





Laser in der Materialbearbeitung  
Forschungsberichte des IFSW

Michael Jarwitz  
Laserstrahlschweißen von Metallen mit  
unterschiedlichen thermophysikalischen  
Eigenschaften

# **Laser in der Materialbearbeitung**

## **Forschungsberichte des IFSW**

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf, Universität Stuttgart  
Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW)

Das Strahlwerkzeug Laser gewinnt zunehmende Bedeutung für die industrielle Fertigung. Einhergehend mit seiner Akzeptanz und Verbreitung wachsen die Anforderungen bezüglich Effizienz und Qualität an die Geräte selbst wie auch an die Bearbeitungsprozesse. Gleichzeitig werden immer neue Anwendungsfelder erschlossen. In diesem Zusammenhang auftretende wissenschaftliche und technische Problemstellungen können nur in partnerschaftlicher Zusammenarbeit zwischen Industrie und Forschungsinstituten bewältigt werden.

Das 1986 gegründete Institut für Strahlwerkzeuge der Universität Stuttgart (IFSW) beschäftigt sich unter verschiedenen Aspekten und in vielfältiger Form mit dem Laser als einem Werkzeug. Wesentliche Schwerpunkte bilden die Weiterentwicklung von Strahlquellen, optischen Elementen zur Strahlführung und Strahlformung, Komponenten zur Prozessdurchführung und die Optimierung der Bearbeitungsverfahren. Die Arbeiten umfassen den Bereich von physikalischen Grundlagen über anwendungsorientierte Aufgabenstellungen bis hin zu praxisnaher Auftragsforschung.

Die Buchreihe „Laser in der Materialbearbeitung – Forschungsberichte des IFSW“ soll einen in der Industrie wie in Forschungsinstituten tätigen Interessentenkreis über abgeschlossene Forschungsarbeiten, Themenschwerpunkte und Dissertationen informieren. Studenten soll die Möglichkeit der Wissensvertiefung gegeben werden.



# **Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften**

von Dr.-Ing. Michael Jarwitz  
Universität Stuttgart



utzverlag München

Als Dissertation genehmigt  
von der Fakultät für Konstruktions-, Produktions- und Fahrzeugtechnik  
der Universität Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf  
Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Christoph Leyens

Bibliografische Information der Deutschen Nationalbibliothek  
Die Deutsche Nationalbibliothek verzeichnet diese Publikation  
in der Deutschen Nationalbibliografie; detaillierte bibliografische  
Daten sind im Internet über <http://dnb.ddb.de> abrufbar.

Zugleich: Dissertation, Stuttgart, Univ., 2020

D 93

Das Werk ist urheberrechtlich geschützt.  
Sämtliche, auch auszugsweise Verwertungen bleiben vorbehalten.

Copyright © utzverlag GmbH 2020

ISBN 978-3-8316-4882-5 (gebundenes Buch)  
ISBN 978-3-8316-7615-6 (E-Book)

Printed in Germany

utzverlag GmbH, München  
Tel.: 089-277791-00 · [www.utzverlag.de](http://www.utzverlag.de)

# Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis .....	5
Verzeichnis der Symbole und Abkürzungen .....	9
Kurzfassung der Arbeit .....	17
Extended Abstract .....	21
1 Einleitung .....	25
1.1 Motivation und Zielsetzung der Arbeit .....	25
1.2 Aufbau der Arbeit.....	27
2 Fügen von Nickelschaum an Nickelblech.....	29
2.1 Einleitung und Stand der Technik zum Laserstrahlschweißen von Metallschäumen.....	29
2.2 Herausforderungen beim Fügeprozess .....	30
2.3 Prozessstrategie .....	35
2.4 Abschätzung von Leistungsbedarf und Prozessparametern .....	40
2.4.1 Erforderliche Prozessleistung .....	42
2.4.2 Abschätzung der Prozessparameter für den Fügeprozess.....	45
2.4.2.1 Analytisches Modell für den Energieeintrag durch den bewegten Laserstrahl.....	45
2.4.2.2 Temperaturverteilung in der Fügezone .....	54
2.5 Experimentelle Untersuchung des Fügeprozesses .....	57
2.5.1 Laserstrahlschweißen von Nickelblech .....	57
2.5.2 Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech.....	66
2.6 Experimentelle Untersuchung der Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone (WEZ) im Nickelschaum.....	73

2.7	Theoretische Untersuchung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum....	77
2.7.1	Analytisches Modell für die Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften .....	77
2.7.1.1	Temperaturfeld am Interface .....	80
2.7.1.2	Temperaturfeld im Fügepartner mit geringem thermischen Ansprechvermögen .....	80
2.7.2	Anwendung des Modells zur Bestimmung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum .....	83
2.7.2.1	Temperatur am Interface .....	84
2.7.2.2	Temperatur im Nickelschaum .....	85
2.7.2.3	Überprüfung der Voraussetzungen für die Anwendung des Modells .....	87
2.7.2.4	Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum.....	88
3	Fügen von Aluminium an Kupfer.....	92
3.1	Einleitung und Stand der Technik zum Laserstrahlschweißen von Aluminium-Kupfer Mischverbindungen .....	92
3.2	Herausforderungen beim Schweißprozess.....	94
3.3	Prozessstrategie.....	96
3.4	Experimentelle Untersuchung des Schweißprozesses .....	103
3.4.1	Schweißen ohne räumliche Strahloszillation .....	107
3.4.2	Schweißen mit räumlicher Strahloszillation .....	110
3.4.3	Nahtgeometrie als Funktion der Oszillationsparameter.....	113
3.4.4	Gemittelter Cu-Anteil als Funktion der Nahtgeometrie.....	117
3.4.5	Elektrischer Widerstand als Funktion der Nahtgeometrie .....	120
3.4.6	Korrelation von elektrischem Widerstand und mechanischer Festigkeit .....	122

---

3.4.7	Schweißen mit räumlicher Strahloszillation und lokaler Leistungsanpassung .....	123
4	Zusammenfassung .....	129
5	Literaturverzeichnis.....	135
	Danksagung.....	144



# Verzeichnis der Symbole und Abkürzungen

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
<b>Lateinische Buchstaben</b>		
$A_{Al}$	-	Absorptionsgrad Aluminium
$A_{Cu}$	-	Absorptionsgrad Kupfer
$a_i$	-	$i$ -tes Reihenglied
$A_{u,Al}$	-	relative Atommasse Aluminium
$A_{u,Cu}$	-	relative Atommasse Kupfer
$A_{u,Ni}$	-	relative Atommasse Nickel
$a_y$	m	Oszillationsamplitude in y-Richtung
$b$	m	Breite
$b_{Cu}$	m	Nahtbreite am Interface zum Kupferblech
$b_o$	m	Nahtbreite Blechoberseite
$b_{Schaum}$	m	Breite Nickelschaum
$b_u$	m	Nahtbreite Blechunterseite
$c_p$	J/(kg·K)	massenspezifische Wärmekapazität
$d_f$	m	Fokusedurchmesser
$d_{Faser}$	m	Faserkerndurchmesser
$d_{Quelle}$	m	Breite der Wärmequelle
$E_P$	J	Prozessenergie
$E_{P,Al}$	J	Prozessenergie Aluminium

