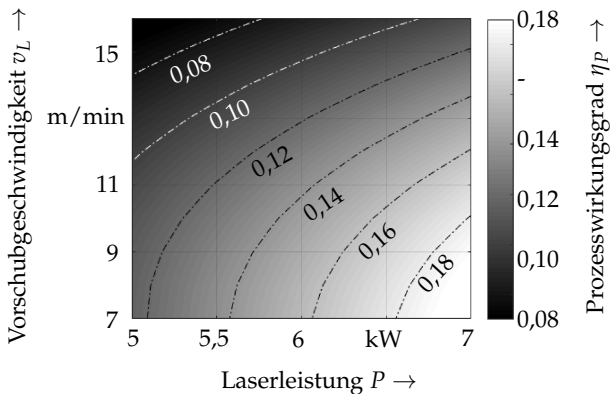


Abbildung 5.12: Konturdiagramm des Prozesswirkungsgrads in Abhängigkeit der Laserleistung und der Vorschubgeschwindigkeit; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $d_f = 300 \mu\text{m}$

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Durch das in Gleichung 5.24 angegebene Regressionsmodell mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,98$ und das Regressionsmodell über den thermischen Wirkungsgrad (Gleichung 5.23) kann nach Gleichung 2.21 der Prozesswirkungsgrad berechnet werden. Das Ergebnis ist in Abbildung 5.12 dargestellt. In dem untersuchten Parameterraum nimmt der Prozesswirkungsgrad mit steigender Laserleistung und mit langsamerer Vorschubgeschwindigkeit zu. Im Gegensatz zu dem Verlauf des thermischen Wirkungsgrads (Abbildung 5.11) ist allerdings kein Maximum innerhalb des Parameterraums vorhanden, wobei für Vorschubgeschwindigkeiten zwischen 7 m/min und 9 m/min der Einfluss der Schweißgeschwindigkeit auf den Prozesswirkungsgrad deutlich abnimmt. Deshalb soll im Folgenden speziell die Schweißeffizienz bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten betrachtet werden.

Links in Abbildung 5.13 ist der mittels der Gleichungen 5.23 und 5.24 berechnete Prozesswirkungsgrad in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit in einem Bereich von 5 m/min bis 16 m/min für eine Laserleistung von 6 kW zu sehen. Da die zugrunde liegenden Daten der in den Gleichungen 5.23 und 5.24 angegebenen Regressionsmodelle Vorschubgeschwindigkeiten von 7 m/min bis 16 m/min abdecken, ist der Bereich von 5 m/min bis 7 m/min als Extrapolation zu sehen. Durch diese Extrapolation ergibt sich ein Maximum des Prozesswirkungsgrads bei einer Schweißgeschwindigkeit von ca. 6,5 m/min. Für eine kleiner werdende Schweißgeschwindigkeit unterhalb von 6 m/min überwiegen die zunehmenden Verluste durch die Wärmeleitung in das Werkstück die ansteigende Energieeinbringung durch die Dampfkapillare, die durch den größer werdenden Einkoppelgrad bedingt ist.

Der Prozesswirkungsgrad wurde auch anhand der Querschleife (QS) der Schweißnaht bestimmt, die bereits zur Ermittlung der Einschweißtiefe herangezogen wurden. Die resultierenden Datenpunkte sind links in Abbildung 5.13 eingetragen und bestätigen die Erkenntnis, dass für eine vorgegebene Laserleistung von 6 kW der Prozesswirkungsgrad ein Maximum innerhalb des untersuchten Parameterraums besitzt.

Um die Gültigkeit der Extrapolation nachzuweisen, sind in Abbildung 5.13 die experimentell ermittelten Werte für die Einschweißtiefe (Mitte) und der Einkoppelgrad (rechts) mit der jeweiligen Regressionskurve bis zu einer minimalen Geschwindigkeit von 5 m/min dargestellt. In dem extrapolierten

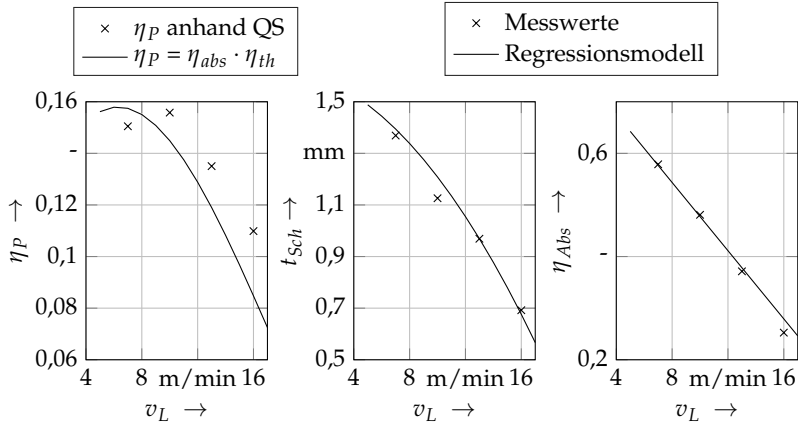


Abbildung 5.13: Links: Vergleich der Prozesswirkungsgrade, die aus Querschliffen der Schweißnaht (QS) und der Berechnung aus η_{abs} und η_{th} für eine Laserleistung von 6 kW ermittelt wurden; Mitte: Experimentell ermittelte Daten mit Regressionkurve für die Einschweißtiefe; rechts: Experimentell ermittelte Daten mit Regressionkurve für den Einkoppelgrad; in dem Bereich zwischen 5 m/min und 7 m/min wurde in allen Regressionsmodellen, welche in einem Bereich zwischen 7 m/min und 16 m/min gültig sind, extrapoliert; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $d_f = 300 \mu\text{m}$

Bereich folgt das Regressionsmodell dem Trend der experimentell bestimmten Datenpunkte. Zudem ist der Trend physikalisch plausibel, sodass keine abrupte Änderung in diesem extrapolierten Bereich zu erwarten ist. Zusammenfassend können folgende Handlungsempfehlungen für die Wahl der Laserleistung und der Vorschubgeschwindigkeit formuliert werden, welche zu einem effizienteren Schweißprozess führen:

- Es ist mit der maximal möglichen Laserleistung zu schweißen, da dies zu einer größeren Einschweißtiefe führt. Diese geht mit einem erhöhten Einkoppelgrad und einem höheren thermischen Wirkungsgrad einher.
- Bei der Wahl der Vorschubgeschwindigkeit gilt es, ein Optimum zu finden. Bei kleinen Vorschubgeschwindigkeiten dominieren die thermischen Verluste. Bei großen Vorschubgeschwindigkeiten geht eine geringe Einschweißtiefe mit einer geringen Energieeinkopplung einher. Gemäß den

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

experimentellen Untersuchungen beim Schweißen von Kupferwerkstoff mit einem Strahldurchmesser von 300 μm liegt die optimale Vorschubgeschwindigkeit bei ca. 6,5 m/min, wenn mit einer Laserleistung von 6 kW geschweißt wird. Diese ideale Vorschubgeschwindigkeit ist jedoch nicht allgemeingültig, sondern muss individuell für den jeweiligen Prozess identifiziert werden.

5.4.2 Einfluss von Wärmestau im Werkstück

Bedingt durch die hohe Wärmeleitfähigkeit von Kupferwerkstoffen hat die Werkstückgeometrie einen nicht zu vernachlässigbaren Einfluss auf den Prozesswirkungsgrad. Wird zum Beispiel nahe am Bauteilrand geschweißt, entsteht ein Wärmestau, welcher eine erhebliche Auswirkung auf das Schmelzbad haben kann. In diesem Abschnitt wird der Prozesswirkungsgrad in Abhängigkeit der Werkstückgeometrie analysiert. Dazu wurde der thermische Wirkungsgrad für unterschiedliche Probenbreiten mithilfe des in Abschnitt 5.3 beschriebenen Simulationsmodells bestimmt. Zudem erfolgte eine experimentelle Untersuchung des Einkoppelgrads mittels des in Abschnitt 4.3 vorgestellten Strahlungsmessbogens und Querschliffen der Schweißnaht. Für die Schweißversuche wurde eine kammartige Probengeometrie gefertigt, indem aus einer 5 mm dicken Kupferplatte mehrere Streben gefräst wurden. Zurück blieben mehrere Stege, deren Breite von 2 mm auf 4 mm in Schritten von 0,5 mm variierte (vgl. Abbildung 5.14). Auf die Stege wurde im Zentrum mit einer Laserleistung von 6,5 kW,

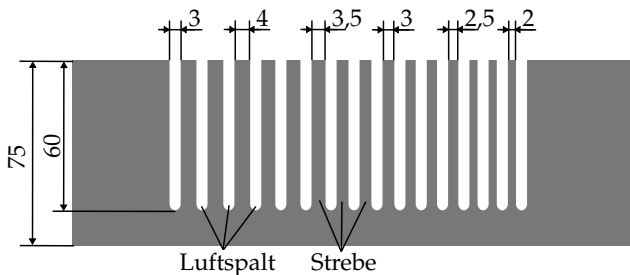


Abbildung 5.14: Draufsicht der Probengeometrie des Werkstücks zur Untersuchung des Einflusses von Wärmestau auf den Prozesswirkungsgrad; Maße in mm

einer Vorschubgeschwindigkeit von 10 m/min, einem Fokusdurchmesser von $d_f = 300 \mu\text{m}$ und einem Anstellwinkel von $\alpha = 30^\circ$ eine Blindschweißnaht geschweißt. Entsprechend den Schweißversuchen wurde für Probengeometrien mit den Abmessungen der Stege das Temperaturfeld mithilfe des Simulationsmodells ermittelt. In Abbildung 5.15 ist die berechnete Schmelzbadgeometrie dem Querschliff der Schweißnaht für unterschiedliche Probenbreiten gegenübergestellt. Bei einer Probenbreite von 2,0 mm lässt sich sowohl im Querschliff als auch im berechneten Temperaturfeld ein durchgängiges Aufschmelzen der Oberseite erkennen. Durch die Oberflächenspannung der Schmelze wurden die Kanten im realen Schweißversuch bei dieser Probe abgerundet. Dies konnte im Simulationsmodell wegen der fest vorgegebenen Geometrie des Werkstücks nicht wiedergegeben werden. Dennoch wird im Simulationsmodell auch die deutlich größere Querschnittsfläche der Schweißnaht bei der kleinsten Stegbreite von 2,0 mm abgebildet. Diese Fläche und somit auch der thermische Wirkungsgrad nehmen mit zunehmender Probenbreiten ab.

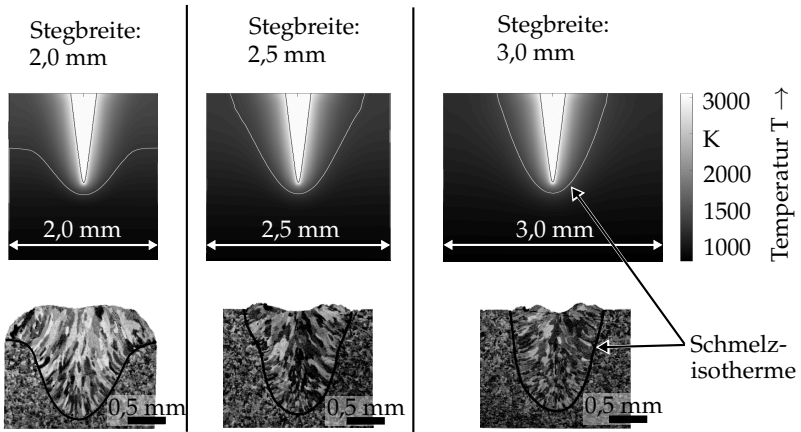


Abbildung 5.15: Berechnete Schmelzbadgeometrien (oben) und Querschliffe der Schweißnaht (unten) für unterschiedliche Probenbreiten; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $P_L = 6,5 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$, $d_f = 300 \mu\text{m}$

Die experimentellen Untersuchungen hinsichtlich des Einkoppelgrads ergaben, dass dieser unabhängig von der Probenbreite ist. Somit übt der Wärmestau in

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

dem untersuchten Parameterraum einen vernachlässigbar geringen Einfluss auf die Tiefe der Dampfkapillare aus, was auch die Querschliffe der Schweißnaht in Abbildung 5.15 bestätigen. Aus diesem Grund kann der Einkoppelgrad nach Gleichung 5.24 zu $\eta_{Abs} = 0,46$ berechnet werden. In Abbildung 5.16 ist der berechnete thermische Wirkungsgrad und der daraus resultierende Prozesswirkungsgrad über die Probenbreite aufgetragen. Für Probenbreiten größer 3 mm entspricht der thermische Wirkungsgrad dem in Abschnitt 5.4.1 ermittelten Wert für Flachmaterial ohne Wärmestau an den seitlichen Rändern. Für kleinere Probenbreiten ist ein deutlicher Anstieg des thermischen Wirkungsgrads und somit auch für den Prozesswirkungsgrad festzustellen. Grundsätzlich konnte anhand der in diesem Abschnitt vorgestellten Untersuchungen eine Erhöhung des Prozesswirkungsgrads durch Wärmestau im Werkstück um 65 % festgestellt werden.

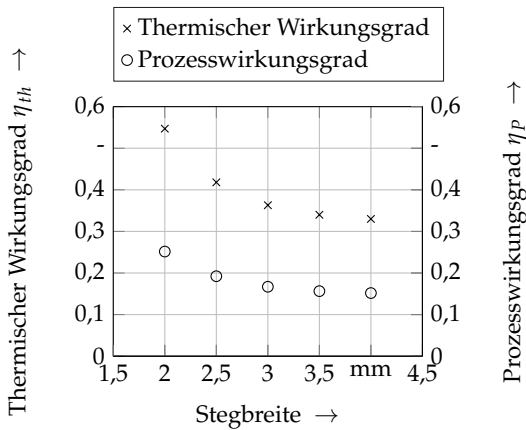


Abbildung 5.16: Thermischer und Prozesswirkungsgrad über die Probenbreite beim Schweißen von Kupfer; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2; $P_L = 6,5 \text{ kW}$, $v_L = 10 \text{ m/min}$, $d_f = 300 \mu\text{m}$

Dieser Abschnitt zeigt also die Notwendigkeit auf, die Bauteilgeometrie der zu verschweißenden Werkstücke in die Beurteilung der Effizienz einzubeziehen. Es ist möglich, durch eine gezielte Auslegung der Werkstückgeometrie an der Fügestelle einen Wärmestau zu verursachen, der in einem größeren Schmelzbad resultiert und somit den Prozesswirkungsgrad steigert.

5.4.3 Einfluss des Fokusbereichs

Wie bereits in den Ausführungen zum Stand der Technik gezeigt wurde, hat der Fokusbereich einen großen Einfluss auf die Prozesseffizienz. Deshalb wird in diesem Abschnitt anhand der in dieser Arbeit vorgestellten Werkzeuge zur Untersuchung des Einkoppelgrads und des thermischen Wirkungsgrads die Effizienz beim Schweißen von Kupferwerkstoffen mit einem Fokusbereich von 200 μm und 300 μm gegenübergestellt. Ein kleinerer Fokusbereich resultiert bei gleicher Laserleistung in einer höheren Intensität, was mit einer größeren Einschweißtiefe einhergeht (vgl. Abbildung 5.17, links). Dadurch steigt das Aspektverhältnis der Dampfkapillare, wodurch auch der Einkoppelgrad zunimmt. Wie rechts in Abbildung 5.17 ersichtlich ist, erhöhte sich in diesen Untersuchungen der Einkoppelgrad um bis zu 50 %.

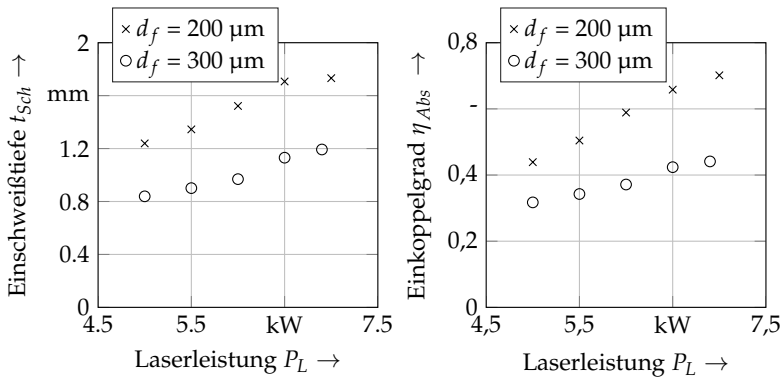


Abbildung 5.17: Einschweißtiefe (links) und Einkoppelgrad (rechts) über die Laserleistung beim Schweißen von Kupfer mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 13 m/min und einem Fokusbereich von 200 μm und 300 μm ; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2

Wie sich die veränderten Abmessungen der Dampfkapillare auf den thermischen Wirkungsgrad auswirken, ist anhand der Simulationsergebnisse in Abbildung 5.18 ersichtlich. Diese Abbildung basiert auf einem Regressionsmodell mit einem Bestimmtheitsmaß von $R^2 = 0,98$, für das mittels des numerischen Prozessmodells bei einer gleichbleibenden Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 13 \text{ m/min}$ der thermische Wirkungsgrad für unterschiedliche Ein-

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

schweißtiefen und Durchmesser der Dampfkapillaröffnung berechnet wurde. Der Durchmesser der Dampfkapillaröffnung entspricht hierbei dem Fokussdurchmesser d_f der Laserstrahlung. Es gilt:

$$\eta_{th} = 0,105 + 0,00015 \cdot d_f + 0,208 \cdot t_{Sch} - 0,047 \cdot t_{Sch}^2 \quad (5.25)$$

In dem untersuchten Parameterraum übt die Einschweißtiefe einen größeren Einfluss auf den thermischen Wirkungsgrad aus als der Durchmesser der Dampfkapillaröffnung. Jedoch sinkt dieser Einfluss der Einschweißtiefe mit größer werdenden Einschweißtiefen. Dies drückt sich in dem Regressionsmodell (Gleichung. 5.25) durch den negativen Koeffizienten des quadratischen Terms aus.

Gleichung 5.25 ermöglicht die Berechnung des thermischen Wirkungsgrads für den in diesem Abschnitt gewählten Vergleich zwischen den Fokussdurchmessern 200 μm und 300 μm . Anhand der Einschweißtiefe aus Abbildung 5.17 und einer Dampfkapillaröffnung, welche dem Strahldurchmesser entspricht, ergeben sich die links in Abbildung 5.19 dargestellten Werte. Das Wissen über den Ein-

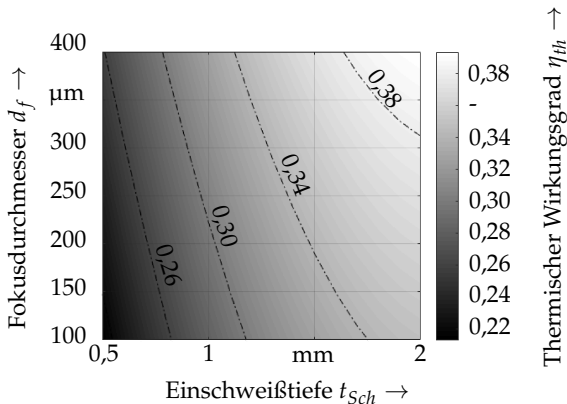


Abbildung 5.18: Anhand des Simulationsmodells berechneter Prozesswirkungsgrad in Abhängigkeit der Einschweißtiefe und des Fokussdurchmessers beim Schweißen von Kupfer mit einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 13 \text{ m/min}$

koppelgrad (vgl. Abbildung 5.17, rechts) und den thermischen Wirkungsgrad (vgl. Abbildung 5.19, links) erlaubt die Berechnung des Prozesswirkungsgrads (vgl. Abbildung 5.19, rechts). Hierbei ergeben sich deutlich höhere Werte für einen Fokusbereich von 200 μm . Dies begründet sich über eine größere Einschweißtiefe, die sowohl mit einem gesteigerten Einkoppelgrad als auch einem besseren thermischen Wirkungsgrad einhergeht.

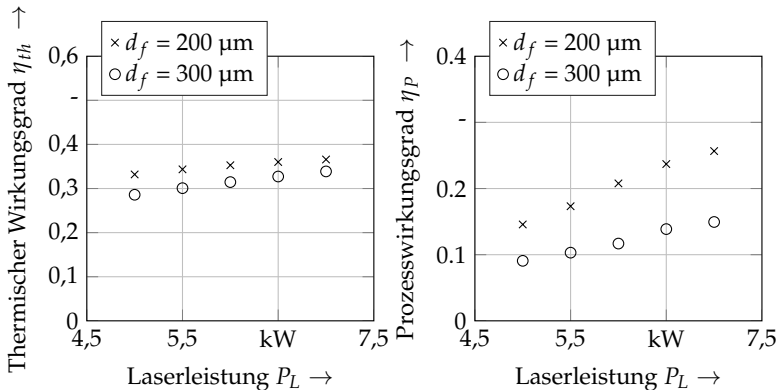


Abbildung 5.19: Thermischer Wirkungsgrad (links) und Prozesswirkungsgrad (rechts) über die Laserleistung beim Schweißen von Kupfer mit einer Vorschubgeschwindigkeit von 13 m/min und einem Fokusbereich von 200 μm bzw. 300 μm ; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2

Zusammenfassend kann in diesem Abschnitt resümiert werden, dass der Einsatz einer hochbrillianten Strahlquelle bzw. eine Schweißoptik mit kleinem Abbildungsverhältnis ein erhebliches Potenzial bietet, um den Prozesswirkungsgrad zu steigern.

5.4.4 Einfluss der Fokusposition

In Abschnitt 5.4.3 wurde gezeigt, dass der Prozesswirkungsgrad mit kleiner werdenden Fokusbereichen steigt. Jedoch gehen kleine Fokusbereiche mit einer kurzen Rayleighlänge einher (vgl. Gleichung 2.6). Folglich vergrößern bereits geringe Abweichungen von der Fokusbereiche den Strahldurchmesser deutlich. In diesem Abschnitt wird der Einfluss der Fokusbereiche beim Schweißen mit

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

einem Strahldurchmesser von $200\ \mu\text{m}$ untersucht. Unter Verwendung der in Kapitel 4.2 beschriebenen Systemtechnik resultierte dies in einer Rayleighlänge von $z_R = 1,6\ \text{mm}$. Bei den Schweißversuchen wurden bei einer gleichbleibenden Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 13\ \text{m/min}$, einer Strahlleistung von $P_L = 6\ \text{kW}$ und einem Einfallswinkel der Laserstrahlung von $\alpha = 30^\circ$ der Einkoppelgrad anhand des Strahlungsmessbogens und die Einschweißtiefe durch Querschliffe der Schweißnaht für differente Fokusslagen ermittelt. In Abbildung 5.20 ist das Ergebnis dieser Untersuchung visualisiert. Eine negative Defokussierung bedeutet, dass der Abstand zwischen der Schweißoptik und dem Werkstück reduziert wurde. Dementsprechend liegt die Fokusslage bei negativen Werten innerhalb des Werkstücks. Grundsätzlich verhält sich der Einkoppelgrad analog zu der Einschweißtiefe, wobei das Maximum bei einer Fokusslage von ca. $-0,5\ \text{mm}$ liegt. Es wird also ein Maximum an Laserstrahlung vom Werkstück absorbiert, wenn die Fokusslage innerhalb des Werkstücks liegt. Dies begründet sich durch die höheren Intensitäten innerhalb der Dampfkapillare, durch welche die Einschweißtiefe und somit auch der Einkoppelgrad zunimmt. Diese Erkenntnis stimmt mit den Untersuchungen von BECK (1996)

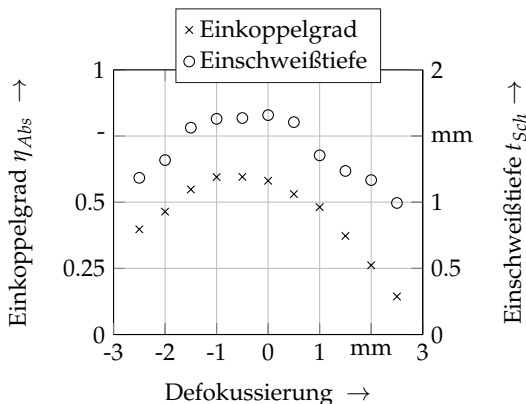


Abbildung 5.20: Einkoppelgrad und Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Defokussierung (Verschiebung der Fokusslage gegenüber der Bauteiloberfläche in Strahlrichtung) beim Schweißen von Kupfer mit einer Leistung von $P_L = 6\ \text{kW}$, einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 13\ \text{m/min}$ und einem Fokussdurchmesser von $200\ \mu\text{m}$; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2

und WEBERPALS (2010) überein. Wird die Fokusposition davon abweichend verschoben, sinkt sowohl der Einkoppelgrad als auch die Einschweißtiefe. Bedingt durch die kleine Rayleighlänge von $z_R = 1,6$ mm wirken sich bereits geringe Abweichungen von der optimalen Fokusslage deutlich auf den Einkoppelgrad aus. Eine Defokussierung um 1 mm reduziert den Einkoppelgrad von 0,59 auf 0,54. Es wird also bei dieser Defokussierung 8,5 % weniger Energie in das Werkstück eingebracht.

Zur Berechnung des thermischen Wirkungsgrads wurde das Regressionsmodell nach Gleichung 5.25 herangezogen. Die Einschweißtiefe war durch die Querschliffe bekannt (vgl. Abbildung 5.20). Der Radius der Dampfkapillare wurde dem Strahlradius der Laserstrahlung auf der Werkstückoberfläche gleichgesetzt und konnte somit nach Gleichung 2.2 berechnet werden. In Abbildung 5.21 ist der simulierte thermische Wirkungsgrad über die Defokussierung dargestellt. Mit diesem konnte in Kombination mit dem Einkoppelgrad (vgl. Abbildung 5.20) auch der Prozesswirkungsgrad berechnet werden, der ebenfalls in Abbildung 5.21 dargestellt ist. Der Einfluss der Defokussierung auf den thermischen Wirkungsgrad ist äußerst gering, da die größer werdende

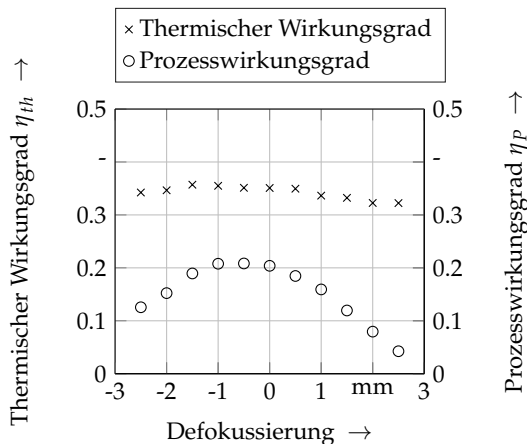


Abbildung 5.21: Thermischer und Prozesswirkungsgrad über die Defokussierung beim Schweißen von Kupfer mit einer Leistung von $P_L = 6$ kW, einer Vorschubgeschwindigkeit von $v_L = 13$ m/min und einem Fokussdurchmesser von $200 \mu\text{m}$; Systemtechnik gemäß Kapitel 4.2

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Dampfkapillaröffnung der geringeren Einschweißtiefe entgegenwirkt. Dementsprechend ist der Verlauf des Prozesswirkungsgrads in erheblichem Maß von dem Verlauf des Einkoppelgrads geprägt.

Anhand der in diesem Abschnitt vorgestellten Untersuchungen kann die Notwendigkeit abgeleitet werden, dass für einen effizienten Schweißprozess eine genaue Justage und Einhaltung der Fokusslage notwendig sind. Dabei zeigt sich besonders die Einhaltung der Fokusslage als Herausforderung, da diese z. B. durch den thermischen Fokussshift verschoben werden kann.

5.5 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde eine Methode zur ganzheitlichen Bewertung der Effizienz beim Laserstrahlschweißen vorgestellt. Hierfür wurde zunächst in Abschnitt 5.2.1 ein Modell zur Berechnung der auftretenden Reflexionen während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses beschrieben. Eine Kalibrierung dieses Modells erfolgte anhand von gemessenen Intensitätswerten, die mit dem in Abschnitt 4.3 beschriebenen Versuchsaufbau aufgenommen wurden. Nach der Kalibrierung ist die Leistung der reflektierten Strahlung bekannt, sodass der Einkoppelgrad berechnet werden kann.

Neben dem Einkoppelgrad ist der thermische Wirkungsgrad von Relevanz. Um diesen zu bestimmen, wurde in Abschnitt 5.3 ein numerisches Prozessmodell vorgestellt, mit welchem das Temperaturfeld im Werkstück für eine vorgegebene Dampfkapillargeometrie berechnet werden kann. Anhand des Temperaturfelds lässt sich auf das aufgeschmolzene Volumen zurück schließen. Zudem wird von dem Simulationsmodell die dem Werkstück zugeführte Energie ausgegeben, sodass der thermische Wirkungsgrad berechnet werden kann. Mit den bekannten Werten für den Einkoppelgrad und den thermischen Wirkungsgrad konnte somit der Prozesswirkungsgrad bestimmt werden.

Mithilfe der Werkzeuge zur Ermittlung des Einkoppelgrads und des thermischen Wirkungsgrads wurde die Effizienz beim Schweißen von Kupferwerkstoffen untersucht. Im Fokus der Untersuchungen standen der Einfluss der Schweißparameter, des Fokussdurchmessers, des Wärmestaus im Werkstück

und der Fokuslage. Anhand dieser Untersuchungen konnten Handlungsempfehlungen abgeleitet werden, die im Folgendem zusammengefasst werden.

Bereits bei der Auswahl der Anlagentechnik und der zu schweißenden Stoßgeometrie sollten folgende Punkte beachtet werden:

- Bei der Wahl der Anlagentechnik gilt es einen möglichst kleinen Fokusbereich anzustreben. Dies kann durch einen kleinen Faserkerndurchmesser in Kombination mit einem geringen Abbildungsverhältnis erreicht werden. Durch einen kleinen Fokusbereich steigt die Intensität an, was zu größeren Einschweißstiefen führt. Diese gehen sowohl mit einem gesteigerten Einkoppelgrad als auch mit einem größeren thermischen Wirkungsgrad einher.
- Die Abmessungen der zu fügenden Bauteile gilt es im Bereich der Fügezone so klein wie möglich zu gestalten. Dadurch entsteht während des Schweißprozesses ein Wärmestau im Werkstück, durch welchen die Schmelzbadgröße der Schweißnaht ansteigt und somit die Prozesseffizienz gesteigert wird.

Stehen die Anlagentechnik und die Stoßgeometrie bereits fest bzw. wurden anhand der zuvor genannten Punkte ausgelegt, so kann auch mit der geeigneten Wahl der Schweißparameter die Effizienz des Prozesses verbessert werden. Hierbei sind folgende Punkte zu beachten:

- Durch die Wahl einer größeren Laserleistung kann die Effizienz gesteigert werden. Höhere Laserleistungen führen zu größeren Einschweißstiefen, was sowohl den thermischen Wirkungsgrad als auch den Einkoppelgrad verbessert.
- Bei der Wahl der Vorschubgeschwindigkeit gilt es ein Optimum zu finden. Zu langsame Geschwindigkeiten lassen den thermischen Wirkungsgrad sinken. Für zu große Schweißgeschwindigkeiten verringert sich die Einschweißtiefe deutlich, sodass sich sowohl der Einkoppelgrad als auch der thermische Wirkungsgrad reduzieren. Die am besten geeignete Geschwindigkeit ist abhängig von dem Fokusbereich und der Laserleistung, weshalb keine allgemeingültige Aussage hierzu getroffen werden kann.

5 Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen

Wurden für die vorhandene Anlagentechnik die geeigneten Schweißparameter identifiziert, muss bei der Prozessjustage, aber auch während der fortlaufenden Schweißprozesse, darauf geachtet werden, dass die Fokusslage leicht (ca. 0,5 mm) innerhalb des Werkstücks liegt. Wie in Abschnitt 5.4.4 beschrieben, führen bereits kleine Abweichungen von der optimalen Fokusslage zu einer reduzierten Einschweißtiefe, was sich negativ auf die Prozesseffizienz auswirkt. Um einer Defokussierung gezielt entgegenwirken bzw. eine schnelle Ermittlung der Fokusslage vernehmen zu können, wird im folgenden Kapitel eine neuartige Methode vorgestellt, mit welcher die Fokusslage in direkten Bezug zum Werkstück bestimmt werden kann.

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

6.1 Allgemeines

In Abschnitt 5.4.4 wurde gezeigt, dass bereits eine geringe Defokussierung beim Laserstrahlschweißen einen nachweisbaren negativen Einfluss auf die Prozesseffizienz hat. Dies legt die Notwendigkeit nahe, bei der Justage des Schweißprozesses die genaue Fokusposition einzustellen. Zudem kann sich durch den Fokusshift die Fokusposition während eines Schweißprozesses ändern. Um dem entgegenzuwirken, muss in regelmäßigen Abständen die Fokusslage kontrolliert und nachgestellt werden. In Abschnitt 3.5 wurden bereits die gängigen Methoden zur Messung der Fokusslage dargelegt, wobei die meisten Verfahren für die Strahlvermessung ausgelegt sind und somit keinen direkten Bezug zum Werkstück ermöglichen. Im vorliegenden Kapitel wird ein neuartiges Verfahren vorgestellt, das eine messtechnische Bestimmung der Fokusslage in direktem Bezug auf die Werkstückoberfläche ermöglicht.

Es wird zunächst die Grundidee des Verfahrens beschrieben, das auf der Messung der Reflexionen von Laserstrahlung bei Beleuchtung einer Oberflächenstruktur beruht. Um die Oberflächenstruktur zu erzeugen, wird das Verfahren der Laserstrukturierung eingesetzt. Neben dem experimentellen Funktionsnachweis dieser neuen Methode wird in diesem Kapitel auch ein Modell vorgestellt, das eine Auslegung der Messkonfiguration, wie z. B. die Identifikation einer geeigneten Position des Detektors, ermöglicht. Dieses Modell basiert auf einer numerischen Berechnung der Abstrahlcharakteristik der Oberflächenstruktur und einer anschließenden analytischen Berechnung der Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung in Abhängigkeit des Fokussdurchmessers. Dieses Verfahren ist Gegenstand einer internationalen Patentanmeldung des Verfassers dieser Arbeit (GANSER & FAGERER 2017) und ist somit bereits veröffentlicht.

6.2 Beschreibung des Verfahrens

Das Verfahren zur Bestimmung der Fokusposition basiert auf einer gezielt veränderten Reflexionscharakteristik der Oberfläche eines sehr glatten und damit hauptsächlich spiegelnd reflektierenden Werkstücks durch eine lokal aufgebrauchte Oberflächenstruktur, durch die die Reflexionscharakteristik der Oberfläche deutlich verändert wird. In Abbildung 6.1 ist oben die Versuchsanordnung inklusive des lokal strukturierten Werkstücks dargestellt. Die Breite der Oberflächenstruktur d_{str} entspricht dabei der des Strahldurchmessers im

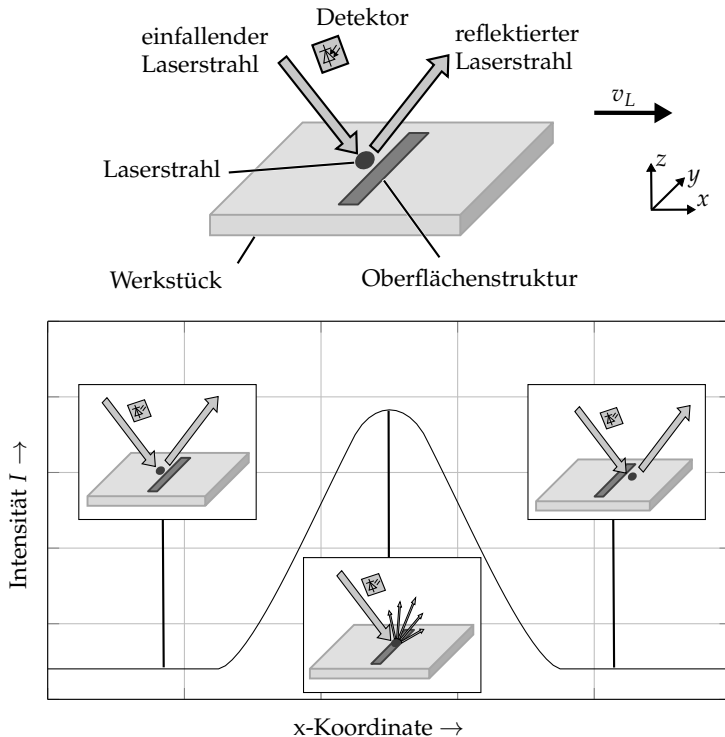


Abbildung 6.1: Oben: Versuchsanordnung zur Bestimmung der Fokusposition; unten: Vom Detektor gemessener Intensitätsverlauf der reflektierten Laserstrahlung während der Überfahrt des Laserstrahls über die Oberflächenstruktur

Fokus. Zunächst wird der unbehandelte Bereich des Werkstücks bestrahlt und der Laserstrahl schließlich über die strukturierte Oberfläche geführt. Während bei der unbehandelten Werkstückoberfläche von einer spiegelnden Reflexion auszugehen ist, wird die Laserstrahlung von der gezielt eingebrachten Oberflächenstruktur diffus reflektiert. Zur Messung der reflektierten Laserstrahlung kann eine Photodiode verwendet werden, die bspw. in den in Abschnitt 4.3 beschriebenen Messmodulen des Strahlungsmessbogens Einsatz findet. Wird dieser Detektor außerhalb der direkten Reflexion positioniert, kann bei der Überfahrt des Laserstrahls über die Struktur ein Intensitätsverlauf ermittelt werden, wie dieser in dem in Abbildung 6.1 befindlichen Diagramm dargestellt ist. Trifft der Laserstrahl auf die unbehandelte Werkstückoberfläche, wird ein Großteil der Laserstrahlung gerichtet reflektiert, so dass am Detektor geringe Intensitäten auftreten. Die gemessene Intensität am Detektor steigt mit dem zunehmenden Anteil der Laserleistung, welche bei der Überfahrt von der Oberflächenstruktur diffus reflektiert wird. Da nach der Oberflächenstruktur das Laserlicht erneut gerichtet reflektiert wird, nimmt die Intensität am Detektor dann letztlich wieder ab. Wird bei der gleichen Versuchsanordnung die Messung des Intensitätsverlaufs am Detektor bei Überfahrt über eine gleichbleibende Oberflächenstruktur mit einem größeren Strahldurchmesser durchgeführt, ändert sich der Signalverlauf (vgl. Abbildung 6.2 rechts).