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$E_{P,Cu}$	J	Prozessenergie Kupfer
$E_{P,Ni}$	J	Prozessenergie Nickel
$E_{P,Schaum}$	J	Prozessenergie Nickelschaum
$F_{Al}$	m <sup>2</sup>	Nahtfläche Aluminium
$F_{Cu}$	m <sup>2</sup>	Nahtfläche Kupfer
$F_{Schaum}$	m <sup>2</sup>	Querschnittsfläche Nickelschaum
$f_c$	m	Kollimationsbrennweite
$f_f$	m	Fokussierbrennweite
$f_y$	Hz	Oszillationsfrequenz in y-Richtung
$\Delta H_S$	J/kg	massenspezifische Schmelzenthalpie
$\Delta H_{S,Ni}$	J/kg	massenspezifische Schmelzenthalpie Nickel
$\Delta H_V$	J/kg	massenspezifische Verdampfungsenthalpie
$\Delta H_{V,m,Al}$	J/mol	molare Verdampfungsenthalpie Aluminium
$\Delta H_{V,m,Cu}$	J/mol	molare Verdampfungsenthalpie Kupfer
$\Delta H_{V,m,Ni}$	J/mol	molare Verdampfungsenthalpie Nickel
$\Delta H_{V,Ni}$	J/kg	massenspezifische Verdampfungsenthalpie Nickel
$I_{heat}$	J/m <sup>2</sup>	Wärmefluss durch Interface
$j$	-	Laufvariable der Diskretisierung
$K$	-	Materialkennwert
$K_{Al}$	-	Materialkennwert Aluminium
$K_{Cu}$	-	Materialkennwert Kupfer



Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$K_{\text{Ni}}$	-	Materialkennwert Nickel
$K_{\text{Schaum}}$	-	Materialkennwert Nickelschaum
$l$	m	Länge
$l_{\text{Naht}}$	m	Nahtlänge
$l_R$	m	Länge des Weges des elektrischen Stroms durch die Schweißnaht
$m_2$	-	zweites zentralisiertes und normiertes Moment
$M^2$	-	Beugungsmaßzahl
$n$	-	Laufvariable der Spiegelquellen
$n_g$	-	Nummer der Spiegelquelle, ab der sich der Quotient des Beitrags zur Temperaturerhöhung aufeinanderfolgender Spiegelquellen nicht mehr ändert
$P_L$	W	Laserleistung
$P_P$	W	Prozessleistung
$Pe$	-	Peclet-Zahl
$q$	-	Exponent
$q_a$	-	Quotient aufeinanderfolgender Reihenglieder
$q_{\text{final}}$	-	finaler Wert des Quotienten der Beiträge zur Temperaturerhöhung durch aufeinanderfolgende Spiegelquellen
$Q_{\text{heat}}$	J	Gesamtwärmemenge durch Interface pro mm Länge
$q_n$	-	Quotient der Beiträge zur Temperaturerhöhung durch aufeinanderfolgende Spiegelquellen
$\Delta q_n$	-	Änderung des Quotienten der Beiträge zur Temperaturerhöhung durch aufeinanderfolgende Spiegelquellen

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$R^2$	-	Bestimmtheitsmaß
$R_{Al}$	$\Omega$	elektrischer Widerstand des Aluminiumblechs
$R_{Cu}$	$\Omega$	elektrischer Widerstand des Kupferblechs
$R_{mes}$	$\Omega$	gemessener elektrischer Widerstand
$R_{Naht}$	$\Omega$	elektrischer Widerstand der Schweißnaht
$r_{th}$	$J/(s^{1/2} \cdot m^2 \cdot K)$	thermisches Ansprechvermögen
$r_{th, Ni}$	$J/(s^{1/2} \cdot m^2 \cdot K)$	thermisches Ansprechvermögen Nickel
$r_{th, Schaum}$	$J/(s^{1/2} \cdot m^2 \cdot K)$	thermisches Ansprechvermögen Nickelschaum
$s$	m	Tiefe
$s_{Cu}$	m	Einschweißtiefe in das Kupfer
$s_K$	m	Kapillartiefe
$s_{Ni}$	m	Dicke Nickelblech
$t$	s	Zeit
$\Delta T$	K	Temperaturdifferenz
$T_0$	K	Ausgangstemperatur
$t_0$	s	Bezugszeitpunkt
$\Delta T_c$	K	Temperaturerhöhung während des Abkühlens
$T_{crit}$	K	kritische Temperatur
$\Delta T_{error}$	K	Temperaturfehler
$\Delta T_h$	K	Temperaturerhöhung während des Heizens
$T_{iface}$	K	Temperatur am Interface

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$T_{\max}$	K	Maximaltemperatur
$\Delta T_n$	K	Beitrag zur Temperaturerhöhung durch Spiegelquelle $n$
$t_n$	s	diskretisierter Zeitschritt
$\Delta T_{\text{Oberfläche}}$	K	Temperaturerhöhung auf der Oberfläche
$\Delta T_{\text{Oberseite}}$	K	Temperaturdifferenz an Blechoberseite
$t_{\text{off}}$	s	Endzeitpunkt der Temperaturerhöhung auf der Oberfläche
$t_{\text{on}}$	s	Startzeitpunkt der Temperaturerhöhung auf der Oberfläche
$T_P$	K	Prozesstemperatur
$\Delta T_{\text{res}}$	K	resultierende Temperaturerhöhung
$T_S$	K	Schmelztemperatur
$T_{S,\text{Ni}}$	K	Schmelztemperatur Nickel
$\Delta T_{\text{Unterseite}}$	K	Temperaturdifferenz an Blechunterseite
$T_V$	K	Verdampfungstemperatur
$T_{V,\text{Ni}}$	K	Verdampfungstemperatur Nickel
$v$	m/s	Vorschubgeschwindigkeit
$v_{\text{global}}$	m/s	globale Vorschubgeschwindigkeit
$v_{\text{lokal}}$	m/s	lokale Relativgeschwindigkeit
$V_P$	m <sup>3</sup>	Prozessvolumen
$V_{P,\text{Ni}}$	m <sup>3</sup>	Prozessvolumen Nickel
$V_{P,\text{Schaum}}$	m <sup>3</sup>	Prozessvolumen Nickelschaum

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$v_x$	m/s	Geschwindigkeitskomponente in x-Richtung
$v_y$	m/s	Geschwindigkeitskomponente in y-Richtung
$(x, y, z)$	-	stationäres Koordinatensystem
$(x', y', z')$	-	mitbewegtes Koordinatensystem
$x_0$	m	Beobachtungspunkt im ortsfesten Koordinatensystem
$X_{Cu,m}$	Gew.-%	gemittelter Kupferanteil
$z_f$	m	Fokusposition in z-Richtung
$z_{low}$	m	z-Koordinate im Fügepartner mit niedrigem thermischen Ansprechvermögen
$z_R$	m	Rayleigh-Länge
$z_{WEZ}$	m	Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone
$z_{WEZ,exp}$	m	experimentell ermittelte Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone

### Griechische Buchstaben

$\alpha_{Kamera}$	°	Beobachtungswinkel der Hochgeschwindigkeitskamera
$\gamma$	-	relative Dichte
$\eta_A$	-	Einkoppelgrad
$\eta_{th}$	-	thermischer Wirkungsgrad
$\kappa$	m <sup>2</sup> /s	Temperaturleitfähigkeit
$\lambda$	m	Wellenlänge
$\lambda_{Bel}$	m	Emissionswellenlänge des Beleuchtungslasers
$\lambda_{Laser}$	m	Emissionswellenlänge des Lasers

Symbol	SI-Einheit	Bedeutung
$\lambda_{th}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{th,Ni}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit Nickel
$\lambda_{th,Schaum}$	W/(m·K)	Wärmeleitfähigkeit Nickelschaum
$\xi$	-	verdampfter Massenanteil
$\rho$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte
$\rho_{Al}$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte Aluminium
$\rho_{Cu}$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte Kupfer
$\rho_{el}$	( $\Omega \cdot m^2$ )/m	spezifischer elektrischer Widerstand
$\rho_{Ni}$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte Nickel
$\rho_{Schaum}$	kg/m <sup>3</sup>	Dichte Nickelschaum

### Abkürzung    Bedeutung

Al	Aluminium
Al99,5	Reinaluminium (99,5 % Aluminium)
CFK	carbonfaserverstärkter Kunststoff
Cu	Kupfer
Cu-OF	sauerstofffreies Kupfer (oxygen free)
CuZn	Kupfer-Zink-Legierung (Messing)
cw	continuous wave (Dauerstrichbetrieb)
HAZ	heat-affected zone
HS-Kamera	Hochgeschwindigkeitskamera
Ni	Nickel

**Abkürzung    Bedeutung**

REM            Rasterelektronenmikroskop

R-Ni99,2      Reinnickel (99,2 % Nickel)

WEZ            wärmebeeinflusste Zone

# Kurzfassung der Arbeit

Um die steigenden Produktanforderungen erfüllen zu können, werden die einzelnen Bauteile eines Produkts immer häufiger maßgeschneidert entsprechend ihrer Funktion optimiert. Der Einsatz unterschiedlicher Materialien innerhalb eines Produkts bietet dabei ein großes Potential zur Optimierung der Funktionseigenschaften des Produkts. Daher nimmt der Materialmix innerhalb von Produkten immer weiter zu, und mit ihm auch der Bedarf an geeigneten Füge Technologien. In diesem Zuge gewinnt auch das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften an Bedeutung.

Beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften stellen diese Eigenschaften jedoch eine besondere Herausforderung für den Fügeprozess dar. Sie bestimmen zum einen wie die eingebrachte Wärme im Bauteil verteilt wird, und zum anderen wie groß der Energie- beziehungsweise Leistungsbedarf zur Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens ist. In der Fügezone (am Interface) zwischen den beiden Fügepartnern ändern die thermophysikalischen Eigenschaften schlagartig beim Übergang vom einen Fügepartner zum anderen. Daher ändern in der Fügezone auch schlagartig sowohl die Verteilung der eingebrachten Energie, als auch der erforderliche Energiebedarf. Dies erfordert einen lokal gezielten Energieeintrag, um die für den Fügeprozess benötigte Temperaturverteilung in der Fügezone und deren direkter Umgebung zu generieren.

Der Laser ist hierfür prinzipiell ein gut geeignetes Fügewerkzeug, aufgrund seiner Vorteile, wie einer zeitlich und räumlich gezielten Energieeinbringung und seiner hohen Flexibilität. Ohne geeignete Prozessstrategien sind die vorteilhaften Eigenschaften des Lasers alleine jedoch meist nicht ausreichend, um die Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften erfolgreich zu meistern. Daher lautet die Hypothese der vorliegenden Arbeit:

*Durch die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung, mittels an die jeweilige Fügeaufgabe angepasster Prozessstrategien, kann das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften realisiert werden.*

Das Ziel dieser Arbeit liegt in der Entwicklung und Umsetzung solcher prozessangepassten Strategien für die gezielte Energieeinbringung beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften. Dies wird anhand zweier Beispiele mit den dominierenden physikalischen Effekten Wärmeleitung und Konvektion demonstriert:

- Das Fügen von Nickelschaum an Nickelblech (Wärmeleitung), und
- Das Fügen von Aluminium-Kupfer-Mischverbindungen (Konvektion).

Für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech wird eine Überlapp T-Stoß Konfiguration betrachtet, mit dem Nickelblech als oberem und dem Nickelschaum als unterem Fügepartner. Beide Fügepartner bestehen aus Reinnickel R-Ni99,2 und weisen verhältnismäßig kleine Abmessungen auf. Das Nickelblech hat eine Dicke von 0,3 mm und der Nickelschaum hat eine Breite von 0,135 mm. Der offenporige Nickelschaum besitzt darüber hinaus sehr kleine Strukturelemente mit typischen Strukturgrößen von wenigen 10 µm bis zu wenigen 100 µm. Aufgrund dieser geringen Strukturgrößen des Schaums besteht die Gefahr der Zerstörung der Schaumstruktur während des Schweißprozesses. Darüber hinaus kommt es beim Einsatz organischer Beschichtungen auf dem Nickelschaum beim Überschreiten von bereits vergleichsweise geringen kritischen Temperaturen (von etwa 140 °C – 300 °C, im Vergleich zur Schmelztemperatur von Nickel von 1455 °C) zur Ausbildung einer wärmebeeinflussten Zone (WEZ), wodurch die nutzbare, beschichtete Fläche reduziert wird.

Für das Laserstrahlschweißen von Aluminium (Al) an Kupfer (Cu) wird ebenfalls ein Überlappstoß als Fügeanordnung untersucht. Hierzu wird reines Al (Al99,5) und reines Cu (Cu-OF) mit Blechdicken von jeweils 1 mm verwendet. Beim Laserstrahlschweißen von Al an Cu stellen neben den unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner vor allem die sich während des Schweißprozesses ausbildenden intermetallischen Phasen eine große Herausforderung dar. Die meisten dieser intermetallischen Phasen weisen eine höhere Sprödigkeit, geringere Festigkeit und einen höheren spezifischen elektrischen Widerstand auf, als die beiden Ausgangsmaterialien. Daher beeinflussen die intermetallischen Phasen sowohl die elektrischen, als auch die mechanischen Eigenschaften der erzeugten Schweißnähte negativ und müssen so weit wie möglich minimiert werden.

Für beide Fügeaufgaben wurden Festkörperlaser mit einer Emissionswellenlänge um 1 µm eingesetzt.



Für beide Fügeaufgaben wurden aus den jeweiligen Anforderungen und Herausforderungen für den Fügeprozess die entsprechenden Anforderungen an die jeweils anzuwendende Prozessstrategie abgeleitet. Darauf basierend wurden dann geeignete Prozessstrategien abgeleitet und umgesetzt.

Für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech wurde ein Keybowl-Schweißprozess ausgewählt und umgesetzt. Dieser ist durch eine einsetzende Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche, die Ausbildung einer Vertiefung mit Aspektverhältnis  $< 1$  und gleichzeitig stabiler Einschweißtiefe gekennzeichnet. Hierdurch kann eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech, ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite, bei gleichzeitig kurzen Wechselwirkungszeiten erzielt werden. Mit einem solchen Keybowl-Schweißprozess konnte ein erfolgreiches Fügen von Nickelschaum an Nickelblech mit Vorschubgeschwindigkeiten von  $v \geq 5$  m/min bei einem Fokusbereich von  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$  demonstriert werden.

Für die theoretischen Untersuchungen der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum wurde in dieser Arbeit ein analytisches Modell für das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften aufgestellt. Die Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Untersuchungen dieser Arbeit zeigten eine Abnahme der Ausdehnung der WEZ mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Es zeigte sich jedoch auch, dass bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten ab etwa  $v \geq 25$  m/min nur noch mit einer geringfügigen Abnahme der Ausdehnung der WEZ zu rechnen ist und einer Skalierung der Prozessstrategie hin zu noch höheren Vorschubgeschwindigkeiten somit Grenzen gesetzt sind.