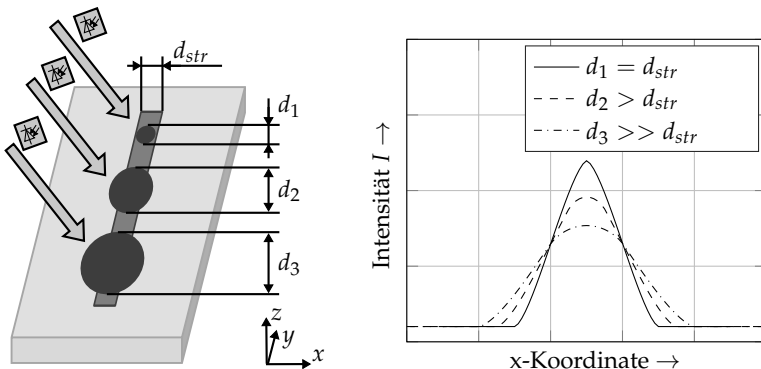


Abbildung 6.2: Abhängigkeit des gemessenen Intensitätsverlaufs am Detektor bei der Überfahrt des Laserstrahls über eine Oberflächenstruktur für unterschiedliche Strahldurchmesser

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Die maximale Intensität am Detektor nimmt beim größeren Strahldurchmesser ab, da durch den größeren Strahldurchmesser nicht die gesamte Leistung der Laserstrahlung diffus von der Oberflächenstruktur reflektiert werden kann, sondern ein Anteil der Laserstrahlung gerichtet von der unbehandelten Werkstückoberfläche reflektiert wird.

Für die Bestimmung der Fokusposition mittels des in diesem Kapitel vorgestellten Verfahrens muss der Intensitätsverlauf für unterschiedliche Abstände zwischen Schweißoptik und dem Probenwerkstück mit der aufgebrachten Oberflächenstruktur aufgenommen werden. Aus jeder Messung wird die maximale Intensität ermittelt. Entspricht der Abstand zwischen Schweißoptik und Werkstück genau dem Fokusabstand, nimmt die maximale Intensität bei dieser Messung den größten Wert im Vergleich zu allen anderen Messungen an.

6.3 Laserstrukturierung

Im Rahmen dieser Arbeit hat sich für die Erzeugung der Oberflächenstruktur, die für die Fokuslagenvermessung notwendig ist, die Laserstrukturierung als geeignet erweisen. Diese erlaubt eine gezielte Veränderung der Topologie des Werkstücks. Als Strahlquelle wurde hierfür das gepulste Faserlasersystem Powerline F20 der Firma Rofin-Sinar Technologies Inc. verwendet, das in Verbindung mit einem Scanner-System ein quadratisches Bearbeitungsfeld mit einer Kantenlänge von 120 mm aufweist. Die technischen Daten des Lasersystems sind in Tabelle 6.1 zusammengefasst.

Tabelle 6.1: Wesentliche technische Daten des Lasersystems Powerline F20 des Herstellers Rofin-Sinar Technologies Inc.

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Wellenlänge der Laserstrahlung	λ	1064	nm
mittlere Leistung der Laserstrahlung	P_L	20	W
Pulsdauer	t_p	100	ns
Repetitionsrate	f_{rep}	20	kHz
Fokusbereich	d_f	50	μm

Um eine gezielte Beeinflussung der Abstrahlcharakteristik in der Einfallsebene der zu vermessenden Laserstrahlung zu ermöglichen, wurden mehrere parallele Linien mithilfe der gepulsten Strahlquelle auf eine Messplatte aufgebracht. Die verwendeten Parameter der Laserstrukturierung sind in Tabelle 6.2 zusammengefasst. Um eine große Reflektivität der Probe zu gewährleisten, wurde der Kupferwerkstoff CW008A gewählt. Somit wird bei der Verwendung einer geringen Laserleistung während der Fokuslagenvermessung ein Aufschmelzen des Werkstoffs verhindert, sodass keine Beschädigung der Struktur erfolgt.

Tabelle 6.2: Parametereinstellungen für die Erzeugung der Oberflächenstruktur

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Pulsenergie	E_P	1,0	mJ
Vorschubgeschwindigkeit des Laserstrahls	v_L	500	mm/s
Strukturbreite	d_{str}	300	μm
Linienanzahl	n_{Li}	5	-
Belichtungen	n_B	7	-

Die resultierende Struktur ist links in Abbildung 6.3 visualisiert. Die Aufnahme wurde mithilfe des 3D-Profilometers VR-3100 der Firma Keyence angefertigt.

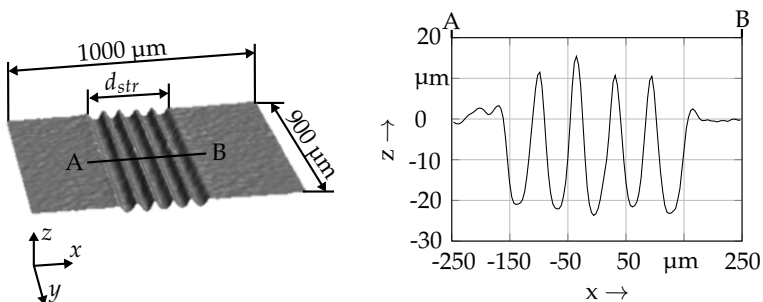


Abbildung 6.3: 3D-Bild der mittels der in Tabelle 6.2 angegebenen Strukturierungsparameter erstellten Oberflächenstruktur (links) und das Profil zwischen den Punkten A und B (rechts)

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Neben der 3D-Visualisierung der Topologie erlaubt die Messung eine Ausgabe eines Profils entlang einer Linie zwischen zwei zu definierenden Punkten A und B. Rechts in Abbildung 6.3 ist ein solches Profil für die erzeugte Strukturierung dargestellt.

6.4 Modellbeschreibung

6.4.1 Grundlegendes

Das in Abschnitt 6.2 beschriebene Verfahren zur Bestimmung der Fokusposition bietet eine Vielzahl an Freiheitsgraden zur Auslegung der Messkonfiguration. Die Messung der Intensität kann an einer beliebigen Position erfolgen, wobei die am besten geeignete Position unbekannt ist und von der Beschaffenheit der Oberflächenstruktur abhängt. Zudem kann je nach Einsatzsituation und -bedingungen dieses Verfahrens die Messposition vorgegeben sein. Wird zum Beispiel die Methode direkt an der Schweißoptik umgesetzt und dementsprechend der Detektor an dieser positioniert, so muss ein signifikantes Messsignal im Bereich der rückreflektierten Strahlung erreicht werden. In diesem Abschnitt wird ein Modell beschrieben, mit dessen Hilfe die Reflexionen bei der Überfahrt des Laserstrahls über die Oberflächenstruktur berechnet werden können. Somit kann die Auslegung der Detektorposition passend zur Oberflächenstruktur erfolgen.

Für die Modellbeschreibung wird zunächst eine Methode zur Berechnung der Strahlpropagation, das sogenannte Raytracing, vorgestellt. Mit diesem Verfahren kann die Abstrahlcharakteristik einer beliebigen Oberfläche ermittelt werden. Diese Charakteristik dient als Grundlage für ein theoretisches Modell zur Berechnung der räumlichen Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung, während der Laserstrahl über die Oberflächenstruktur bewegt wird. Nach einer Validierung des Modells anhand experimenteller Untersuchungen wurde dieses verwendet, um die Messkonfiguration für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur räumlich auszulegen. Abschließend wird die Funktionsfähigkeit des neuen Verfahrens belegt, indem die ermittelte Fokusschicht mit Ergebnissen vom so genannten Fokusschießen verglichen wird.

6.4.2 Berechnung der Strahlpropagation

Zur Berechnung der Strahlpropagation wird, wie oben erwähnt, das Raytracing verwendet. In diesem Verfahren wird ein Strahlenbündel rechnerisch/numerisch in viele Einzelstrahlen aufgeteilt und deren Strahlpropagation nach den Gesetzen der geometrischen Optik (vgl. Abschnitt 2.3.2) berechnet. Im Folgenden soll die Grundidee der Umsetzung dieses Vorgehens, welches in dem Programm *MATLAB* erfolgte, vorgestellt werden. Die Grundidee basiert auf folgenden vier Schritten:

Schritt 1: Oberflächenaufbereitung und Normalenberechnung

Die Oberfläche, für welche die Abstrahlcharakteristik berechnet werden soll, wird in diskreten Werten an den Raytracer übergeben. Sollte die Auflösung zu gering sein, kann diese durch Interpolation vergrößert werden. Hierfür wird die *MATLAB*-Funktion *interp2()* verwendet. Diese ermöglicht eine kubische Interpolation. Anschließend werden die Normalenvektoren der Oberflächenpunkte berechnet. Diese bilden die Grundlage für die spätere Reflexionsberechnung.

Schritt 2: Strahldiskretisierung, Leistungszuweisung und Berechnung des Startpunkts sowie der Startrichtung

Im Zuge der Strahldiskretisierung wird der Laserstrahl in eine endliche Anzahl äquidistanter Strahlsegmente unterteilt. Jedem dieser Strahlsegmente wird eine Leistung zugeteilt, so dass die Summe gleich der Leistung des gesamten Laserstrahls ist. Zusätzlich werden Ausgangspunkt und -richtung der Strahlsegmente über einen Startpunkt und eine Startrichtung in Abhängigkeit des Einfallswinkels der Laserstrahlung α initialisiert.

Schritt 3: Reflexionspunktsuche, Reflexionswinkelbestimmung und Berechnung der Reflexionsleistung

Ausgehend von der Startrichtung erfolgt die erste Reflexionspunktsuche an der Kontur für jedes Strahlsegment nach folgendem Schema:

- 1 Verschiebung des Koordinatenursprungs in den Startpunkt

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

- 2 Rotation der Oberflächenkontur bis zur Kongruenz der Strahlrichtung und der y-Achse des Koordinatensystems
- 3 Ermittlung des ersten Reflexionspunkts über eine Vorzeichenbetrachtung der x-Werte der Kontur
- 4 Bei mehreren Reflexionspunkten (Hinterschnitte): Auswahl des Reflexionspunkts mit der kürzesten Distanz zum Koordinatenursprung

Im Anschluss an die Reflexionspunktsuche wird der Reflexionswinkel über die Oberflächennormale bestimmt und die absorbierte und die reflektierte Leistung mithilfe der Fresnelschen Formeln berechnet. Dieser Schritt wird für jeden Einzelstrahl iterativ wiederholt, bis die reflektierte Leistung des Strahlsegments kleiner als 1 % der Startleistung ist oder sich kein weiterer Reflexionspunkt auf der Oberfläche befindet.

Schritt 4: Leistungsauswertung

Anhand der Leistungsauswertung wird die Abstrahlcharakteristik der Oberfläche identifiziert, indem für jeden Abstrahlwinkel die zugehörigen Leistungsanteile aufsummiert werden. Zusätzlich lässt sich die absorbierte Gesamtleistung P_{Abs} im Werkstück ermitteln.

In Abbildung 6.4 ist links das Raytracing für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur visualisiert. Um die Strahlpropagation sichtbar zu machen, wurden die einzelnen Strahlen in Abhängigkeit ihrer zugewiesenen Intensität unterschiedlich transparent eingezeichnet. Je kleiner die Intensität ist, desto transparenter ist die zugehörige Linie. Als Strahlprofil wurde eine homogene Verteilung angenommen, um das in den experimentellen Untersuchungen verwendete Top-Hat-Profil abzubilden. Die Abstrahlcharakteristik für eine Gaußsche Intensitätsverteilung kann bei Bedarf auch berechnet werden. Die verwendeten Parameter für das Raytracing sind in Tabelle 6.3 zusammengefasst. Um die Abstrahlcharakteristik für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur zu bestimmen, wurden 10 senkrecht zur Struktur und zueinander parallel verlaufende Profile an unterschiedlichen Positionen entnommen. Für jedes Profil wurde ein Raytracing durchgeführt. Rechts in Abbildung 6.4 ist der

Mittelwert der normierten Intensität über den Abstrahlwinkel und die dazugehörige Standardabweichung dargestellt. Für die in dem folgenden Abschnitt vorgestellte Beschreibung der analytischen Berechnung der Intensität der reflektierten Laserstrahlung während der Überfahrt des Laserstrahls über die Oberflächenstruktur wird die Abstrahlcharakteristik durch die Funktion F_{Ray} wiedergegeben. Diese Funktion erlaubt die Berechnung der Intensität der reflektierten Strahlung in Abhängigkeit des Abstrahlwinkels.

Tabelle 6.3: Verwendete Parameter für das in Abbildung 6.4 visualisierte Raytracing

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Brechungsindex Luft	n_L	1	-
Brechungsindex Kupfer ⁶	n_{Cu}	0,3 + i·7	-
Einfallswinkel	α	25	°
Strahlanzahl	n_{Strahl}	3000	-
Breite des Strahlenbündels	b_{Strahl}	300	µm

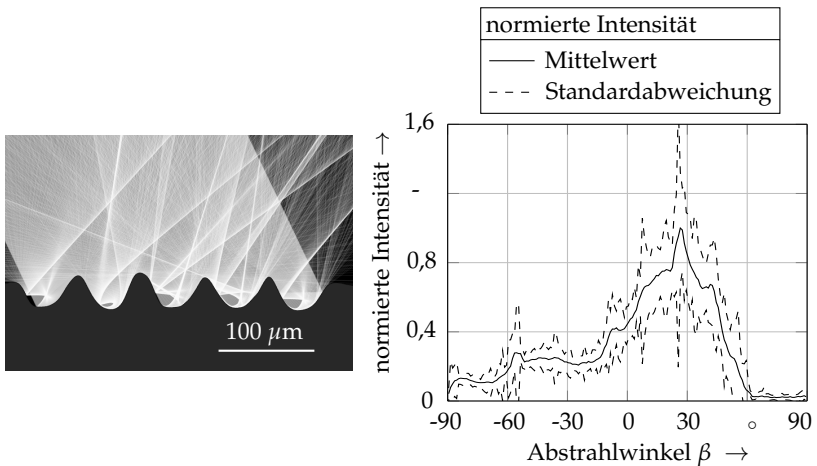


Abbildung 6.4: Visualisierung eines Raytracings an der in Abbildung 6.3 dargestellten Struktur (links) und ermittelte Abstrahlcharakteristik, basierend auf Raytracing an 10 Profilen aus derselben Oberflächenstruktur, die anhand der Parameter aus Tabelle 6.2 erzeugt wurde (rechts)

6.4.3 Modell zur Berechnung der reflektierten Intensitätsverteilung

Das in diesem Abschnitt vorgestellte Modell erlaubt analog zu dem in Abschnitt 5.2.1 erläuterten Modell zur Berechnung der Reflexionen während eines Tiefschweißprozesses die Ermittlung der reflektierten Intensitätsverteilung auf der Hemisphäre oberhalb des Interaktionsbereichs zwischen Laserstrahl und Werkstück. Die Modelle unterscheiden sich dahingehend, dass aufgrund der anisotropen Abstrahlcharakteristik der aufgetragenen Oberflächenstrukturen keine Rotationssymmetrie der diffusen Reflexion vorliegt. Zudem liegen diesem Modell die Eingangsgrößen Laserleistung, Fokusbereich und Strahlposition sowie die Abstrahlcharakteristik der Oberfläche zugrunde und werden dementsprechend nicht durch Messungen kalibriert. Die Grundidee des Modells besteht darin, dass bei der Abstrahlcharakteristik zwischen der Oberflächenstruktur und der ursprünglichen Oberfläche unterschieden wird. Basierend auf der jeweiligen Abstrahlcharakteristik und dem dazugehörigen Leistungsanteil, der von der relativen Position des Laserstrahls zur Oberflächenstruktur und dem Strahlradius abhängt, kann somit die Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung berechnet werden.

Wegen der homogenen Intensitätsverteilung, die aus dem Top-Hat-Profil resultiert, steht das Verhältnis zwischen der auf die Oberflächenstruktur auftreffende Leistung $P_{str,in}$ zu der Gesamtlaserleistung P_L im direkten Zusammenhang mit dem Verhältnis aus dem beleuchteten Flächenanteil der Oberflächenstruktur A_{str} zu der Gesamtfläche der auftreffenden Laserstrahlung A_{ges} :

$$\frac{P_{str,in}}{P_L} = \frac{A_{str}}{A_{ges}} \quad (6.1)$$

Die Fläche der auftreffenden Laserstrahlung nimmt für Einfallswinkel $\alpha \neq 0$ eine elliptische Form an, so dass für die Berechnung des Flächeninhalts der Strahlradius ω und der Einfallswinkel α der auftreffenden Laserstrahlung bekannt sein müssen. Mit dem Wissen über $P_{str,in}$ aus Gleichung 6.1 und dem Reflexionsgrad R_{str} kann somit die Leistung der von der strukturierten Oberfläche reflektierten Laserstrahlung P_{str} berechnet werden:

⁶ Quelle: JOHNSON & CHRISTY 1972

$$P_{str} = R_{str} \cdot \frac{A_{str} \cdot \cos \alpha}{\pi \cdot \omega^2} \cdot P_L \quad (6.2)$$

Da der restliche Leistungsanteil von dem unstrukturierten Bereich reflektiert bzw. absorbiert wird, kann somit auch der von diesem Bereich reflektierte Leistungsanteil P_{unstr} berechnet werden, wobei auch hier der Reflexionsgrad R_{unstr} berücksichtigt wird. Es gilt:

$$P_{unstr} = R_{unstr} \cdot \frac{\pi \cdot \omega^2 - A_{str} \cdot \cos \alpha}{\pi \cdot \omega^2} \cdot P_L \quad (6.3)$$

Die Fläche A_{str} ist abhängig vom Strahlradius ω , vom Einfallswinkel der Laserstrahlung α , von der Strukturbreite d_{str} und von der relativen Position zwischen dem Laserstrahl und dem strukturierten Bereich, die durch die Variable a gegeben ist. In Abbildung 6.5 ist schematisch ein Werkstück mit aufgebrachtener lokaler Oberflächenstruktur visualisiert, wobei zudem alle relevanten Größen zur Berechnung von A_{str} benannt sind.

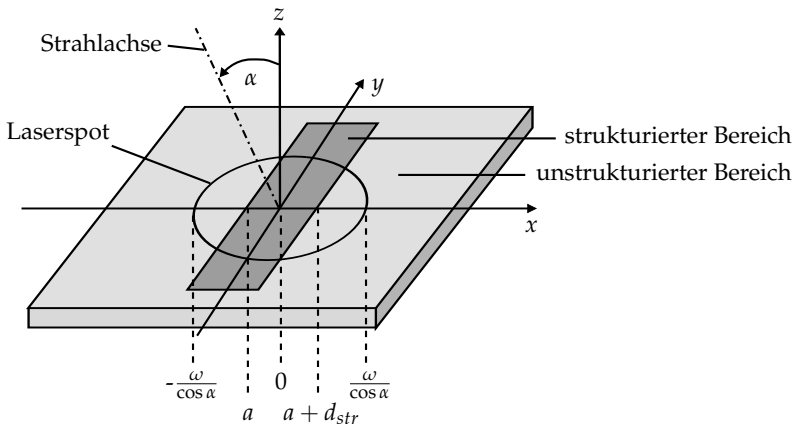


Abbildung 6.5: Schematische Darstellung des Werkstücks mit lokaler Oberflächenstruktur; der Laserstrahl mit dem Radius ω befindet sich im Ursprung des Koordinatensystems; die Position der Struktur mit der Breite d_{str} ist durch die Variable a definiert

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Für die Berechnung von A_{str} müssen folgende fünf Fälle berücksichtigt werden:

Fall 1: Der Laserspot liegt komplett außerhalb des strukturierten Bereichs.

Fall 2: Der Laserspot liegt komplett innerhalb des strukturierten Bereichs.

Fall 3: Der Laserspot schneidet nur den linken Rand des strukturierten Bereichs.

Fall 4: Der Laserspot schneidet beide Ränder des strukturierten Bereichs.

Fall 5: Der Laserspot schneidet nur den rechten Rand des strukturierten Bereichs.

Mathematisch lassen sich diese genannten fünf Fälle gemäß Gleichung 6.4 ausdrücken:

$$A_{str} = \begin{cases} 0 & \text{für } a > \frac{\omega}{\cos \alpha} \vee (a + d_{str}) < -\frac{\omega}{\cos \alpha} \\ \frac{\pi \cdot \omega^2}{\cos \alpha} & \text{für } a > -\frac{\omega}{\cos \alpha} \wedge (a + d_{str}) < \frac{\omega}{\cos \alpha} \\ \int_a^\omega \sqrt{(\omega^2 - (x \cdot \cos \alpha)^2)} dx & \text{für } a < \frac{\omega}{\cos \alpha} \wedge (a + d_{str}) > \frac{\omega}{\cos \alpha} \\ \int_a^{a+d_{str}} \sqrt{(\omega^2 - (x \cdot \cos \alpha)^2)} dx & \text{für } a > -\frac{\omega}{\cos \alpha} \wedge (a + d_{str}) < \frac{\omega}{\cos \alpha} \\ \int_{-\omega}^{a+d_{str}} \sqrt{(\omega^2 - (x \cdot \cos \alpha)^2)} dx & \text{für } a < -\frac{\omega}{\cos \alpha} \wedge (a + d_{str}) > -\frac{\omega}{\cos \alpha} \end{cases} \quad (6.4)$$

Neben den Leistungsanteilung P_{str} und P_{unstr} und der Abstrahlcharakteristik in der xz -Ebene ist auch die Abstrahlcharakteristik in der yz -Ebene notwendig, um die Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre berechnen zu können. Beruhend auf den Untersuchungen von BERGSTRÖM ET AL. (2007a) wird innerhalb der yz -Ebene eine normalverteilte Abstrahlcharakteristik angenommen. Da Mehrfachreflexionen innerhalb der yz -Ebene wegen geringen Rauheiten in dieser Ebene nicht gegeben sind, sind die Abstrahlcharakteristiken der xz - und yz -Ebene voneinander unabhängig.

Die Hemisphäre mit einem Abstand R vom Zentrum des Laserspots auf der Werkstückoberfläche, auf welcher die Intensitätsberechnung stattfinden soll,

wird in diskrete Flächenabschnitte A_i aufgeteilt, wobei für jeden Abschnitt die zugehörige Leistung ermittelt wird. Somit ergibt sich über den bekannten Flächeninhalt die Intensität. Im Zentrum jedes Flächenabschnitts, der durch den Index i definiert ist, befindet sich der Punkt P_i , dessen Position über die Kugelkoordinaten θ_i und φ_i gegeben ist (vgl. Abbildung 6.6, links). Da die Abstrahlcharakteristiken der Oberflächenstruktur in die xz -Ebene und die yz -Ebene aufgeteilt sind, muss auch jeder Punkt in diesen Ebenen betrachtet werden. Hierzu wird jedem Punkt P_i der zugehörige Drehwinkel um die x -Achse η_i und um die y -Achse ζ_i zugewiesen (vgl. Abbildung 6.6, rechts). Nach Gleichung 5.3 werden die Kugelkoordinaten in kartesische Koordinaten umgewandelt und mit deren Hilfe die Drehwinkel berechnet:

$$\zeta_i = \arctan\left(\frac{x_i}{z_i}\right) \quad \eta_i = \arctan\left(\frac{y_i}{z_i}\right) \quad (6.5)$$

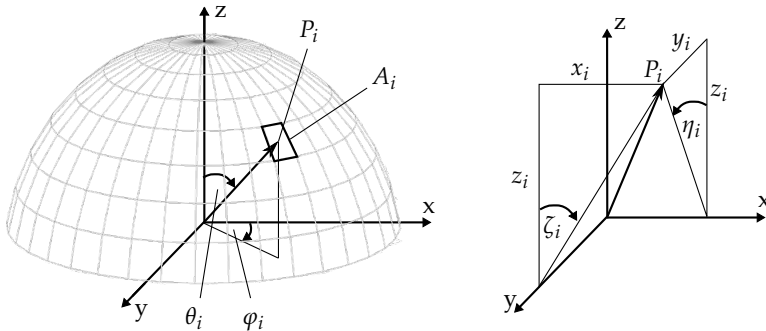


Abbildung 6.6: Aufteilung der Hemisphäre in einzelne Abschnitte (links) und Veranschaulichung der Drehwinkel ζ_i und η_i zur Definition eines Punktes P_i mit vorgegebenem Abstand zum Koordinatenursprung (rechts)

Die Reflexionen an der Oberflächenstruktur werden getrennt von den Reflexionen an der unbehandelten Oberfläche berechnet. Anschließend werden beide Reflexionsanteile durch lineare Superposition addiert. Grundsätzlich wird die räumliche Ausdehnung des Laserspots auf dem Werkstück vernachlässigt, sodass die reflektierte Laserstrahlung nur anhand der Abstrahlcharakteristik berechnet werden kann. Diese Annahme ist gültig, sofern der Radius R der

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Hemisphäre deutlich größer ist als der Strahlradius ω auf dem Werkstück. Im Folgenden wird die Berechnung der Intensitätsverteilung der Reflexionen an der Oberflächenstruktur und an der unstrukturierten Oberfläche beschrieben, die anschließend über lineare Superposition kombiniert werden.

Reflexionen der strukturierten Oberfläche

Die Reflexionscharakteristik der Oberflächenstruktur in der xz -Ebene ergibt sich aus dem Ergebnis des Raytracings und kann durch die normierte Funktion $F_{Ray}(\zeta_i)$ wiedergegeben werden. Innerhalb der yz -Ebene wird eine normalverteilte Abstrahlcharakteristik angenommen, die durch die Varianz σ_y definiert ist. Da sich die Abstrahlcharakteristiken der xz - und yz -Ebene nicht gegenseitig beeinflussen, ergibt sich durch die Multiplikation beider Abstrahlcharakteristiken die Abstrahlcharakteristik für die gesamte Hemisphäre Λ_{str} :

$$\Lambda_{str i} = F_{Ray}(\zeta_i) \cdot \exp\left(\frac{-\eta_i^2}{2 \cdot \sigma_y^2}\right) \quad (6.6)$$

In Abbildung 6.7 ist die normierte Abstrahlcharakteristik Λ_{str} für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur visualisiert, wobei für die Varianz σ_y ein Wert von 15° angenommen wurde.

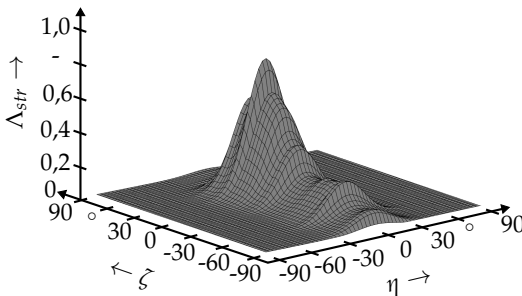


Abbildung 6.7: Abstrahlcharakteristik Λ_{str} nach Gleichung 6.6 für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur und eine Varianz von $\sigma_y = 15^\circ$

Zur Berechnung der absoluten Intensität auf der Hemisphäre ist das Wissen über die maximale Intensität I_{max} notwendig. Diese ergibt sich über die von der Oberflächenstruktur reflektierte Leistung P_{str} und die Summe über alle mit der Abstrahlcharakteristik gewichteten Flächenabschnitte:

$$I_{max} = \frac{P_{str}}{\sum_k (\Lambda_{str,k} \cdot A_k)} \quad (6.7)$$

Somit kann für jeden Flächenabschnitt die Intensität $I_{str,i}$ nach Gleichung 6.8 ermittelt werden:

$$I_{str,i} = I_{max} \cdot \Lambda_{str,i} \quad (6.8)$$

Reflexionen der unstrukturierten Oberfläche

Die Abstrahlcharakteristik der unstrukturierten Oberfläche ist sowohl für die xz-Ebene als auch für die yz-Ebene den Untersuchungen von BERGSTRÖM ET AL. (2007a) zufolge normalverteilt und wird über die Varianz σ_{unstr} definiert. In der xz-Ebene muss zudem der Einfallswinkel der Laserstrahlung α berücksichtigt werden:

$$\Lambda_{unstr,i} = \exp\left(\frac{(\zeta_i - \alpha)^2 + \eta_i^2}{2 \cdot \sigma_{unstr}^2}\right) \quad (6.9)$$

Analog den Gleichungen 6.7 und 6.8 wird die Intensität $I_{unstr,i}$ für jeden Flächenabschnitt nach Gleichung 6.10 berechnet:

$$I_{unstr,i} = \frac{P_{unstr}}{\sum_k (\Lambda_{unstr,k} \cdot A_k)} \cdot \Lambda_{unstr,i} \quad (6.10)$$

Lineare Superposition

Durch lineare Superposition der Gleichungen 6.8 und 6.10 kann die resultierende Gesamtintensität I_{ges} für jeden Flächenabschnitt ermittelt werden:

$$I_{ges,i} = I_{str,i} + I_{unstr,i} \quad (6.11)$$

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Anhand der Gleichungen 6.2 bis 6.11 kann somit die reflektierte Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre für diskrete Vorschubschritte bei der Überfahrt eines Laserspots über eine lokale Oberflächenstruktur berechnet werden.

6.4.4 Modellvalidierung

Mithilfe von Messungen mit dem in Abschnitt 4.3 vorgestellten Strahlungsmessbogen soll in diesem Abschnitt das theoretische Modell validiert werden. Hierzu wurde der gleiche Versuchsaufbau gewählt, der bereits zur Effizienzbewertung eines Tiefschweißprozesses verwendet wurde (vgl. Abbildung 4.3, S. 55). Die Messplatte mit der aufgebracht Oberflächenstruktur (vgl. Abbildung 6.3, S. 105) wurde hierzu auf einer Linearachse montiert, wobei die Linien der Struktur senkrecht zur Vorschubgeschwindigkeit ausgerichtet waren. Der Strahlungsmessbogen wurde so positioniert, dass die Reflexionen innerhalb der Einfallsebene der Laserstrahlung gemessen wurden. Um eine Beschädigung des Strahlungsmessbogens durch direkte Bestrahlung zu vermeiden, mussten bei diesen Versuchen zwei Module ausgebaut werden. In Tabelle 6.4 sind die verwendeten Prozessparameter und die Strahleigenschaften der zu vermessenden Laserstrahlung zusammengefasst. Die geringe Laserleistung von 200 W verhindert ein Aufschmelzen der Oberfläche der Messplatte, die aus dem Kupferwerkstoff CW008A gefertigt wurde.

Tabelle 6.4: Prozessparameter zur Fokuslagenvermessung und Strahleigenschaften der zu vermessenden Laserstrahlung

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Leistung der Laserstrahlung	P_L	200	W
Vorschubgeschwindigkeit	v_L	10	m/min
Einfallswinkel der Laserstrahlung	α	25	°
Abstand der Messpunkte zur Prozesszone	R	13,5	cm
Fokusedurchmesser	d_f	300	µm
Rayleighlänge	r_z	3,7	mm

Der Einsatz eines Industrieroboters ermöglichte eine flexible Positionierung der Schweißoptik. Auf diese Weise konnte der Fokusabstand in Schritten von 2 mm geändert werden und jeweils die Änderung der reflektierten Laserstrahlung mithilfe des Strahlungsmessbogens gemessen werden. Dabei wurde die strukturierte Messplatte mithilfe der Linearachse durch den Strahlengang bewegt. Diese Messung wurde für 20 Messpositionen durchgeführt, sodass der Abstand zwischen Schweißoptik und der Messplatte insgesamt um 38 mm geändert wurde. Bei der Wahl der Startposition wurde darauf geachtet, dass innerhalb der 38 mm die ideale Fokusslage liegt. Links in Abbildung 6.8 ist ein beispielhafter Intensitätsverlauf einer Messung außerhalb der direkten Reflexion visualisiert. Es ist ein deutliches Maximum zu erkennen, das durch die Beleuchtung der Oberflächenstruktur und die daraus resultierende gestreute Reflexion erzeugt wird. Der maximale Intensitätswert unterscheidet sich in allen Messungen und ist abhängig von dem resultierenden Strahlradius auf dem Werkstück. Rechts in Abbildung 6.8 ist die ermittelte maximale Intensität für alle Messungen aufgetragen. Damit anhand dieser Datenpunkte die genaue Fokusposition f_{fok} ermittelt werden kann, wurde ein Regressionsmodell mit den freien Variablen f_{fok} , A , B und C nach Gleichung 6.12 erstellt:

$$I_{max} = A \cdot \exp\left(\frac{-0,5 \cdot (\Delta f - f_{fok})}{B}\right) + C \quad (6.12)$$

Der Parameter f_{fok} gibt die genaue Fokusposition relativ zur Startposition wieder. Die Strahlqualität findet sich in dem Parameter B , wobei große Werte für eine gute Strahlqualität mit geringem Divergenzwinkel stehen. Anhand der Parameter A und C kann die maximale Intensität $I_{max,fok}$ für die Reflexion in der Fokusslage bestimmt werden:

$$I_{max,fok} = A + C \quad (6.13)$$

Zur Validierung des im vorigen Abschnitt vorgestellten Modells wurde für alle gemessenen Abstrahlwinkel das Regressionsmodell nach Gleichung 6.12 berechnet und nach Gleichung 6.13 die maximale Intensität an der jeweiligen Messposition in der Fokusslage bestimmt. Die ermittelten Werte sind in

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

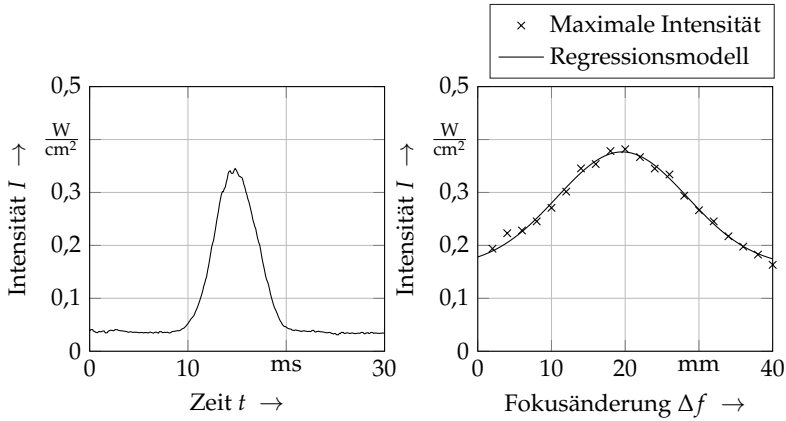


Abbildung 6.8: Gemessener Intensitätsverlauf (links) innerhalb der Einfallsebene unter einem Winkel von -5° zur Oberflächennormale bei einer Fokusänderung von 16 mm ab Startposition und die jeweilige maximale Intensität über die Fokusänderung inkl. Regressionsmodell nach Gleichung 6.12 mit $A = 0,22 \frac{W}{cm^2}$; $B = 6,25 \text{ mm}$; $C = 0,16 \frac{W}{cm^2}$; $f_{fok} = 19,3 \text{ mm}$ (rechts) (Prozessparameter: vgl. Tabelle 6.4)

Abbildung 6.9 den anhand des theoretischen Modells berechneten Werten gegenübergestellt, welche basierend auf der in Abbildung 6.4 dargestellten Abstrahlcharakteristik berechnet wurden. Die hierfür verwendeten Parameter sind in Tabelle 6.5 zusammengefasst. Für den unstrukturierten Bereich wurde der Reflexionskoeffizient R_{unstr} anhand der Fresnelschen Formeln ermittelt. Die Abstrahlcharakteristik σ_{unstr} entspricht dem Divergenzwinkel der verwendeten Laserstrahlung. Für die Abstrahlcharakteristik des strukturierten Bereichs σ_{str} wurde ein Wert von 15° angenommen. Diese Annahme beruht auf den in BERGSTRÖM ET AL. (2007b) vorgestellten Untersuchungen hinsichtlich der Abstrahlcharakteristik von Kupferwerkstoffen. Der Reflexionskoeffizient des strukturierten Bereichs ergibt sich aus dem Raytracing und hat den doppelten Wert des unstrukturierten Bereichs. Dies begründet sich über die Mehrfachreflexion der Laserstrahlung an der Oberflächenstruktur, woran der Strahl im Mittel zweimal reflektiert wird.