Für das Laserstrahlschweißen von Al an Cu wurde das Laserstrahltiefschweißen mit räumlicher Strahloszillation als Prozessstrategie ausgewählt und umgesetzt. Damit konnten die Nahtbreite am Interface und die Einschweißtiefe in das untenliegende Cu-Blech nahezu unabhängig voneinander eingestellt werden. Dies ermöglichte es sowohl große Anbindungsweiten zu erzeugen, als auch das Mischungsverhältnis der beiden Fügepartner zu reduzieren, um die Ausbildung intermetallischer Phasen in der Schweißnaht gering zu halten.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit haben gezeigt, dass ein hohes Verhältnis von Nahtbreite am Interface zu Einschweißtiefe in das Cu (Breite/Tiefe) vorteilhaft ist für die Erzeugung eines geringen elektrischen Widerstands. Die Nähte mit einem Verhältnis Breite/Tiefe  $> 4$  weisen die geringsten elektrischen Widerstände auf. Gleichzeitig ist jedoch eine minimale Einschweißtiefe in das Kupfer von etwa 20  $\mu\text{m}$  erforderlich, um

akzeptable Widerstandswerte zu erhalten. Durch den Einsatz räumlicher Strahloszillation mit konstanter Laserleistung konnte der elektrische Widerstand der erzeugten Schweißnähte um etwa 25 % reduziert werden (auf etwa  $1,1 \mu\Omega$ ), im Vergleich zu den Widerständen der Schweißnähte, die ohne räumliche Strahloszillation erzeugt wurden. Durch eine lokale Anpassung der Laserleistung über den Oszillationszyklus, entsprechend  $P_L/v_{\text{lokal}} = \text{konstant}$ , konnte eine weitere Reduzierung des elektrischen Widerstands um 18 % (auf etwa  $0,88 \mu\Omega$ ) demonstriert werden.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen, dass durch den Einsatz angepasster Prozessstrategien für die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften erfolgreich realisiert werden kann. Anhand der beiden betrachteten Anwendungsbeispiele konnten konkrete Prozessstrategien hierfür aufgezeigt und deren erfolgreiche Umsetzung demonstriert werden. Somit ist der Ausgangspunkt für die Übertragung dieser Erkenntnisse auf die Entwicklung von Prozessstrategien für weitere Anwendungsfälle gegeben.

# Extended Abstract

In order to meet the ever-increasing demands on products, the individual components of a product are more and more frequently tailored to their function. Since the use of different materials within a product offers great potential for optimizing the functional properties of the product, the material mix within the products increases, and with it the need for suitable joining technologies. In this context, laser beam welding of metals with different thermophysical properties is also gaining in importance.

For laser beam welding of metals with different thermophysical properties, these different thermophysical properties pose special challenges for the joining process. On the one hand, they determine how the supplied heat is distributed in the part and, on the other hand, how large the energy or power required for the generation of a certain process volume is. In the joining zone (at the interface) between the two joining partners, the thermophysical properties change abruptly at the transition from one joining partner to the other. Therefore, both the distribution of the supplied energy and the required energy also change abruptly in the joining zone. This requires a locally controlled energy input in order to generate the temperature distribution in the joining zone and its vicinity, which is required for the joining process.

In principle, the laser is a well suited joining tool for this due to its advantages, such as a temporally and spatially controlled energy input and its high flexibility. Without suitable process strategies, however, the advantages of the laser alone are usually not sufficient to successfully master the challenges of laser beam welding of metals with different thermophysical properties. Therefore, the hypothesis for the present thesis is:

*Laser beam welding of metals with different thermophysical properties can be realized by the controlled adjustment of the locally supplied energy and its distribution by means of process strategies adapted to the respective joining task.*

The aim of this work is to develop and implement such process-adapted strategies for the controlled energy supply during laser beam welding of metals with different thermophysical properties. This is demonstrated by the two examples with the dominating physical effects of heat conduction and convection:

- The joining of nickel foam sheets to solid nickel sheets (heat conduction), and
- the joining of aluminum-copper dissimilar joints (convection).

For laser beam welding of nickel foam sheets to solid nickel sheets, an overlap T-joint configuration is considered, with the solid nickel sheet as the upper joining partner and the nickel foam sheet as the lower joining partner. Both joining partners are made of pure nickel R-Ni99.2 and have comparatively small dimensions. The solid nickel sheet has a thickness of 0.3 mm and the nickel foam sheet has a width of 0.135 mm. The open-celled nickel foam has also very small structural elements with typical structure sizes of a few 10  $\mu\text{m}$  to a few 100  $\mu\text{m}$ . Due to these small structural sizes of the foam, there is a risk of destruction of this foam structure during the welding process. In addition, if organic coatings are applied on the nickel foam sheets, the heat-affected zone (HAZ) occurs typically at low critical temperatures (of about 140  $^{\circ}\text{C}$  – 300  $^{\circ}\text{C}$ , compared to the melting temperature of nickel of 1455  $^{\circ}\text{C}$ ), which reduces the usable coated area.

For laser beam welding of aluminum (Al) to copper (Cu), an overlap joint is also considered as joint configuration. Pure Al (Al99.5) and pure Cu (Cu-OF) with sheet thicknesses of 1 mm each are used. In laser beam welding of Al to Cu, in addition to the different thermophysical properties of the two joining partners, the formation of intermetallic phases during the welding process poses a major challenge. Most of these intermetallic phases have a higher brittleness, lower strength and a higher specific electrical resistance than the base materials. Therefore, the formation of the intermetallic phases in the weld must be minimized in order to not adversely affect the properties of the weld joint.

For both joining tasks, solid-state lasers with an emission wavelength of around 1  $\mu\text{m}$  were used.

For both joining tasks, the corresponding requirements for the process strategy to be applied were derived from the respective requirements and challenges for the joining process in each case. Based on this, suitable process strategies were then derived and implemented.

A keyhole welding process was selected and implemented for laser beam welding of nickel foam sheets to solid nickel sheets. Such a process is characterized by an onset of evaporation at the weld pool surface, the formation of a vapor depression with an aspect ratio of  $< 1$  and a simultaneously stable welding depth. This allows a continuous full penetration welding through the solid nickel sheet without an opening of the capillary on the bottom side of the sheet and at the same time short interaction times. With such

a keybowl welding process a successful joining of nickel foam sheets to solid nickel sheets with feed rates of  $v \geq 5$  m/min at a focus diameter of  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$  could be demonstrated.

For the theoretical investigations of the extent of the HAZ in the nickel foam sheets an analytical model for laser beam welding of metals with different thermophysical properties was developed within this work. The results of the theoretical and experimental investigations of this work showed a decrease of the extension of the HAZ with increasing feed rate. However, it also turned out that at higher feed rates of about  $v \geq 25$  m/min only a slight decrease of the extension of the HAZ is to be expected and therefore scaling of the process strategy towards even higher feed rates is limited.

For laser beam welding of Al to Cu, the selected and implemented process strategy was deep penetration welding with spatial oscillation of the laser beam. With this, the seam width at the interface and the welding depth into the lower Cu sheet can be adjusted almost independently of each other. This made it possible to create large joining widths and also to reduce the mixing ratio of the two joining partners in order to minimize the formation of intermetallic phases in the weld seam.

The results of the present work have shown that a high ratio of seam width at the interface to welding depth into the Cu (width/depth) is advantageous for the generation of a low electrical resistance. The weld seams with a width/depth ratio  $> 4$  have the lowest electrical resistances. At the same time, however, a minimum welding depth into the copper of about 20  $\mu\text{m}$  is required in order to obtain reasonable resistance values. By using spatial beam oscillation with constant laser power, the electrical resistance of the generated weld seams could be reduced by about 25 % (to about 1.1  $\mu\Omega$ ) compared to the resistances of the weld seams generated without spatial beam oscillation. By locally adjusting the laser power over the oscillation cycle, corresponding to  $P_L/v_{\text{lokal}} = \text{constant}$ , a further reduction of the electrical resistance by 18 % (to about 0.88  $\mu\Omega$ ) could be demonstrated.