Die Gegenüberstellung der experimentellen und der berechneten Intensitätswerte in Abbildung 6.9 zeigt, dass der räumliche Intensitätsverlauf anhand der

6.5 Modellbasierte Auslegung eines geeigneten Messbereichs

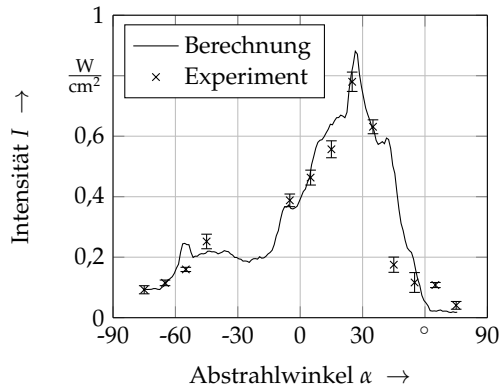


Abbildung 6.9: Vergleich zwischen der berechneten und der gemessenen Intensitätsverteilung innerhalb der Einfallsebene der Laserstrahlung bei Beleuchtung der in Abbildung 6.3, S. 105 visualisierten Oberflächenstruktur in der Fokusslage mit einer Laserleistung von $P_L = 200$ W; die Fehlerbalken entsprechen der Summe der 95%-Konfidenzintervalle der Parameter A und C aus der Regression nach Gleichung 6.12

Berechnung in der Größenordnung gut wiedergegeben wird, jedoch teilweise deutliche Abweichungen auftreten. Bei der berechneten Intensitätsverteilung muss dabei berücksichtigt werden, dass diese auf der mittels Raytracing ermittelten Abstrahlcharakteristik beruht, die innerhalb der in Abbildung 6.4 dargestellten Standardabweichung vom Mittelwert abweichen kann. Somit können sich auch Änderungen in der berechneten Intensitätsverteilung ergeben, wodurch sich die Abweichung zwischen dem Experiment und der Berechnung erklären lässt.

6.5 Modellbasierte Auslegung eines geeigneten Messbereichs

Anhand des in Abschnitt 6.4.3 vorgestellten Modells wird in diesem Abschnitt für die in Abbildung 6.3 visualisierte Struktur die Auswahl eines geeigneten Bereichs für die Positionierung des Detektors zur Fokusslagenvermessung beschrieben. Dieser Bereich ist an folgende Bedingungen geknüpft:

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Tabelle 6.5: Verwendete Parameter zur Berechnung der von der in Abbildung 6.4 visualisierten Oberflächenstruktur reflektierten Laserstrahlung

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
Leistung der Laserstrahlung	P_L	200	W
Position	a	0	m
Abstand der Messpunkte zur Prozesszone	R	13,5	cm
Strahldurchmesser	d_f	300	μm
Abstrahlcharakteristik strukturierter Bereich	σ_y	15	$^\circ$
Abstrahlcharakteristik unstrukturierter Bereich	σ_{unstr}	2	$^\circ$
Reflexionskoeffizient strukturierter Bereich	R_{str}	0,1	-
Reflexionskoeffizient unstrukturierter Bereich	R_{unstr}	0,05	-

Bedingung 1: Eine möglichst hohe Intensität stellt eine ausreichende Beleuchtung der Photodiode sicher. Die minimale Intensität am betrachteten Messpunkt in der Fokuslage muss dementsprechend größer als der Schwellwert $I_{Schwell}$ sein.

Bedingung 2: Die prozentuale Änderung der Intensität am betrachteten Messpunkt während der Überfahrt über die Oberflächenstruktur muss größer als der Schwellwert $p_{Schwell}$ sein.

Bedingung 3: Im Umfeld des betrachteten Messpunkts müssen die Bedingungen 1 und 2 erfüllt sein, damit das Messsystem robust gegenüber Änderungen in der Messanordnung, z. B. durch geringe Abweichungen im Einstrahlwinkel der Laserstrahlung oder eine Verkipfung der Messplatte, ist. Das Umfeld wird dabei durch einen Kreis mit dem Radius $r_{Schwell}$ definiert, wobei der betrachtete Messpunkt im Zentrum liegt.

Bei der Wahl der Schwellwerte $I_{Schwell}$, $p_{Schwell}$ und $r_{Schwell}$ muss in Abhängigkeit der verwendeten Messtechnik und der erzeugten Oberflächenstruktur ein geeigneter Kompromiss gefunden werden. Hier gilt es zunächst die Werte so zu wählen, dass für einen großen Messbereich alle Bedingungen erfüllt sind. Anschließend können die Werte sukzessive angepasst werden, so dass sich der Messbereich verkleinert und der am besten geeignete Bereich zurückbleibt. Zur

6.5 Modellbasierte Auslegung eines geeigneten Messbereichs

Ermittlung des geeigneten Bereichs für die vorliegende Messtechnik wird die Intensitätsverteilung der Reflexionen an der Struktur für zwei unterschiedliche Strahldurchmesser betrachtet. Der Strahldurchmesser $d_f = 300 \mu\text{m}$ entspricht nach den in Tabelle 6.4 beschriebenen Strahleigenschaften dem Fokaldurchmesser in der Fokallage. Eine Defokussierung um $2,2 \text{ mm}$ resultiert in einen Strahldurchmesser von $d_f = 350 \mu\text{m}$ auf dem Werkstück. Die berechnete Intensitätsverteilung für beide genannten Strahldurchmesser ist in Abbildung 6.10 dargestellt. Entspricht der Strahldurchmesser der Breite der Struktur oder ist er kleiner als diese, wird die gesamte Laserleistung gestreut reflektiert. Wird der Strahldurchmesser größer, wird auch ein Anteil der Laserstrahlung direkt von der polierten Kuperoberfläche spiegelnd reflektiert. Für die Berechnungen wurde hierbei für den Parameter σ_{unstr} ein Wert von 2° angenommen, was dem Divergenzwinkel der verwendeten Laserstrahlung entspricht. Wegen dieses kleinen Winkels hat die direkte Reflexion eine geringe räumliche Ausbreitung, was zu einer großen maximalen Intensität führt (vgl. Abbildung 6.10, rechts).

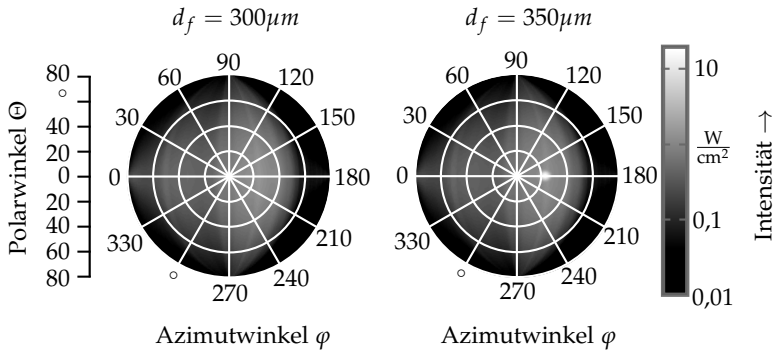


Abbildung 6.10: Intensitätsverteilung der Reflexionen an einer $300 \mu\text{m}$ breiten Struktur mit einer Abstrahlcharakteristik nach Abbildung 6.6 für einen Strahldurchmesser von $d_f = 300 \mu\text{m}$ (links) und $d_f = 350 \mu\text{m}$ (rechts); verwendete Parameter: $P_L = 200 \text{ W}$, $a = 0 \text{ m}$, $\alpha = 25^\circ$

Anhand der berechneten Intensitätsverteilungen aus Abbildung 6.10 können bereits die am besten geeigneten Bereiche auf der Hemisphäre identifiziert werden, welche der Bedingung 1 gerecht werden. Für die verwendete Oberflächenstruktur wird hierbei der Schwellwert zu $I_{Schwell} = 0,5 \frac{\text{W}}{\text{cm}^2}$ gesetzt. Diese

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

Intensität kann unter Berücksichtigung der Abstrahlcharakteristik der Oberflächenstruktur mit der Messtechnik deutlich erfasst werden. Im Hinblick auf die Bedingung 2 ist in Abbildung 6.11 die positive und die negative prozentuale Änderung der Intensität visualisiert, welche sich aus einer Änderung des Strahldurchmessers von $d_f = 350 \mu\text{m}$ auf $d_f = 300 \mu\text{m}$ ergibt. Hierbei wurde zwischen einer Vergrößerung und einer Verringerung der Intensität unterschieden, da diese sich in den absoluten Werten deutlich unterscheiden. Als Referenz dient die Intensitätsverteilung für den Strahldurchmesser $d_f = 350 \mu\text{m}$, in dem eine spiegelnde Reflexion mit einer hohen Intensität vorhanden ist. Da im fokussierten Fall keine spiegelnde Reflexion auftritt, ändert sich die Intensität deutlich an dieser Position. Dies führt zu einer Änderung von fast 1070 % (vgl. Abbildung 6.11, rechts). Die prozentuale Änderung außerhalb des spiegelnden Bereichs ist gleichbleibend bei einem Wert von 6 % (vgl. Abbildung 6.11, links). Lediglich im Übergangsbereich zwischen der direkten und der gestreuten Re-

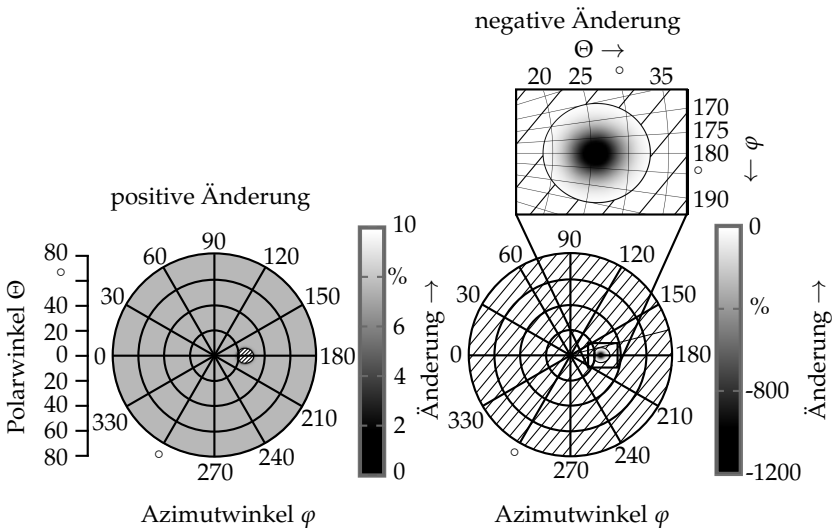


Abbildung 6.11: Positive (links) und negative (rechts) prozentuale Änderung der reflektierten Laserstrahlung bei einer Vergrößerung des Strahldurchmessers von $d_f = 300 \mu\text{m}$ auf $d_f = 350 \mu\text{m}$ unter Beleuchtung einer $300 \mu\text{m}$ breiten Struktur mit einer Abstrahlcharakteristik nach Abbildung 6.6; verwendete Parameter: $P_L = 200 \text{ W}$, $a = 0 \text{ m}$, $\alpha = 25^\circ$

flexion ist ein schmaler Bereich vorhanden, in dem keine Intensitätsänderung während der Messung der Fokusslage auftritt. Um als geeignete Messposition auch den Bereich außerhalb der direkten Reflexion zu erlauben, wurde in der vorliegenden Auslegung der Schwellwert $p_{Schwell} = 5\%$ gesetzt. Dieser Wert erlaubt zudem eine Ermittlung eines Maximalwerts bei den verwendeten Messmitteln.

Zur Auslegung eines geeigneten Messbereichs, der auch Bedingung 3 erfüllt, gilt es einen Wert für den Radius des Toleranzbereichs $r_{Schwell}$ zu definieren. Ausgehend von der Annahme, dass eine Abweichung im Einfallswinkel von 2° bzw. ein Verkippen der Messplatte um 1° zugelassen werden soll und trotzdem noch eine Messung innerhalb des Toleranzbereichs erfolgt, bei welcher die Bedingungen 1 und 2 erfüllt sind, ergibt sich bei einem Messabstand von 13,5 cm ein Wert von $r_{Schwell} = 1$ cm. In Tabelle 6.6 sind die Grenzwerte für die auszulegende Messkonfiguration zusammengefasst.

Tabelle 6.6: Grenzwerte zur Auslegung eines geeigneten Messbereichs für die in Abbildung 6.3 visualisierte Oberflächenstruktur

Bezeichnung	Symbol	Wert	Einheit
minimale Intensität	$I_{Schwell}$	0,5	$\frac{W}{cm^2}$
minimale Änderung der Intensität	$p_{Schwell}$	5	%
maximaler Radius des Toleranzbereichs	$r_{Schwell}$	1	cm

In Tabelle 6.6 sind die Werte angegeben, welche für die Berechnung der in Abbildung 6.12 visualisierten Messbereiche verwendet wurden. In diesen Bereichen funktioniert die in diesem Abschnitt vorgestellte Fokuslagenvermessung robust und die Bedingungen 1 bis 3 sind erfüllt. Alle Bereiche befinden sich innerhalb oder im nahen Umfeld der direkten Reflexion, da in diesen Bereichen die größten Intensitäten auftreten.

6.6 Validierung der Messmethode

Im vorigen Abschnitt wurden für die in Abbildung 6.3 dargestellte Oberflächenstruktur Messbereiche ermittelt, welche bei einem Einfallswinkel der Laserstrahlung von $\alpha = 25^\circ$ für die Vermessung der Fokusslage geeignet sind.

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

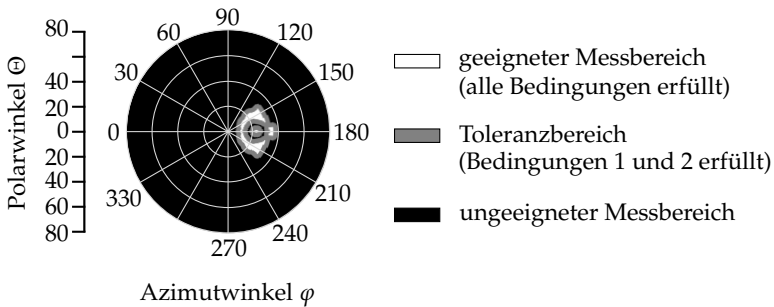


Abbildung 6.12: Geeignete Messbereiche für die in Abbildung 6.3 visualisierte Oberflächenstruktur bei einem Einfallswinkel der zu vermessenden Laserstrahlung von $\alpha = 25^\circ$ und die in Tabelle 6.6 definierten Schwellwerte

Aus diesem Messbereich wurde für die Validierung der Messmethode eine Messposition gewählt, an welcher der Sensor für die Messung der Reflexionen zur Bestimmung der Fokuslage angeordnet wurde. Diese Position lag bei einem Polarwinkel von $\Theta = 5^\circ$ und einem Azimutwinkel von $\varphi = 180^\circ$. Zum Abgleich wurde die Fokuslage durch Beschussversuche ermittelt. Hierzu wurde ein Stahlblech wiederholt mit einer Leistung von 300 W für eine Dauer von 200 ms beleuchtet. Nach jeder Beleuchtung wurde die Fokuslage analog zu den Reflexionsmessungen in Schritten von 2 mm geändert und zudem das Stahlblech neu positioniert, sodass keine Position zweifach beleuchtet wurde. Als Startposition wurde die gleiche Position verwendet, welche bereits für die Fokuslagenvermessung durch die Messung der Reflexionen verwendet wurde. In Abbildung 6.13 ist die ermittelte maximale Intensität aus den Reflexionsmessungen in Abhängigkeit der Fokusänderung dargestellt. Zudem sind die Brennflecke aus den Beschussversuchen mit demselben Abstand zwischen Werkstück und Optik abgebildet. Die eingezeichnete Fokuslage ergibt sich aus dem Regressionsmodell nach Gleichung 6.12. Der zu dieser Position nächstgelegene Brennfleck aus den Beschussversuchen lässt auch auf die gleiche Fokuslage schließen, da dieser im Vergleich zu den benachbarten Brennflecken einen minimalen Durchmesser hat. Die Beschussversuche bestätigen somit die anhand der Reflexionen ermittelte Fokuslage.

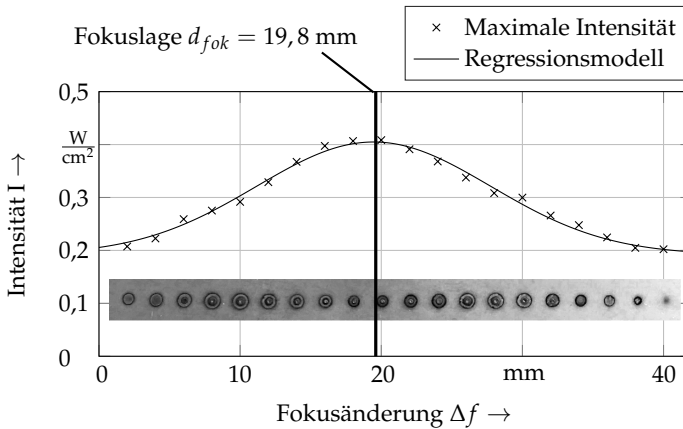


Abbildung 6.13: Vergleich der durch die Messung der Reflexionen ermittelten Fokusslage mit Beschussversuchen eines Stahlblechs mit einer Leistung von 300 W und einer Belichtungszeit von 200 ms; die Fokusslage liegt bei dem Maximum des Regressionsmodells bzw. bei dem kleinsten Brennfleck, welcher von größeren Brennflecken eingeschlossen ist.

6.7 Zusammenfassung

In diesem Kapitel wurde ein neuartiges Verfahren zur Ermittlung der Fokusposition eines Laserstrahls vorgestellt. Die vollautomatisierbare Methode beruht auf der Messung der reflektierten Laserstrahlung eines Werkstücks mit einer lokal aufgetragenen Oberflächenstruktur, deren Abmessung dem Fokussdurchmesser entspricht. Die Grundidee liegt in der gezielten lokalen Änderung der Reflexionscharakteristik des Werkstücks. In Abhängigkeit der Fokuslage und somit des Strahldurchmessers wird die Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung beeinflusst. Dementsprechend kann durch die Messung der reflektierten Laserstrahlung an einem Messpunkt für unterschiedliche Fokusabstände die Fokuslage ermittelt werden.