The results of this work show that laser beam welding of metals with different thermophysical properties can be realized successfully by applying adapted process strategies for the controlled adjustment of the locally supplied energy and its distribution. On the basis of the two considered application examples specific process strategies for this could be presented and their successful implementation demonstrated. Thus, the starting point for the transfer of these findings to the development of process strategies for further applications is given.



# 1 Einleitung

## 1.1 Motivation und Zielsetzung der Arbeit

Um die steigenden Produktanforderungen erfüllen zu können, werden die einzelnen Bauteile eines Produkts immer häufiger maßgeschneidert entsprechend ihrer Funktion optimiert. Dabei bietet der Einsatz unterschiedlicher Materialien innerhalb eines Produkts ein großes Potential zur Optimierung der Funktionseigenschaften des Produkts. Hierdurch nimmt die Vielfalt der eingesetzten Materialien, sowie der Materialmix innerhalb der Produkte immer weiter zu (getreu dem Motto „Das richtige Material an der richtigen Stelle“). [1–5]

Die unterschiedlichen, für ein Produkt verwendeten Materialien müssen erfolgreich zu einem Bauteil gefügt werden, damit das (End-)Produkt seine Funktion erfüllen kann und die vorteilhaften Eigenschaften der eingesetzten Materialien ausgenutzt werden können. Dazu sind geeignete Fügetechnologien erforderlich. Der Laser ist hierfür grundsätzlich ein geeignetes Werkzeug, aufgrund seiner Vorteile wie einer zeitlich und räumlich gezielten Energieeinbringung, hoher realisierbarer Prozessgeschwindigkeiten und Bearbeitungsqualitäten, seiner hohen Flexibilität, sowie der guten Eignung zur Automatisierbarkeit [4–6].

Die Beispiele für den Einsatz unterschiedlicher Materialien für die Funktionsoptimierung von Bauteilen sind vielfältig. Angefangen bei den sogenannten „Tailored Blanks“ im Automobilbau [7] über den Einsatz von Leichtmetallen (beispielsweise Aluminium) [8, 9] und Verbundmaterialien (beispielsweise karbonfaserverstärkten Kunststoffen (CFK)) [10–12] für den Leichtbau bis hin zur Verwendung „neuartiger Materialien“ wie Metallschäumen [13, 14]. Auch Kombinationen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften finden immer häufiger Verwendung. Zu nennen sind hier beispielsweise metallische Mischverbindungen wie Aluminium-Stahl Verbindungen [15, 16] für den Karosseriebau oder Aluminium-Kupfer Verbindungen [1, 17, 18] für die Elektromobilität und für Batterieanwendungen.

Im Fokus der vorliegenden Arbeit stehen ausschließlich Kombinationen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften (die Kombination Nickel-schaum und Nickelblech, sowie die Kombination Aluminium und Kupfer) und wie diese erfolgreich mithilfe des Laserstrahlschweißens gefügt werden können.

Beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften stellen diese Eigenschaften besondere Herausforderungen für den Fügeprozess dar. Sie bestimmen zum einen, wie die eingebrachte Wärme im Bauteil verteilt wird, und zum anderen, wie groß der Energie- beziehungsweise Leistungsbedarf zur Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens ist. Um zwei Fügepartner miteinander verschweißen zu können, muss in der Fügezone zwischen den beiden Fügepartnern die erforderliche Temperaturverteilung erzeugt werden. Die Temperaturverteilung ist das Resultat der eingebrachten Energie und hängt von deren zeitlichen und örtlichen Verteilung im Material ab. Die Verteilung der Energie im Material wird wiederum durch die zeitliche und örtliche Einbringung der Energie, sowie die Materialeigenschaften bestimmt. In der Fügezone (am Interface) zwischen den beiden Fügepartnern ändern die thermophysikalischen Eigenschaften schlagartig beim Übergang vom einen Fügepartner zum anderen. Daher kommt es in der Fügezone auch schlagartig zu einer Änderung sowohl der Verteilung der eingebrachten Energie, als auch des erforderlichen Energiebedarfs. Dies erschwert es, die für den Fügeprozess benötigte Temperaturverteilung in der Fügezone zu generieren. Zudem kommen häufig weitere, erschwerende Randbedingungen hinzu, welche die maximal zulässige Temperaturerhöhung in der direkten Umgebung der Fügezone beschränken. Dies können beispielsweise die Erzeugung wärmebeeinflusster Zonen in angrenzenden Bauteilen, in (aktiven) Beschichtungen der Bauteile, oder den Bauteilen selbst sein. Zusätzlich kann auch die Kompatibilität der zu fügenden Metalle eine weitere Herausforderung darstellen, zum Beispiel durch die Ausbildung meist sehr spröder intermetallischer Phasen mit nachteiligen Eigenschaften in der Fügeverbindung.

Die vorteilhaften Eigenschaften des Lasers als Fügewerkzeug alleine sind ohne geeignete Prozessstrategien jedoch meist nicht ausreichend, um die zuvor genannten Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften erfolgreich zu meistern. Vielmehr sind darüber hinaus noch spezielle Prozessstrategien erforderlich, die an die konkreten Herausforderungen der jeweiligen Fügeaufgabe angepasst sind. Somit lässt sich die Hypothese für die vorliegende Arbeit formulieren:



*Durch die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung, mittels an die jeweilige Fügeaufgabe angepasster Prozessstrategien, kann das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften realisiert werden.*

Das Ziel der vorliegenden Arbeit liegt in der Entwicklung und Umsetzung prozessangepasster Strategien für die gezielte Energieeinbringung beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften. Dies wird anhand zweier Beispiele mit den dominierenden physikalischen Effekten Wärmeleitung und Konvektion für die Energieverteilung in der Fügezone demonstriert:

- Das Fügen von Nickelschaum an Nickelblech (Wärmeleitung), und
- Das Fügen von Aluminium-Kupfer-Mischverbindungen (Konvektion).

## 1.2 Aufbau der Arbeit

Die Erreichung des Ziels der vorliegenden Arbeit wird anhand der beiden betrachteten Umsetzungsbeispiele demonstriert. Das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech wird in Kapitel 2 behandelt, als Beispiel mit Wärmeleitung als dominierendem physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone. Das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer wird in Kapitel 3 behandelt, als Beispiel mit Konvektion als dominierendem physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone.

In Abschnitt 2.1 wird auf den aktuellen Stand der Technik zum Laserstrahlschweißen von Metallschäumen eingegangen. In Abschnitt 2.2 werden die konkreten Anforderungen und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech diskutiert. Ausgehend davon wird in Abschnitt 2.3 eine geeignete Prozessstrategie abgeleitet und ausgewählt.

In Abschnitt 2.4 werden theoretische Überlegungen zum Schweißprozess angeführt. Basierend auf der Leistungsbilanz wird die erforderliche Prozessleistung zur Erzeugung der Prozessvolumina in den beiden Fügepartnern abgeschätzt. Mithilfe eines analytischen Modells erfolgt eine Abschätzung der Prozessparameter für den Fügeprozess. In Abschnitt 2.5 folgen die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelblech und des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech, anhand derer die Umsetzung der Prozessstrategie demonstriert wird.