Eine Möglichkeit zur Herstellung einer geeigneten Struktur ist die Lasermaterialbearbeitung. Es wurde die detaillierte Untersuchung einer Oberflächenstruktur, die mittels einer gepulsten Strahlquelle auf ein Kupferwerkstück aufgebracht wurde, durchgeführt. Das methodische Vorgehen zur Untersu-

6 Methode zur automatischen Bestimmung der Fokusposition

chung lässt sich auch auf andere Oberflächenstrukturen anwenden. Dabei wird zunächst mittels eines Raytracing-Verfahrens die Abstrahlcharakteristik der Oberfläche in einer Ebene ermittelt. Es wurde ein Modell vorgestellt, welches die Berechnung der Intensitätsverteilung auf der Hemisphäre in Abhängigkeit der Abstrahlcharakteristik der Oberfläche, der Strahlposition, der Strahlleistung und des Fokussdurchmessers erlaubt. Anhand dieses Modells konnten geeignete Bereiche zur Positionierung des Sensors für die betrachtete Oberflächenstruktur identifiziert werden. Es wurde gezeigt, dass besonders die Bereiche um die direkte Reflexion gut geeignet sind, da hier hohe Intensitäten vorliegen. Abschließend konnte die Methode validiert werden, indem die Fokusposition anhand des vorgestellten Verfahrens ermittelt und dem Ergebnis des klassischen Fokusschießens gegenübergestellt wurde.

7 Technologische und wirtschaftliche Bewertung

7.1 Allgemeines

Für einen Einsatz des in Kapitel 6 vorgestellten Messverfahrens zur Fokusalagenmittlung in der industriellen Produktion muss dieses den technologischen und wirtschaftlichen Vergleich mit bereits etablierten Messverfahren bestehen und sie darin übertreffen. In Abschnitt 3.5 wurden alternative etablierte Verfahren sowohl zur Strahlvermessung als auch zur Ermittlung der Fokusalage vorgestellt. In dem folgenden Abschnitt 7.2 wird eine technologische Gegenüberstellung der drei Verfahren Reflexionsmessung, Fokusschießen und der Strahlvermessung vorgenommen, wobei die Messgenauigkeit, der Zeitdauer pro Messung und die Automatisierbarkeit genauer betrachtet werden. Anschließend wird in Abschnitt 7.3 anhand einer Beispielrechnung die Wirtschaftlichkeit dieses Verfahrens für ein Anwendungsbeispiel nachgewiesen.

7.2 Technologische Bewertung

Die Fokusalagenmittlung durch die Messung der Reflexionen weist gegenüber konventionellen Verfahren, wie z. B. dem Fokusschießen oder der Vermessung der Strahlkaustik, einige Vorteile auf. In diesem Abschnitt erfolgt eine Gegenüberstellung der genannten Verfahren, wobei im Speziellen die Messgenauigkeit, der Zeitbedarf und die Automatisierbarkeit betrachtet werden. Als Grundlage hierfür dienen die in Abschnitt 6.6 vorgestellten Ergebnisse zur Validierung der Fokusalagenmittlung durch die Messung der Reflexionen und die in Abbildung 4.1, S. 52 dargestellte Strahlvermessung. Alle Untersuchungen wurden mit der gleichen Kombination aus Strahlquelle und Festoptik durchgeführt, wie sie in Abschnitt 4.2 beschrieben wurde. In Tabelle 7.1 ist die Gegenüberstellung dokumentiert.

7 Technologische und wirtschaftliche Bewertung

Tabelle 7.1: Gegenüberstellung des technologischen Potenzials der Fokuslagenermittlung durch das Fokusschießen, einer Strahlvermessung und der Reflexionsmessung

	Fokus- schießen	Strahl- vermessung	Reflexions- messung
Genauigkeit	$\pm 0,5$ mm	$\pm 0,1$ mm	$\pm 0,1$ mm
Zeitbedarf	60 s	30 s	20 s
Automatisierbarkeit	nein	ja	ja

Messgenauigkeit

In Abbildung 6.13 auf S. 125 ist das Ergebnis des Fokusschießens visualisiert, wobei nach jedem Schweißpunkt der Abstand zwischen Optik und Werkstück um 2 mm geändert wurde. Bei diesem Verfahren muss der Anwender den kleinsten Schweißpunkt identifizieren. Nachdem sich ausgehend von der Fokusslage sowohl für positive als auch für negative Defokussierung die Änderung der Durchmesser der Schweißpunkte das gleich Verhalten aufzeigt, kann zudem diese Symmetrie erfasst werden. Beim Fokusschießen wird bei der verwendeten Anlagentechnik die Genauigkeit auf $\pm 0,5$ mm abgeschätzt, wobei die Bewertung der Schweißpunkte von dem Anwender abhängt und somit dieser einen großen Einfluss auf die Genauigkeit dieses Verfahren hat. Die Genauigkeit der Strahlvermessung und der Reflexionsmessung liegen jeweils bei 0,1 mm. Dieser Wert begründet sich bei der Reflexionsmessung über die Genauigkeit der Regression (siehe Abschnitt 6.6).

Zeitbedarf

Die experimentellen Versuche beim Fokusschießen und bei der Reflexionsmessung benötigen den gleichen zeitlichen Aufwand, da der Industrieroboter jeweils denselben Bewegungsablauf durchführen muss. Jedoch erfolgt bei der Reflexionsmessung die Auswertung vollautomatisch unter einem vernachlässigbaren Zeitaufwand. Beim Fokusschießen findet eine Interpretation der Schweißpunkte durch den Anwender statt, wofür mit einem Zeitaufwand von ca. 40 s gerechnet werden muss. Für die Strahlvermessung mit dem Focusmonitor der Firma PRIMES GmbH müssen mindestens 15 Ebenen gemessen werden,

wobei für eine Messebene ein Zeitaufwand von 2 s benötigt wird. Somit ergibt sich dabei ein gesamter Zeitaufwand von 30 s.

Automatisierbarkeit

Das Fokusschießen ist ein nicht automatisierbares Verfahren, da die Schweißpunkte durch den Anwender bewertet werden müssen. Wird die Strahlvermessung mit dem Messgerät Focusmonitor der Firma PRIMES GmbH durchgeführt, ist nach dem aktuellen Stand eine Person zur Bedienung der Software notwendig, was jedoch automatisiert werden könnte. Bei der Reflexionsmessung erfolgt die Auswertung vollautomatisch.

Technologisch kann das in dieser Arbeit vorgestellte Verfahren zur Messung der Fokusposition mit den bisherigen Verfahren mithalten bzw. geht sogar mit Vorteilen gegenüber diesen einher. Besonders die Möglichkeit, dieses Verfahren vollautomatisch mit einem geringen Zeitaufwand zu verwenden, macht es für einen industriellen Einsatz interessant.

7.3 Wirtschaftliche Bewertung

Nach der Erläuterung des technologischen Potenzials der Fokuslagenermittlung durch die Messung der Reflexionen soll in diesem Abschnitt eine wirtschaftliche Bewertung anhand einer Beispielrechnung durchgeführt werden. Als Anwendungsbeispiel wird hierfür das Schweißen der Zuganker in der Batteriefertigung eines großen Industrieunternehmens herangezogen. Dieser Prozess findet dort in einem Laserbearbeitungszentrum statt, das mit einem Drehtisch ausgestattet ist. Dies ermöglicht einen Werkstückwechsel durch die Bedienperson, während gleichzeitig ein weiteres Werkstück geschweißt wird. Bei diesem spritzerbelasteten Prozess ist eine regelmäßige Kontrolle des Schutzglases der Schweißoptik notwendig. Verunreinigungen führen nach HESS (2012, S. 58) zu einem Fokusshift bzw. einer Verschlechterung der Strahlqualität. Deswegen erfolgt bisher in regelmäßigen Abständen eine Kontrolle in Form einer Sichtprüfung des Schutzglases durch die Bedienperson. Um diese zeitaufwendige Prüfung zu vermeiden, kann alternativ das vorgestellte Verfahren zur

Vermessung der Fokusslage als Kontrolle eingesetzt werden. Somit kann sichergestellt werden, dass die Fokusslage innerhalb eines definierten Bereichs bleibt und dementsprechend der Fügeprozess dauerhaft fehlerfrei abläuft. Es wird somit primär die Fokusslage bestimmt, wodurch indirekt Rückschlüsse auf die Sauberkeit des Schutzglases gezogen werden können.

Die Beispielrechnung, in welcher die Fügekosten pro Fügeverbindung berechnet werden, stellt die zwei Szenarien *Sichtkontrolle* und *Fokuslagenvermessung* einander gegenüber. Grundsätzlich wird in beiden Szenarien von der gleichen Anlagentechnik ausgegangen, wobei für den Fall der Fokuslagenvermessung eine zusätzliche Hardware für die Reflexionsmessung angeschafft werden muss. In Abhängigkeit von der Anzahl der Schweißungen pro Kontrolle kann der Einsatz des neuen Verfahrens trotz der höheren Anschaffungskosten einen wirtschaftlichen Vorteil gewährleisten, da die Messung mit einer angenommenen Zeitdauer von 5 Sekunden schneller als die Sichtkontrolle durchgeführt werden kann, für welche ein Zeitbedarf von 25 Sekunden angesetzt wird. Die zugrunde liegenden Daten der Wirtschaftlichkeitsbewertung sind Anhang A.4 zu entnehmen. Anhand der Daten wurden die Fügekosten pro Bauteil in Abhängigkeit der Anzahl der gefügten Bauteile bzw. Fügeverbindungen pro Kontrolle berechnet. Dabei wurde von einer Vollkostenrechnung ausgegangen. Es werden also die Abschreibung der Anlagentechnik und Kosten für das Bedienpersonal in den Fügekosten berücksichtigt, so dass sich der Zeitbedarf für die Sichtkontrolle auf die Fügekosten auswirkt. Wie in Abbildung 7.1 ersichtlich, sinken mit einer steigenden Anzahl von Fügeverbindungen zwischen den einzelnen Vorgängen der Strahlvermessung bzw. Sichtkontrolle des Schutzglases für beide Ansätze die Kosten. Es ergibt sich ein Break-even bei einer Anzahl von 60 Fügeverbindungen. Ist eine Kontrolle öfters notwendig, dann ist der Einsatz der automatisierten Fokuslagenermittlung wirtschaftlicher. Erfolgt eine Vermessung der Fokusslage in größeren Abständen, dann ist die Sichtkontrolle des Schutzglases rechnerisch günstiger.

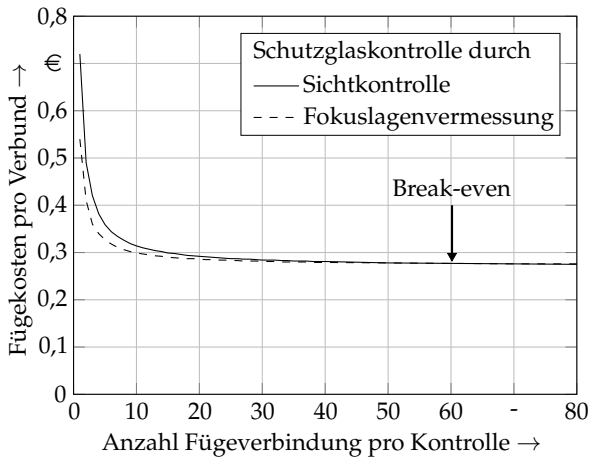


Abbildung 7.1: Gegenüberstellung der Fügekosten pro Verbund in Abhängigkeit der Anzahl der Fügeverbindungen pro Sichtkontrolle des Schutzglases bzw. durch die Fokuslagenvermessung; Break-even bei 60 Fügeverbindungen pro Kontrolle

8 Zusammenfassung und Ausblick

8.1 Zusammenfassung

In der Produktionstechnik werden vermehrt ressourceneffiziente Technologien gefordert. Da sich das Laserstrahlschweißen wegen der bekannten Vorteile wie der hohen Prozessgeschwindigkeit und des geringen Wärmeeintrags in das Werkstück bereits etabliert hat, bedarf es deshalb für dieses Fügeverfahren eines tieferen Verständnisses hinsichtlich der Energieeinbringung der Laserstrahlung und der Wärmeverteilung im Werkstück zur Bewertung der Prozesseffizienz. Aus diesem Grund verfolgte die vorliegende Arbeit das Ziel, ein vertieftes Prozessverständnis über den Energiehaushalt im Werkstück während eines Laserstrahl-Schweißprozesses aufzubauen, um Prozessstrategien für einen effizienten Prozess daraus abzuleiten. Zudem ist die Beschreibung und simulationstechnische Auslegung der Messkonfiguration eines neuartigen Verfahrens zur Fokuslagenermittlung ein weiterer Bestandteil dieser Arbeit.

Für die Effizienzbewertung eines Laserstrahl-Schweißprozesses muss einerseits der Absorptionsgrad, d. h. der Anteil der Gesamtenergie der Laserstrahlung, der im Werkstück absorbiert wird, betrachtet werden. Andererseits ist der thermische Wirkungsgrad von großer Bedeutung. Dieser gibt den Anteil der im Werkstück absorbierten Energie, der zum Aufschmelzen des Werkstoffes genutzt wird, wieder.

Zur messtechnischen Erfassung der absorbierten Energie im Werkstück diente ein Versuchsaufbau, mit welchem die vom Werkstück reflektierte Laserstrahlung während des Prozesses ermittelt werden konnte. Dieser Aufbau erlaubte die Messung in einer Ebene, welche senkrecht zur Werkstückoberfläche stand. Um die Intensitätsverteilung auf der gesamten Hemisphäre oberhalb der Prozesszone zu erhalten, wurde ein analytisches Reflexionsmodell vorgestellt, das anhand einer Messung kalibriert wurde. Somit konnte die Leistung der

8 Zusammenfassung und Ausblick

reflektierten Laserstrahlung ermittelt werden, wodurch über die absorbierte Laserstrahlung der Absorptionsgrad bestimmt werden konnte.

Der Einsatz eines numerischen Prozessmodells erlaubte die Berechnung der Schmelzbadgröße. Das beschriebene Modell basiert auf einer fest vorgegebenen Dampfkapillare, für welche unter Berücksichtigung der Wärmeleitung im Werkstoff und der Schmelzbadströmungen das Temperaturfeld im Werkstück berechnet wird. Anhand des Wissens über die Schmelzbadgröße und der über die Dampfkapillare zugeführten Energie konnte somit der thermische Wirkungsgrad ermittelt werden.

Mithilfe der Werkzeuge zur Bestimmung des Einkoppelgrads und des thermischen Wirkungsgrads wurde eine ganzheitliche Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen durchgeführt. Hierzu wurde der Einfluss der Prozessparameter Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit untersucht. Auch wurde der Einfluss eines Wärmestaus im Werkstück und eines variierenden Fokusbereichs betrachtet. Zudem konnte der negative Einfluss eines defokussierten Laserstrahls auf den Prozesswirkungsgrad verdeutlicht werden. Aus den Untersuchungen konnten Prozessstrategien und Handlungsempfehlungen abgeleitet werden, welche zur Effizienzsteigerung während des Fügeprozesses beachtet werden sollten.

Um den negativen Einfluss eines defokussierten Laserstrahls zu vermeiden, gilt es die ideale Fokuslage einzustellen und auch während des Prozesses zu halten. In dieser Arbeit wurde eine messtechnische Möglichkeit vorgestellt, mit deren Hilfe die Fokuslage im direkten Bezug auf das Werkstück ermittelt werden kann. Hierzu wird gezielt die Abstrahlcharakteristik einer Oberfläche mittels einer lokal aufgebrachteten Oberflächenstruktur geändert. Entspricht die Breite der Struktur dem Strahldurchmesser in der Fokuslage, kann durch Messung der reflektierten Laserstrahlung an einem Messpunkt auf der Hemisphäre während der Beleuchtung der Struktur für unterschiedliche Fokuslagen auf die Fokusposition zurückgeschlossen werden.

Eine simulative Auslegung der Messkonfiguration kann den industriellen Einsatz dieser Messmethode erleichtern. Hierzu wurde ein Vorgehen vorgestellt, durch das die Abstrahlcharakteristik der Oberflächenstruktur bestimmt werden kann. Basierend auf dieser Charakteristik kann mithilfe eines analytischen

Modells die Intensitätsverteilung der reflektierten Laserstrahlung während der Beleuchtung der Oberflächenstruktur ermittelt werden. Dieses Modell ermöglicht die Identifikation von geeigneten Messpositionen der reflektierten Laserstrahlung in Abhängigkeit der verwendeten Oberflächenstruktur und die Untersuchung von unterschiedlichen Strukturen auf deren Eignung für dieses Verfahren.

Die abschließende technologische und wirtschaftliche Bewertung der neuartigen Methode zur Vermessung der Fokusposition offenbarte das Potenzial für den industriellen Einsatz. In einem technologischen Vergleich kann unter den Aspekten Genauigkeit, Zeitbedarf und Automatisierbarkeit die neue Messmethode mit den konventionellen Methoden gleiche bzw. bessere Ergebnisse liefern. Anhand eines Anwendungsbeispiels konnte zudem die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens unter bestimmten Bedingungen nachgewiesen werden.

8.2 Ausblick

In der vorliegenden Arbeit werden Handlungsempfehlungen und Prozessstrategien dargelegt, mit denen ein effizienter Laserstrahlschweißprozess von Kupferwerkstoffen mit infraroter Laserstrahlung erreicht werden kann. Im Hinblick auf den geringen Absorptionsgrad dieser Laserstrahlung bei Kupferwerkstoffen verspricht der Einsatz von grüner Laserstrahlung einen robusteren und effizienteren Prozess, da grüne Laserstrahlung deutlich stärker von Kupfer absorbiert wird (HAUBOLD ET AL. 2018). Weiterführende Untersuchungen sollten sich dementsprechend mit der Effizienzbewertung beim Kupferschweißen mit grüner Laserstrahlung beschäftigen. Eine weitere Möglichkeit der Prozessführung ist das Laserstrahlschweißen mit Strahloszillationen (SOMMER ET AL. 2017). Bei diesem Verfahren kann die Querschnittsfläche der Schweißnaht über die Oszillationsamplitude variiert werden. Ein weiterer Untersuchungsgegenstand sollte die Erweiterung des numerischen Ansatzes zur Berechnung der Schmelzbadgröße unter der Berücksichtigung von Strahloszillationen sein. Hierbei kann an die Arbeit von SCHWEIER (2015) angeknüpft werden, in der zwei Möglichkeiten zur Temperaturfeldsimulation bei einem Laserstrahlschweißprozess mit Strahloszillationen dargelegt werden.

Zur Erweiterung des in dieser Arbeit vorgestellten neuartigen Verfahrens zur Fokuslagenvermessung gibt es mehrere Ansatzpunkte. So sollte zum Beispiel in Betracht gezogen werden, die in das Lichtleitkabel rückreflektierte Laserstrahlung auszulesen und für dieses Verfahren zu qualifizieren. Dadurch würde der Einsatz eines zusätzlichen Messmoduls entfallen. Hierfür gilt es eine geeignete Oberflächenstruktur zu identifizieren, bei welcher die Intensitäten der Rückreflexion ausreichend stark sind. Zudem sollten weitere Möglichkeiten zur Erzeugung der Oberflächenstruktur untersucht werden. Neben einem gepulsten Laserstrahl bietet sich beispielsweise auch ein fokussierter Ionenstrahl an, mit dessen Hilfe Strukturen im Nanometerbereich erzeugt werden können (REYNTJENS & PUERS 2001). Somit lassen sich weitgehend beliebige Oberflächenstrukturen realisieren. Eine ausreichende Reflektivität der Oberfläche kann z. B. durch ein anschließendes Aufbringen einer hochreflektiven Schicht erfolgen. Hier bietet sich zum Beispiel das thermische Bedampfen an, bei welchem eine dünne Metallschicht auf ein Substrat mit der Oberflächenstruktur aufgebracht werden kann. Neben den weiterführenden Forschungsaktivitäten kann eine industrielle Umsetzung der im Rahmen dieser Arbeit vorgestellten Methode zur Vermessung der Fokusposition erfolgen.

Literatur

ABELE & REINHART 2011

ABELE, E.; REINHART, G.: Zukunft der Produktion. Herausforderungen, Forschungsfelder, Chancen. München: Carl Hanser Fachbuchverlag 2011. ISBN: 978-3-446-42595-8.

ALT 2002

ALT, W.: Nichtlineare Optimierung. Eine Einführung in Theorie, Verfahren und Anwendungen. vieweg studium Aufbaukurs Mathematik. Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag 2002. ISBN: 978-3-322-84904-5.

ARENS ET AL. 2015

ARENS, T.; HETTLICH, F.; KARPFINGER, C.; KOCKELKORN, U.; LICHTENEGGER, K.; STACHEL, H.: Mathematik. 3. Auflage. Berlin & Heidelberg: Springer Spektrum 2015. ISBN: 978-3-642-44919-2.

BACHMANN 2014

BACHMANN, M.: Numerische Modellierung einer elektromagnetischen Schmelzbadkontrolle beim Laserstrahlschweißen von nicht-ferromagnetischen Werkstoffen. Dissertation. Technische Universität Berlin (2014). Berlin: Bundesanstalt für Materialforschung und -prüfung (BAM). ISBN: 978-3-9815944-9-2. (BAM-Dissertationsreihe).

BAEHR & STEPHAN 2010

BAEHR, H. D.; STEPHAN, K.: Wärme- und Stoffübertragung. Mit zahlreichen Tabellen sowie 62 Beispielen und 94 Aufgaben. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2010. ISBN: 978-3-642-05500-3.

Literatur

BECK 1996

BECK, M.: Modellierung des Lasertiefschweißens. Dissertation. Universität Stuttgart (1996). Stuttgart: Teubner. ISBN: 3-519-06218-6. (Forschungsberichte des IFSW).

BELITZKI 2017

BELITZKI, A.: Rechnergestützte Minimierung des Verzugs laserstrahlgeschweißter Bauteile. Dissertation. Technische Universität München (2017). Utz. ISBN: 978-3-8316-4254-0. (Forschungsberichte *iwb*).

BERGSTRÖM ET AL. 2007a

BERGSTRÖM, D.; POWELL, J.; KAPLAN, A. F. H.: A ray-tracing analysis of the absorption of light by smooth and rough metal surfaces. *Journal of Applied Physics* 101 (2007) 11, S. 113504. ISSN: 0021-8979.

BERGSTRÖM ET AL. 2007b

BERGSTRÖM, D.; POWELL, J.; KAPLAN, A. F. H.: The absorptance of nonferrous alloys to Nd:YLF and Nd:YAG laser light at room temperature. *Applied Optics* 46 (2007) 8, S. 1290. ISSN: 0003-6935.

BERGSTRÖM ET AL. 2007c

BERGSTRÖM, D.; POWELL, J.; KAPLAN, A.: The absorptance of steels to Nd:YLF and Nd:YAG laser light at room temperature. *Applied Surface Science* 253 (2007) 11, S. 5017–5028. ISSN: 0169-4332.

BLIEDTNER ET AL. 2013

BLIEDTNER, J.; MÜLLER, H.; BARZ, A.: *Lasermaterialbearbeitung. Grundlagen - Verfahren - Anwendungen - Beispiele*. München: Hanser 2013. ISBN: 978-3-446-42168-4.

BONNANS ET AL. 2006

BONNANS, J. F.; GILBERT, J. C.; LEMARÉCHAL, C.; SAGASTIZÁBAL, C. A.: *Numerical Optimization. Theoretical and Practical Aspects*. Berlin, Heidelberg: Springer 2006. ISBN: 3-540-35445-X.

BRANDES & BROOK 1998

BRANDES, E. A.; BROOK, G. B.: Smithells metals reference book. Oxford: Butterworth-Heinemann 1998. ISBN: 978-0750636247.

BRAUNREUTHER 2014

BRAUNREUTHER, S. R. J.: Untersuchungen zur Lasersicherheit für Materialbearbeitungsanwendungen mit brillanten Laserstrahlquellen. Dissertation. Technische Universität München (2014). München: Utz. ISBN: 978-3-8316-4348-6. (Forschungsberichte *iwb*).

BREITSCHWERDT 2001

BREITSCHWERDT, S.: Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen. Dissertation. Universität Stuttgart (2001). Stuttgart: Utz. ISBN: 3-8316-0032-5. (Forschungsberichte des IFSW).

CHANG 2000

CHANG, C.-L.: Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik. Dissertation. Universität Stuttgart (2000). Stuttgart: Utz. ISBN: 3-89675-825-X. (Forschungsberichte des IFSW).

COURTOIS ET AL. 2014

COURTOIS, M.; CARIN, M.; LE MASSON, P.; GAIED, S.; BALABANE, M.: A complete model of keyhole and melt pool dynamics to analyze instabilities and collapse during laser welding. *Journal of Laser Applications* 26 (2014) 4, S. 042001. ISSN: 1042-346X.

DAUSINGER 1995a

DAUSINGER, F.: Laser-Materialbearbeitung: kostengünstiger durch Steigerung des Einkoppelgrads. *Laser und Optoelektronik* 2 (1995) 27, S. 54–63.

DAUSINGER 1995b

DAUSINGER, F.: Strahlwerkzeug Laser: Energiekopplung und Prozesseffektivität. Habilitation. Universität Stuttgart (1995). Stuttgart: Teubner. ISBN: 3-519-06217-8. (Forschungsberichte des IFSW).

Literatur

DEL BELLO ET AL. 1991

DEL BELLO, U.; RIVELA, C.; CANTELLO, M.; PENASA, M.: Energy balance in high-power CO₂ laser welding. In: Industrial and Scientific Uses of High-Power Lasers. International Society for Optics & Photonics 1991, S. 104–117.

DEMRÖDER 2009

DEMRÖDER, W.: Experimentalphysik 2 Elektrizität und Optik. Berlin & Heidelberg: Springer Spektrum 2009. ISBN: 978-3-540-68210-3.

DEUTSCHES KUPFERINSTITUT E. V. 2000

DEUTSCHES KUPFERINSTITUT E. V.: Kupfer in der Elektrotechnik - Kabel und Leitungen. Düsseldorf: Breuerdruck 2000.

DRECHSLER & KIRMES 2016

DRECHSLER, K.; KIRMES, S.: VDI ZRE Publikationen: Kurzanalyse Nr. 16: Ressourceneffizienz der Fügeverfahren. Paderborn: Bonifatius GmbH 2016.

H. J. EICHLER & J. EICHLER 2015

EICHLER, H. J.; EICHLER, J.: Laser. Bauformen, Strahlführung, Anwendungen. Berlin & Heidelberg: Springer Vieweg 2015. ISBN: 978-3-642-41437-4.

ENGLER ET AL. 2011

ENGLER, S.; RAMSAYER, R.; POPRAWA, R.: Process Studies on Laser Welding of Copper with Brilliant Green and Infrared Lasers. Physics Procedia 12 (2011) o. Nr., S. 339–346. ISSN: 1875-3892.

FABBRO ET AL. 1990

FABBRO, R.; BERMEJO, D.; ORZA, J. M.; SABATIER, L.; LEPRINCE, L.; GRANIER, V.: Absorption measurements in continuous high-power CO₂ laser processing of materials. In: Proceedings of SPIE. (1. März 1990). The Hague 1990, S. 461–467.

FUERSCHBACH 1996

FUERSCHBACH, P.: Measurement and Prediction of Energy Transfer Efficiency in Laser Beam Welding. Welding Journal 75 (1996) 1, S. 24–34.

FUHRICH 2005

FUHRICH, T.: Marangoni-Effekt beim Laserstrahl-tiefschweißen von Stahl. Dissertation. Universität Stuttgart (2005). Stuttgart: Utz. ISBN: 3-8316-0493-2. (Forschungsberichte des IFSW).

FUNK 1994

FUNK, M.: Absorption von CO₂-Laserstrahlung beim Laserstrahlschweißen von Grobblech. Dissertation. Technische Hochschule Aachen (1994). Aachen: Shaker. ISBN: 3-8265-0390-2. (Berichte aus dem Maschinenbau).

GANSER & FAGERER 2017

GANSER, A.; FAGERER, P.: „Method for determining the position of the focus of a laser beam arrangement and method for processing a workpiece with a laser beam“. Patentnummer 3426429. (16. Januar 2019). TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN.

GANSER ET AL. 2016a

GANSER, A.; LIEBL, S.; SCHMITZ, P.; ZAEH, M. F.: Detection of transient reflections during laser beam welding of copper. In: Proceedings of SPIE. (13. Feb. 2016). San Francisco 2016, 97410J.

GANSER ET AL. 2016b

GANSER, A.; PIEPER, J.; LIEBL, S.; ZAEH, M. F.: Numerical Simulation of the Thermal Efficiency During Laser Deep Penetration Welding. Physics Procedia 83 (2016) o. Nr., S. 1377–1386. ISSN: 1875-3892.

GATZEN 2014

GATZEN, M.: Durchmischung beim Laserstrahl-tiefschweißen unter dem Einfluss niederfrequenter Magnetfelder. Dissertation. Universität Bremen (2014). Bremen: BIAS. ISBN: 978-3-933762-49-8.

GEIGER & KANZOW 1999

GEIGER, C.; KANZOW, C.: Numerische Verfahren zur Lösung unrestringierter Optimierungsaufgaben. Springer-Lehrbuch. Berlin & Heidelberg: Springer 1999. ISBN: 978-3-642-58582-1.

Literatur

GOUFFÈ 1945

GOUFFÈ, A.: Corrections d'ouverture des corps-noirs artificiels compte tenu des diffusions multiples internes. *Rev. opt.* 24 (1945) 1, S. 1–7.

HARAN ET AL. 1997

HARAN, F. M.; HAND, D. P.; PETERS, C.; JONES, J. D. C.: Focus control system for laser welding. *Applied Optics* 36 (1997) 21, S. 5246. ISSN: 0003-6935.

HÄRTL 2006

HÄRTL, J.: Prozessgaseinfluss beim Schweißen mit Hochleistungsdiodenlasern. Zugl.: München, Techn. Univ., Diss., 2006. Dissertation. Technische Universität München (2006). München: Utz. ISBN: 3831606110. (Forschungsberichte *iwb*).

HAUBOLD ET AL. 2018

HAUBOLD, M.; GANSER, A.; EDER, T.; ZÄH, M. F.: Laser welding of copper using a high power disc laser at green wavelength. *Procedia CIRP* 74 (2018) o. Nr., S. 446–449. ISSN: 2212-8271.

HEIDER ET AL. 2015

HEIDER, A.; STRITT, P.; WEBER, R.; GRAF, T.: Prozessgestaltung für qualitativ hochwertige Laserstrahlschweißungen an Kupfer. *Schweißen und Schneiden* 67 (2015) 8, S. 438–444.

HEIDER ET AL. 2013

HEIDER, A.; SOLLINGER, J.; ABT, F.; BOLEY, M.; WEBER, R.; GRAF, T.: High-Speed X-Ray Analysis of Spatter Formation in Laser Welding of Copper. *Physics Procedia* 41 (2013) o. Nr., S. 112–118. ISSN: 1875-3892.

HESS 2012

HESS, A.: Vorteile und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen mit Strahlquellen höchster Fokussierbarkeit. Institut für Strahlwerkzeuge. Dissertation. Universität Stuttgart (2012). Stuttgart. ISBN: 978-3-8316-4198-7. (Forschungsberichte des IFSW).

HIPP ET AL. 2018

HIPP, D.; MAHRLE, A.; JÄCKEL, S.; BEYER, E.; LEYENS, C.; FÜSSEL, U.: Method for high accuracy measurements of energy coupling and melting efficiency under welding conditions. *Journal of Laser Applications* 30 (2018) 3, S. 032414. ISSN: 1042-346X.

HÜGEL & GRAF 2009

HÜGEL, H.; GRAF, T.: *Laser in der Fertigung. Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. Aus dem Programm *Fertigung*. Wiesbaden: Vieweg and Teubner 2009. ISBN: 978-3-8351-0005-3.

IPG LASER GMBH 2005

IPG LASER GMBH: *YLR-8000 - Ytterbium Faser Laser Benutzerhandbuch*. Burbach 2005.

JARRE & STOER 2004

JARRE, F.; STOER, J.: *Optimierung*. Springer-Lehrbuch. Berlin & Heidelberg: Springer 2004. ISBN: 978-3-642-18785-8.

JOHNSON & CHRISTY 1972

JOHNSON, P. B.; CHRISTY, R. W.: Optical Constants of the Noble Metals. *Physical Review B* 6 (1972) 12, S. 4370–4379. ISSN: 0556-2805.

KAISER ET AL. 2015

KAISER, R.; SCHWENK, B.; MIEHE, A.; EMMERICH, C.; DROSTE, M.: *Deutsches Ressourceneffizienzprogramm (ProgRess)*. 2. Aufl. Berlin: Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz, Bau und Reaktorsicherheit 2015.

KAPLAN 1994

KAPLAN, A.: A model of deep penetration laser welding based on calculation of the keyhole profile. *Journal of Physics D: Applied Physics* 27 (1994) 9, S. 1805–1814. ISSN: 0022-3727.

KROOS ET AL. 1993

KROOS, J.; GRATZKE, U.; SIMON, G.: Towards a self-consistent model of the keyhole in penetration laser beam welding. *Journal of Physics D: Applied Physics* 26 (1993) 3, S. 474–480. ISSN: 0022-3727.

Literatur

LIDE 2003

LIDE, D. R., Hrsg. (2003): CRC handbook of chemistry and physics. A ready-reference book of chemical and physical data. 84th ed. Boca Raton: CRC Press 2003. ISBN: 0-849-30484-9.

LIDE 2005

LIDE, D. R., Hrsg. (2005): CRC Handbook of Chemistry and Physics. Internet Version 2005. Boca Raton: CRC Press 2005.

LIEBL ET AL. 2017

LIEBL, S.; STADTER, C.; GANSER, A.; ZAEH, M. F.: Numerical simulation of laser beam welding using an adapted intensity distribution. Journal of Laser Applications 29 (2017) 2, S. 022405. ISSN: 1042-346X.

LIEBL ET AL. 2014

LIEBL, S.; WIEDENMANN, R.; GANSER, A.; SCHMITZ, P.; ZAEH, M. F.: Laser Welding of Copper Using Multi Mode Fiber Lasers at Near Infrared Wavelength. Physics Procedia 56 (2014) o. Nr., S. 591–600. ISSN: 1875-3892.

MANN ET AL. 2014

MANN, V.; HUGGER, F.; ROTH, S.; SCHMIDT, M.: Influence of Temperature and Wavelength on Optical Behavior of Copper Alloys. Applied Mechanics and Materials 655 (2014) 3, S. 89–94. ISSN: 1662-7482.

MARTI & GRÖGER 2000

MARTI, K.; GRÖGER, D.: Einführung in die lineare und nichtlineare Optimierung. Physica-Lehrbuch. Heidelberg: Physica-Verlag HD 2000. ISBN: 978-3-7908-1297-8.

MATLAB 2016

MATLAB: MathWorks. R2016b Documentation. URL: <https://de.mathworks.com/help/optim/ug/constrained-nonlinear-optimization-algorithms.html> (besucht am 03.02.2019).

MEHMETLI ET AL. 1996

MEHMETLI, B. A.; TAKAHASHI, K.; SATO, S.: Direct measurement of reflectance from aluminum alloys during CO(2) laser welding. *Applied optics* 35 (1996) 18. Journal Article, S. 3237–3242. ISSN: 1559-128X.

MÜLLER 2002

MÜLLER, M. G.: Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen durch Auswertung der reflektierten Leistung. Dissertation. Universität Stuttgart (2002). Stuttgart: Utz. ISBN: 3-8316-0144-5. (Forschungsberichte des IFSW).

MÜLLER-BORHANIAN 2009

MÜLLER-BORHANIAN, J.: Kamerabasierte In-Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen. Dissertation. Universität Stuttgart (2009). Stuttgart: Utz. ISBN: 978-3-8316-0890-4. (Forschungsberichte des IFSW).

OTTO & SCHMIDT 2010

OTTO, A.; SCHMIDT, M.: Towards a universal numerical simulation model for laser material processing. *Physics Procedia* 5 (2010) o. Nr., S. 35–46. ISSN: 1875-3892.

POPRAWA 2005

POPRAWA, R.: Lasertechnik für die Fertigung. Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur. VDI-Buch. Berlin: Springer 2005. ISBN: 3-540-21406-2.

POUEYO-VERWAERDE ET AL. 1994

POUEYO-VERWAERDE, A.; DABEZIES, B.; FABBRO, R.: Thermal coupling inside the keyhole during welding process. In: *Proceedings of SPIE*. (3. Apr. 1994). Wien: SPIE 1994, S. 175.

PRIMES 2019(a)

PRIMES: Datenblatt zum FocusMonitor FM+. URL: https://www.primes.de/de/produkte/strahlverteilung/fokusvermessung/focusmonitor-fmplus.html?file=files/userFiles/downloads/datenblaetter%20DE/FM_Plus_DE_6.3.pdf (besucht am 03.02.2019).

Literatur

PRIMES 2019(b)

PRIMES: Datenblatt zum MicroSpotMonitor MSM. URL: https://www.primes.de/de/produkte/strahlverteilung/fokusvermessung/microspotmonitor-msm.html?file=files/userFiles/downloads/datenblaetter%20DE/MSM_DE_6.1.pdf (besucht am 03.02.2019).

REYNTJENS & PUERS 2001

REYNTJENS, S.; PUERS, R.: A review of focused ion beam applications in micro-system technology. *Journal of Micromechanics and Microengineering* 11 (2001) 4, S. 287–300. ISSN: 0960-1317.