Nach der Behandlung des Fügeprozesses wird näher auf die Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone (WEZ) im Nickelschaum eingegangen. Hierzu werden ebenfalls sowohl Ergebnisse experimenteller Untersuchungen (Abschnitt 2.6), als auch theoretischer Untersuchungen (Abschnitt 2.7) diskutiert. Für die theoretischen Untersuchungen wird ein analytisches Modell für die Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften aufgestellt. Es folgt sowohl die Diskussion des Vergleichs zwischen den theoretischen Ansätzen und den experimentell bestimmten Werten, als auch der Vorhersage der Ausdehnung der WEZ bei weiteren Prozessparametern.

Kapitel 3 beginnt zunächst ebenfalls mit der Darlegung des aktuellen Stands der Technik zum Laserstrahlschweißen von Aluminium-Kupfer Mischverbindungen (Abschnitt 3.1), bevor auch hier näher auf die konkreten Anforderungen und Herausforderungen für diese Fügeaufgabe eingegangen wird (Abschnitt 3.2). Analog zu Kapitel 2 wird darauf basierend eine geeignete Prozessstrategie abgeleitet und ausgewählt (Abschnitt 3.3).

Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Schweißprozesses dargelegt, wobei zunächst ein Überblick über die erzeugten Schweißnähte ohne und mit räumlicher Strahloszillation gegeben wird (Abschnitt 3.4.1 und 3.4.2). Dann werden die Zusammenhänge zwischen der Nahtgeometrie und den Oszillationsparametern, sowie die Abhängigkeiten der Eigenschaften der Schweißnähte von der Nahtgeometrie aufgezeigt (Abschnitt 3.4.3 bis 3.4.5). Dieses Kapitel abschließend werden die Korrelation zwischen elektrischem Widerstand und mechanischer Festigkeit (Abschnitt 3.4.6) diskutiert, sowie das Potential einer lokalen Leistungsanpassung bei der räumlichen Strahloszillation aufgezeigt (Abschnitt 3.4.7).

Abschließend werden die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit in Kapitel 4 nochmals zusammengefasst.

## **2 Fügen von Nickelschaum an Nickelblech**

Um das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften realisieren zu können, sind an die jeweilige Fügeaufgabe angepasste Prozessstrategien für die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung erforderlich. Hierzu können sowohl Prozessstrategien mit Wärmeleitung, als auch mit Konvektion als dominierendem physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone eingesetzt werden. In diesem Kapitel wird die Entwicklung und Umsetzung von Prozessstrategien mit Wärmeleitung als dominierendem physikalischen Effekt behandelt. Dies geschieht anhand des Beispiels des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech.

### **2.1 Einleitung und Stand der Technik zum Laserstrahlschweißen von Metallschäumen**

Metallschäume besitzen aufgrund ihrer spezifischen Eigenschaften ein hohes Potential für zahlreiche Anwendungsgebiete, beispielsweise für Leichtbaukonstruktionen, Schalldämpfer, Energieabsorber, Wärmeübertrager, Filter, Katalysatoren oder Elektroden [13, 14, 19, 20]. Die vorteilhaften Eigenschaften von Metallschäumen können einerseits aus der Kombination von geringer Dichte (im Vergleich zu Vollmaterial des gleichen Metalls) und gleichzeitig guten mechanischen, thermischen, akustischen oder elektrischen Eigenschaften resultieren. Andererseits kann auch die Struktur der Metallschäume für deren vorteilhafte Eigenschaften verantwortlich sein. Hier ist zum Beispiel das typischerweise große Verhältnis von Oberfläche zu Volumen zu nennen, welches unter anderem bei der Anwendung für Elektroden von Vorteil ist. Die spezifischen Eigenschaften von Metallschäumen hängen im Wesentlichen von drei Merkmalen ab. Dem Metall aus dem der Schaum besteht, der relativen Dichte des Schaums und der Zelltopologie. Diese drei Merkmale werden daher auch häufig zur Charakterisierung von Metallschäumen verwendet. [13]

Um die Metallschäume für ihre Funktionserfüllung mit anderen Konstruktionsteilen fügen zu können, sind geeignete Füge Technologien erforderlich. Diese umfassen unter an-

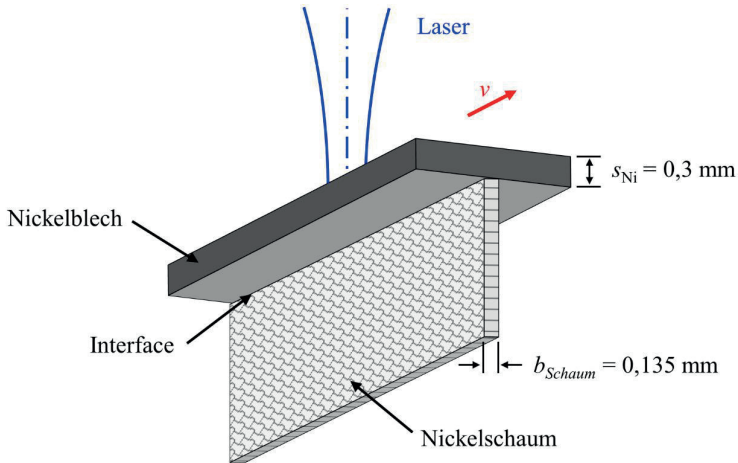
derem das Schrauben, Kleben, Löten und Schweißen [13]. Insbesondere das Laserstrahlschweißen hat sich aufgrund der Möglichkeit einer geringen und lokal gezielten Energieeintrags bereits als geeignete und vielversprechende Technologie zum Fügen von Metallschäumen erwiesen [13, 20–25]. Als eine große Herausforderung für den Fügeprozess hat sich eine Zerstörung der aufgeschmolzenen Schaumstruktur aufgrund der Oberflächenspannung herausgestellt, bei übermäßigem Energieeintrag in den Schaum [20, 24, 25]. Zur Kompensation der damit verbundenen Volumenreduktion wurde vielfach auf die Verwendung von Zusatzmaterial zurückgegriffen [20, 23–25]. Das Laserstrahlschweißen in Überlappkonfiguration von Vollmaterial an einen Metallschaum des gleichen Metalls ohne den Einsatz von Zusatzmaterial wurde am Beispiel des Fügens von CuZn-Blechen an offenporigen CuZn-Schaum demonstriert [22]. Allerdings waren die geometrischen Abmessungen der Fügepartner vergleichsweise groß mit einer Blechdicke von 1 mm und Strukturelementen des Schaums von etwa der gleichen Größenordnung, so dass vergleichsweise viel Material für die Erzeugung einer Fügeverbindung zur Verfügung stand. Im Fokus der vorliegenden Arbeit stand dahingegen die Entwicklung und Umsetzung von Prozessstrategien für das Laserstrahlschweißen von Metallschäumen an Vollmaterial in Überlappkonfiguration mit kleinen Abmessungen von wenigen hundert  $\mu\text{m}$  ohne die Verwendung von Zusatzmaterial.

In den nächsten Abschnitten erfolgt eine detaillierte Betrachtung der Randbedingungen und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech, gefolgt von der Ableitung der Prozessstrategie, sowie den Ergebnissen der theoretischen und experimentellen Untersuchungen des Schweißprozesses.

## 2.2 Herausforderungen beim Fügeprozess

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech in der Überlapp T-Stoß Konfiguration untersucht. Im Folgenden wird näher auf die untersuchte Fügegeometrie, sowie die Randbedingungen und Herausforderungen für diesen Fügeprozess eingegangen. Eine Skizze der Fügegeometrie ist in Bild 2.1 gezeigt. Der Laserstrahl trifft auf die Oberfläche des Nickelblechs und wird mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v$  linear über das Nickelblech bewegt. Dieses wird dabei an eine senkrecht dazu stehende Lage des Nickelschaums geschweißt. Hierzu kamen Festkörperlaser mit einer Emissionswellenlänge um 1  $\mu\text{m}$  zum Einsatz. Beide verwendeten Materialien bestehen aus Reinnickel (R-Ni99,2) und haben verhältnismäßig

kleine Abmessungen. Die Nickelbleche haben eine Dicke von  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$  und der Nickelschaum, bei dem es sich um einen offenporigen Metallschaum handelt, hat eine Breite von  $b_{\text{Schaum}} = 0,135 \text{ mm}$ .



**Bild 2.1:** Fügegeometrie für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech.

### Randbedingungen und Anforderungen

Für ein erfolgreiches Schweißen von Nickelschaum an Nickelblech ist eine stoffschlüssige Verbindung der beiden Fügepartner erforderlich. Daraus folgt, dass in der Fügezone (am Interface zwischen Nickelschaum und Nickelblech) mindestens die Schmelztemperatur der beiden Fügepartner erreicht werden muss. Gleichzeitig ist eine Zerstörung der Schaumstruktur unbedingt zu vermeiden. Werden organische Beschichtungen auf dem Nickelschaum eingesetzt, so kann es beim Überschreiten einer kritischen Temperatur  $T_{\text{crit}}$  für eine solche Beschichtung zur Ausbildung einer wärmebeeinflussten Zone (WEZ) im Nickelschaum kommen. Bei organischen Stoffen, wie beispielsweise Kunststoffen, ist dies typischerweise bereits bei etwa  $140 \text{ }^{\circ}\text{C} - 300 \text{ }^{\circ}\text{C}$  [2, 10, 11, 26, 27] der Fall. Um die nutzbare, beschichtete Fläche des Nickelschaums möglichst groß zu halten, muss die Ausdehnung der WEZ  $z_{\text{WEZ}}$  im Nickelschaum möglichst gering gehalten werden. Hierzu ist es erforderlich die maximale Reichweite der Isotherme der kritischen Temperatur,  $\max(z_{T_{\text{crit}}}(t))$ , im Nickelschaum ebenfalls möglichst gering zu halten. Daraus abgeleitet muss der Energieeintrag in den Nickelschaum ebenfalls möglichst gering gehalten werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde diesbezüglich das Ziel gesetzt, die maximale Reichweite der Isotherme einer kritischen Temperatur von

$T_{\text{crit}} = 156 \text{ }^{\circ}\text{C}$  im Nickelschaum unter 3 mm zu halten ( $\max(z_{156 \text{ }^{\circ}\text{C}}(t)) < 3 \text{ mm}$ ). Somit gilt es sowohl die Anforderungen für den Fügeprozess selbst (Anbindung ohne Zerstörung der Schaumstruktur), als auch für die durch den Fügeprozess verursachte WEZ einzuhalten. Die resultierenden Randbedingungen für den Fügeprozess sind:

- Temperatur am Interface  $T_{\text{iface}} > \text{Schmelztemperatur } T_{\text{S,Ni}}$ ,
- keine Zerstörung der Struktur des Nickelschaums,
- Energieeintrag in den Nickelschaum möglichst gering ( $\max(z_{156 \text{ }^{\circ}\text{C}}(t)) < 3 \text{ mm}$ )

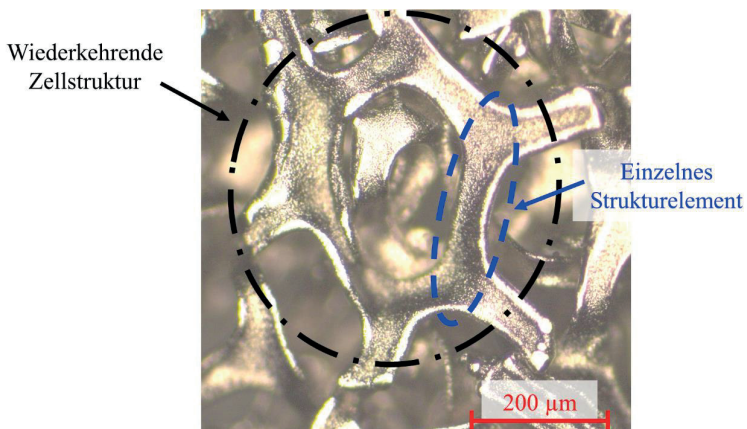
## Herausforderungen

Die speziellen Herausforderungen für die hier betrachtete Fügeaufgabe liegen in den unterschiedlichen *thermophysikalischen Eigenschaften* der beiden Fügepartner, *der Struktur des Schaums*, sowie der geringen *kritischen Temperatur für die Ausbildung einer wärmebeeinflussten Zone*. Diese werden im Folgenden näher erläutert.

Die unterschiedlichen *thermophysikalischen Eigenschaften* der beiden Fügepartner sind die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{th}}$ , die Dichte  $\rho$ , die Temperaturleitfähigkeit  $\kappa = \lambda_{\text{th}}/(\rho \cdot c_p)$ , wobei  $c_p$  die massenspezifische Wärmekapazität ist, und das thermische Ansprechvermögen  $r_{\text{th}} = \sqrt{\lambda_{\text{th}} \cdot \rho \cdot c_p}$  [28]. Diese bestimmen materialseitig sowohl die Verteilung der Energie im Material, als auch den erforderlichen Energie- beziehungsweise Leistungsbedarf zur Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens. In der Fügezone (am Interface) zwischen den beiden Fügepartnern ändern die thermophysikalischen Eigenschaften schlagartig beim Übergang vom einen Fügepartner zum anderen. Daher kommt es in der Fügezone auch schlagartig zu einer Änderung der Verteilung der eingebrachten Energie. Dies hat zur Folge, dass die Einstellung der lokal erforderlichen Temperaturverteilung in der Fügezone und deren direkten Umgebung erschwert wird. Außerdem ändert sich in der Fügezone auch schlagartig der erforderliche Energie- beziehungsweise Leistungsbedarf zur Erzeugung der benötigten Prozessvolumina in den beiden Fügepartnern. Konkrete Zahlenwerte für die Unterschiede in den thermophysikalischen Eigenschaften und für die abgeschätzte, benötigte Energie beziehungsweise Leistung zur Erzeugung der jeweiligen Prozessvolumina im Nickelschaum und Nickelblech werden in Abschnitt 2.4 gegeben.

*Die Struktur des verwendeten Nickelschaums* ist in der in Bild 2.2 gezeigten Mikroskopaufnahme des Schaums zu sehen. Dort sind die einzelnen Strukturelemente und die wiederkehrende Zellstruktur des Schaums zu erkennen, wie sie für solche offenporige Metallschäume typisch sind [13]. Bei dem im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Schaum sind die einzelnen Strukturelemente verhältnismäßig klein mit typischen

Abmessungen von wenigen 10  $\mu\text{m}$  bis zu wenigen 100  $\mu\text{m}$ . Aufgrund dieser geringen Strukturgrößen des Schaums kann es während des Fügeprozesses zu einer Zerstörung der Schaumstruktur kommen. Hierfür werden zwei Mechanismen als relevant angesehen. Dies sind zum einen das vollständige Verdampfen einzelner Strukturelemente oder gar größerer Volumenanteile des Nickelschaums. Zum anderen können bei einem übermäßigen Energieeintrag in den Schaum größere Anteile der Schaumstruktur aufgeschmolzen werden, was zu einem Zusammenziehen der Schmelze aufgrund der Oberflächenspannung führen kann. Über eine solche Zerstörung der schmelzflüssigen Schaumstruktur aufgrund der Oberflächenspannung bei übermäßigem Energieeintrag wurde bereits in [20, 24, 25] berichtet. Für ein Verdampfen der Strukturelemente des Schaums muss die Verdampfungstemperatur im Nickelschaum erreicht werden. Dies kann bei einer direkten Bestrahlung des Nickelschaums durch den Laserstrahl erfolgen. Dazu kann es kommen, wenn sich während des Prozesses eine Dampfkapillare durch das obere Nickelblech hindurch bis in den Nickelschaum ausbildet. Aufgrund der geringen Größe der Strukturelemente des Schaums reichen bereits geringe Energiemengen aus, um diese aufzuschmelzen oder zu verdampfen (konkrete Zahlenwerte siehe Abschnitt 2.4). Verglichen mit der erforderlichen Energiemenge zur Erzeugung des Prozessvolumens im Nickelblech sind hier bereits etwa um den Faktor 30 geringere Energiemengen notwendig. Hierheraus wird die Herausforderung zum Fügen der beiden Partner deutlich, sowie die Notwendigkeit einer lokal kontrollierten Energieeinbringung.