RÜTTIMANN & HOLTZ 2011

RÜTTIMANN, C.; HOLTZ, R.: Reliable laser welding of highly reflective materials. In: *Proceedings of SPIE Eco-Photonics*. (28. März 2011). SPIE Proceedings. Straßburg: SPIE 2011, S. 80650X.

RYKALIN 1957

RYKALIN, C.: *Berechnung der Wärmevergänge beim Schweißen*. Berlin: Verlag Technik 1957.

SCHINDHELM ET AL. 2013

SCHINDHELM, D.; WEBER, R.; GRAF, T.: Spatial analysis of the back reflected laser light during CO₂-laser cutting of metal sheets. *Journal of Laser Applications* 25 (2013) 1, S. 012001. ISSN: 1042-346X.

SCHNEIDER 2005

SCHNEIDER, F.: *Überwachung, Regelung und Automatisierung beim Hochgeschwindigkeitsschneiden von Elektroblechen mit Laserstrahlung*. Dissertation. Technische Hochschule Aachen (2005). Aachen: Shaker. ISBN: 978-3-8322-3925-1. (Berichte aus der Lasertechnik).

SCHWEIER 2015

SCHWEIER, M.: *Simulative und experimentelle Untersuchungen zum Laserschweißen mit Strahloszillation*. Dissertation. Technische Universität München (2015). Utz. ISBN: 978-3-8316-4536-7. (Forschungsberichte *iwb*).

SIEKMANN & THAMSEN 2009

SIEKMANN, H. E.; THAMSEN, P. U.: Strömungslehre für den Maschinenbau. Technik und Beispiele. 2. Aufl. Springer-Lehrbuch. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg 2009. ISBN: 978-3-540-73989-0.

SIMMONS ET AL. 2016

SIMMONS, J.; JEFFREY, G.; JOHN, M.: Development of a non-contact diagnostic tool for high power lasers. In: Proceeding of SPIE 9741. (13. Feb. 2016). San Francisco 2016.

SOMMER ET AL. 2017

SOMMER, M.; WEBERPALS, J.-P.; MÜLLER, S.; BERGER, P.; GRAF, T.: Advantages of laser beam oscillation for remote welding of aluminum closely above the deep-penetration welding threshold. Journal of Laser Applications 29 (2017) 1, S. 012001. ISSN: 1042-346X.

STREEK & LEE 2017

STREEK, A.; LEE, M.: Ultrafast Material Processing with High-Brightness Fiber Lasers. Laser Technik Journal 14 (2017) 4, S. 22–25. ISSN: 1613-7728.

STRITT 2010

STRITT, P.: Laser Power Modulation at the Threshold from Heat-Conduction to Deep-Penetration Welding. In: Proceedings of ICALEO. (26. Sep. 2010). Anaheim 2010, S. 217–224.

SWIFT-HOOK & GICK 1973

SWIFT-HOOK, D.; GICK, A.: Penetration welding with lasers. Welding Research Supplement 52 (1973) 11, S. 492–499.

TANG ET AL. 1996

TANG, K.; DIMENNA, R. A.; BUCKIUS, R. O.: Regions of validity of the geometric optics approximation for angular scattering from very rough surfaces. International Journal of Heat and Mass Transfer 40 (1996) 1, S. 49–59. ISSN: 0017-9310.

Literatur

UJIHARA 1972

UJIHARA, K.: Reflectivity of Metals at High Temperatures. Journal of Applied Physics 43 (1972) 5, S. 2376–2383. ISSN: 0021-8979.

VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE E. V 2016

VEREIN DEUTSCHER INGENIEURE E. V: VDI Richtlinie: VDI 4800 Ressourceneffizienz - Methodische Grundlagen, Prinzipien und Strategien. Berlin: Beuth 2016.

VOLPP 2012

VOLPP, J.: Investigation on the Influence of Different Laser Beam Intensity Distributions on Keyhole Geometry During Laser Welding. Physics Procedia 39 (2012) o. Nr., S. 17–26. ISSN: 1875-3892.

VOLPP & VOLLERTSEN 2013

VOLPP, J.; VOLLERTSEN, F.: Analytical Modeling of the Keyhole Including Multiple Reflections for Analysis of the Influence of Different Laser Intensity Distributions on Keyhole Geometry. Physics Procedia 41 (2013) o. Nr., S. 460–468. ISSN: 1875-3892.

WALTZ ET AL. 2006

WALTZ, R. A.; MORALES, J. L.; NOCEDAL, J.; ORBAN, D.: An interior algorithm for nonlinear optimization that combines line search and trust region steps. Mathematical Programming 107 (2006) 3, S. 391–408. ISSN: 0025-5610.

WEBERPALS 2010

WEBERPALS, J.-P.: Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserschweißen. Dissertation. Universität Stuttgart (2010). Stuttgart: Utz. ISBN: 978-3-8316-0995-6. (Forschungsberichte des IFSW).

WIELAND 2018

WIELAND: Datenblatt Wieland-K30. URL: https://www.wieland.de/mediaPool/content/media/de/datenblaetter/datenblaetter_z/K30.pdf (besucht am 03.02.2019).

XIE & KAR 1999

XIE, J.; KAR, A.: Laser welding of thin sheet steel with surface oxidation. *Welding Journal - New York* 78 (1999) 10, S. 343–347.

XUDONG ET AL. 2003

XUDONG, Z.; WUZHU, C.; PING, J.; CHUN, L.; JING, G.: Double closed-loop control of the focal point position in laser beam welding. *Measurement Science and Technology* 14 (2003) 11, S. 1938–1943. ISSN: 0957-0233.

ZAEH ET AL. 2010

ZAEH, M. F.; BRAUNREUTHER, S.; DAUB, R.; STADLER, T.: Reflected laser radiation - relevance for laser safety? *Physics Procedia* 5 (2010) o. Nr., S. 177–186. ISSN: 1875-3892.

Verzeichnis betreuter Studienarbeiten

Im Rahmen der vorliegenden Dissertation entstanden am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München (TUM) in den Jahren von 2013 bis 2018 unter wesentlicher wissenschaftlicher, fachlicher und inhaltlicher Anleitung des Autors die im Folgenden aufgeführten studentischen Arbeiten. In diesen wurden unter anderem Fragestellungen zur Effizienzbewertung bei einem laserbasierten Fügeprozess untersucht. Entstandene Ergebnisse sind teilweise in das vorliegende Dokument eingeflossen. Der Autor dankt allen Studierenden für ihr Engagement bei der Unterstützung dieser wissenschaftlichen Arbeit.

Studierende(r)	Studienarbeit
Martin Huber	Messung der transienten räumlichen Reflexionen beim Laserstrahl-Tiefschweißen (<i>iwb</i> -Nr.: 2014/019-BT; Abgabe: 29.09.2014)
Thomas Ponn	Konzeption, Konstruktion und Erprobung einer neuartigen Methode zur Messung der Reflexionen beim Laserstrahl-Tiefschweißen (<i>iwb</i> -Nr.: 2014/033-BT; Abgabe: 30.09.2014)
Norman Sterzel	Programmierung eines Raytracers zur Berechnung der Strahlenpropagation in der Dampfkapillare während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses (<i>iwb</i> -Nr.: 2014/020-BT; Abgabe: 10.10.2014)
Ralf Stahl	Modellbildung der transienten Reflexionen beim Laserstrahl-Tiefschweißen (<i>iwb</i> -Nr.: 22667; Abgabe: 30.04.2015)

Literatur

Johannes Zeiler	Prozessanalyse und Effizienzbetrachtung beim Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen anhand der Reflexionen (<i>iwb</i> -Nr.: 22665; Abgabe: 15.05.2015)
Thomas Hinterbrandner	Simulation der Ausbildung einer Dampfkapillare beim Laserstrahl-Tiefschweißen mithilfe der CFD-Simulation einer Zwei-Phasen-Strömung (<i>iwb</i> -Nr.: 22972; Abgabe: 01.07.2015)
Peter Fagerer	Effizienzsteigerung beim Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen durch die Verwendung von Prozessgas (<i>iwb</i> -Nr.: 25083; Abgabe: 16.11.2015)
Michael Bertsch	Rückführung der Reflexionen beim Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen (<i>iwb</i> -Nr.: 25580; Abgabe: 30.11.2015)
Johannes Pieper	Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen mithilfe einer CFD-Simulation (<i>iwb</i> -Nr.: 25103; Abgabe: 30.11.2015)
Andreas Butzhammer	Modellierung des Temperaturfeldes im Werkstück und der Strahlpropagation in der Dampfkapillare beim Laserstrahl-Tiefschweißen (<i>iwb</i> -Nr.: 26717; Abgabe: 29.02.2016)
Fabian Lukas	Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen durch Messung und Modellierung der Reflexionen (<i>iwb</i> -Nr.: 29532; Abgabe: 15.07.2016)
Kai Braun	Bestimmung der Fokuslage beim Laserstrahlschweißen durch die Messung von Reflexionen (<i>iwb</i> -Nr.: 33070; Abgabe: 31.01.2017)
Michael Kick	Spritzerarmes Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen mit grüner Laserstrahlung (<i>iwb</i> -Nr.: 33037; Abgabe: 10.04.2017)

Timo Hele	Effizienzbewertung beim Laserstrahlschweißen von Kupferlegierungen: Einfluss von Materialeigenschaften und Schweißgeometrien (<i>iwb</i> -Nr.: 33530; Abgabe: 10.04.2017)
Alexander Wiest	Fokuslagenbestimmung beim Laserstrahlschweißen anhand der Reflexionen: Modellbildung und experimentelle Validierung (<i>iwb</i> -Nr.: 34622; Abgabe: 28.04.2017)
Daniel Rottler	Konstruktion, Aufbau und Erprobung eines Messstandes zur Untersuchung des Absorptionsgrades von Laserstrahlung mit einer Ulbrichtkugel (<i>iwb</i> -Nr.: 37180; Abgabe: 14.11.2017)

A Anhang

A.1 Strahlcharakteristik der diffusen Reflexion

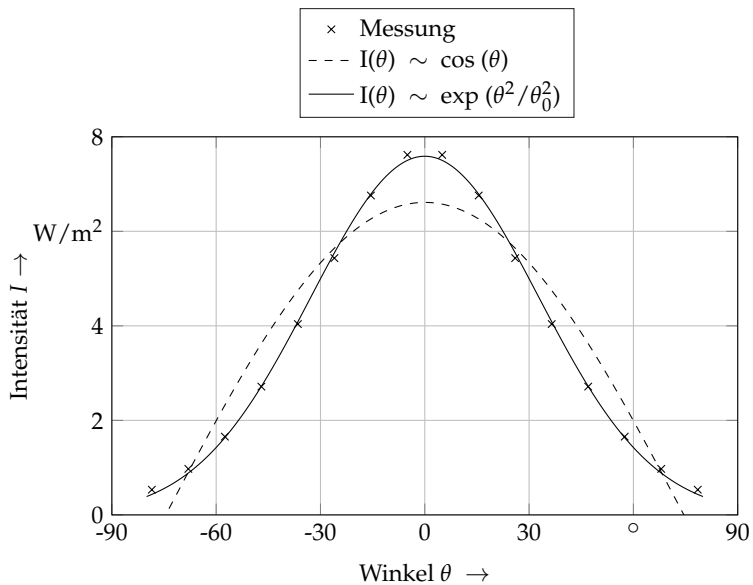


Abbildung A.1: Reflexionen während eines Laserstrahl-Tiefschweißprozesses senkrecht zur Einfallsebene; die experimentellen Daten stimmen besser mit einer Normalverteilung ($R^2 = 0.999$) als mit der Charakteristik eines Lambert-Strahlers ($R^2 = 0.914$) überein

A.2 Verwendete Materialparameter im Prozessmodell

Tabella A.1: Im Prozessmodell verwendete Materialparameter für Kupferbasiswerkstoffe aus POPRAWE (2005, S. 501)

Materialkonstante	Wert	Einheit
Schmelztemperatur T_m	1357	K
Verdampfungstemperatur T_V	2833	K
Dichte fest ρ_0	8960	kg/m ³
Dichte flüssig ρ_l	8000	kg/m ³
thermischer Ausdehnungskoeffizient α_0	-0,609	kg/(m ³ ·K)
Schmelzenthalpie h_m	207	kJ/kg
Spezifische Wärmekapazität fest c_{ms}	385	J/(kg·K)
Spezifische Wärmekapazität flüssig c_{ml}	473	J/(kg·K)
Wärmeleitfähigkeit bei Raumtemperatur $\lambda_{th,0}$	394	W/(m·K)
Oberflächenspannung bei 1356 K γ_0	1,285	N/m
Gradient der Oberflächenspannung $\partial\gamma_0/\partial T$	-0,13	mN/(m·K)
Dynamische Viskosität μ_0	0,3009	mPa·s
Reaktionszahl E_R	3666,8	K

A.3 Temperaturabhängige Materialparameter

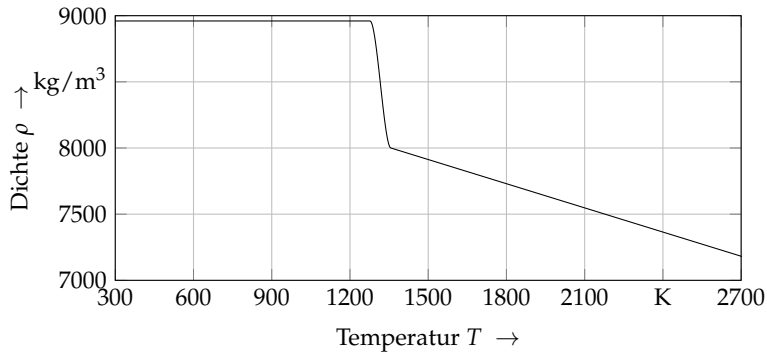


Abbildung A.2: Modellierung der Temperaturabhängigkeit der Dichte nach Gleichung 5.10 für das Simulationsmodell; die verwendeten Materialparameter können der Tabelle A.1 im Anhang entnommen werden

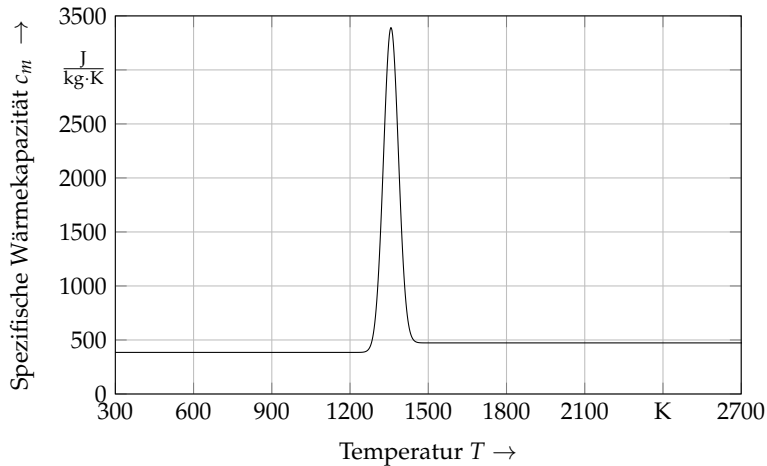


Abbildung A.3: Modellierung der Temperaturabhängigkeit der spezifischen Wärmekapazität nach Gleichung 5.12 für das Simulationsmodell; die verwendeten Materialparameter können der Tabelle A.1 im Anhang entnommen werden

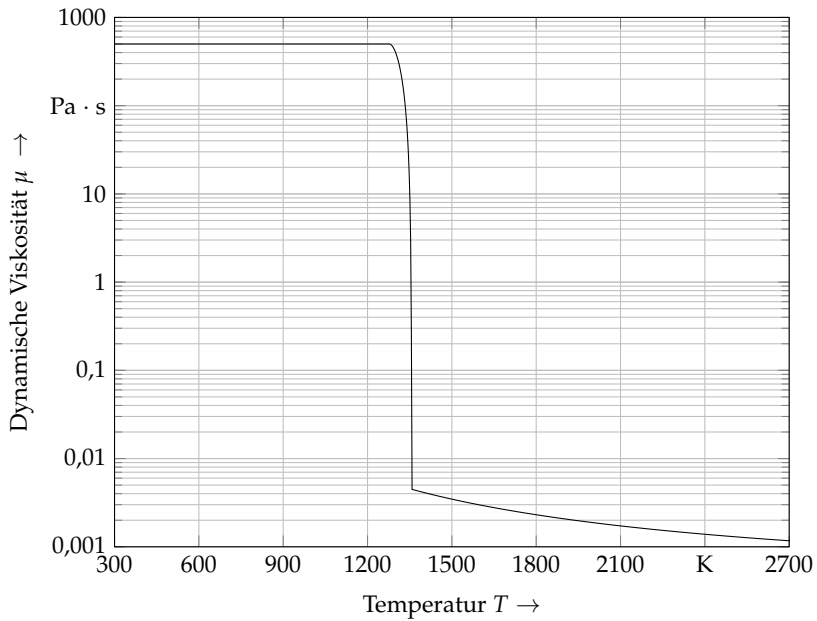


Abbildung A.4: Modellierung der Temperaturabhängigkeit der dynamischen Viskosität nach Gleichung 5.3.3 für das Simulationsmodell; die verwendeten Materialparameter können der Tabelle A.1 im Anhang entnommen werden

A.4 Daten zur wirtschaftlichen Bewertung

Tabelle A.2: Angenommene Werte zur Berechnung der Fertigungskosten

Kosten	Einheit	Szenario Sichtkontrolle	Szenario Fokusvermessung
Anschaffungskosten Laseranlage	€	350.000	350.000
Anschaffungskosten Messsystem	€	-	10.000
Anschaffungskosten Gesamt	€	350.000	360.000
Nutzungsdauer	Jahre	5	5
Arbeitsstunden	h/Jahre	3392	3392
Abschreibungen	€/h	20,64	21,23
Zinssatz pro Jahr	%	1,75	1,75
Zinskosten pro Stunde	€/h	0,90	0,92
Platzbedarf	m ²	10	10
Betriebskostensatz	€/m ²	550	550
Raumkosten	€/h	1,62	1,62
nominelle Leistung	kW	8	8
Standardnutzungsfaktor	%	10	10
Stromkosten	€/kWh	0,095	0,095
Energiekosten	€/h	0,076	0,076
Instandhaltungskostensatz	%	7	7
Instandhaltungskosten	€/h	1,44	1,49
Maschinenstundensatz	€/h	24,67	25,33
Lohnkosten	€/h	40	40
Arbeitsstundensatz	€/h	64,67	65,33
Dauer des Schweiß- prozesses	s	5	5
Dauer des Werkstück- wechsels	s	10	10
Dauer der Kontrolle	s	25	5