**Bild 2.2:** Mikroskopaufnahme des Nickelschaums.

Werden organische Beschichtungen auf dem Nickelschaum eingesetzt, so kann es beim Überschreiten einer *kritischen Temperatur*  $T_{\text{crit}}$  für eine solche Beschichtung zur *Ausbildung einer WEZ* im Nickelschaum kommen. Die kritischen Temperaturen  $T_{\text{crit}}$  für solche organischen Beschichtungen sind meist deutlich geringer als die Schmelztemperatur von Nickel  $T_{\text{S,Ni}} = 1455 \text{ °C}$  [29]. Bei organischen Stoffen, wie beispielsweise Kunststoffen, ist dies typischerweise bereits bei etwa  $140 \text{ °C} - 300 \text{ °C}$  [2, 10, 11, 26, 27] der Fall. In der Fügezone muss jedoch mindestens die Schmelztemperatur von Nickel erreicht werden, was zu einer Herausforderung für die Umsetzung einer möglichst geringen Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum führt.

Zusammenfassend können die speziellen Herausforderungen bei diesem Fügeprozess festgehalten werden:

- Die unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner
  - Unterschiedlicher Energiebedarf  $E_P$  zum Erreichen eines bestimmten Prozessvolumens im Nickelblech und im Nickelschaum ( $E_{P,\text{Ni}} \gg E_{P,\text{Schaum}}$ )
  - Änderung der Wärmeableitung und der Verteilung der Energie in der Fügezone
- Die Struktur des Nickelschaums
  - Mögliche Zerstörung der Strukturelemente während des Fügeprozesses
- Geringe kritische Temperatur  $T_{\text{crit}}$  für die Ausbildung einer wärmebeeinflussten Zone (WEZ) (typisch:  $140 \text{ °C} - 300 \text{ °C}$ ).

Die Hypothese ist, dass die Fügeaufgabe des *Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech durch die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung, mittels an die Fügeaufgabe angepasster Prozessstrategien, erfolgreich realisiert werden kann.*

Um diese Hypothese verifizieren zu können, werden in den folgenden Abschnitten (Abschnitt 2.3 bis 2.5) zunächst die Ergebnisse theoretischer Überlegungen und der experimentellen Untersuchungen zum Fügeprozess selbst dargelegt und diskutiert. Anschließend wird dann in Abschnitt 2.6 und 2.7 auf die ebenfalls experimentell und theoretisch ermittelten Ergebnisse zur Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum eingegangen.



## 2.3 Prozessstrategie

Die Ausführungen im vorangegangenen Abschnitt machen deutlich, dass für ein erfolgreiches Fügen von Nickelschaum an Nickelblech mittels Laserstrahlschweißen die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung erforderlich ist. Dazu wird eine an diese Fügeaufgabe angepasste Prozessstrategie benötigt. In diesem Abschnitt wird auf die Anforderungen an die Prozessstrategie eingegangen und anhand der Anforderungen eine mögliche Strategie abgeleitet.

### Anforderungen

Basierend auf den zuvor erläuterten Randbedingungen und Herausforderungen für den Fügeprozess lassen sich die beiden wesentlichen Anforderungen an die anzuwendende Prozessstrategie ableiten. Dies sind eine über die gesamte Schweißnahtlänge gezielt und reproduzierbar einstellbare Einschweißtiefe, sowie eine kurze Wechselwirkungszeit in der Fügezone während des Fügeprozesses. Diese beiden Anforderungen werden im Folgenden näher erläutert.

In der Fügezone zwischen Nickelschaum und Nickelblech muss mindestens die Schmelztemperatur von Nickel erreicht werden. Aufgrund der gegebenen Fügeanordnung (Überlapp T-Stoß mit auf das obenliegende Nickelblech einfallendem Laserstrahl, siehe Bild 2.1) kann die Energie des Laserstrahls jedoch nicht direkt in die Fügezone und den untenliegenden Nickelschaum eingebracht werden. Die Energie muss zunächst in das Nickelblech eingebracht und durch dieses hindurch bis in die Fügezone und den Nickelschaum geleitet werden. Für die Bearbeitung des Nickelschaums ist eine wesentlich geringere Energiemenge (etwa Faktor 20, siehe Abschnitt 2.4) ausreichend, als für die Bearbeitung des Nickelblechs. Es darf allerdings auch kein übermäßiger Energieeintrag in den Nickelschaum erfolgen, da es sonst zu einer Zerstörung der Schaumstruktur kommen kann. Somit folgt, dass die Einschweißtiefe über die gesamte Schweißnahtlänge gezielt und reproduzierbar eingestellt werden muss. Bei einer zu geringen Einschweißtiefe wird die Schmelztemperatur in der Fügezone nicht überschritten und somit auch keine Schweißverbindung erzeugt und bei einer zu großen Einschweißtiefe kann die Schaumstruktur zerstört werden.

Um die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum gering zu halten, muss der Energieeintrag in den Nickelschaum gering gehalten werden. Dieser erfolgt über Wärmeleitung. Die durch Wärmeleitung lokal abgeführte Wärmemenge hängt im Wesentlichen von den Materialeigenschaften, dem lokalen Temperaturgradienten und der Wechselwirkungszeit ab. Für die hier betrachtete Fügeaufgabe sind die Materialeigenschaften und die

minimal erforderliche Temperatur in der Fügezone vorgegeben. Daher bleibt nur die Wechselwirkungszeit als adressierbarer Parameter, um den Energieeintrag in den Nickelschaum zu beeinflussen. Somit folgt die Anforderung nach einer möglichst kurzen Wechselwirkungszeit in der Fügezone, um den Energieeintrag in den Nickelschaum und damit auch die Ausdehnung der WEZ gering zu halten.

Zusammenfassend kann für die Anforderungen an eine geeignete Prozessstrategie festgehalten werden:

- 1) Eine über die gesamte Schweißnahtlänge gezielt und reproduzierbar einstellbare Einschweißtiefe.
- 2) Kurze Wechselwirkungszeit in der Fügezone während des Fügeprozesses.

### **Ableitung der Prozessstrategie**

Ausgehend von den zuvor erläuterten Anforderungen kann eine geeignete Prozessstrategie abgeleitet werden. Dazu werden nachfolgend die Vor- und Nachteile verschiedener Prozessregime des Laserstrahlschweißens für die Erfüllung dieser Anforderungen diskutiert, sowie deren Eignung als anzuwendende Prozessstrategie. Darauf basierend wird eine entsprechende Strategie abgeleitet. An dieser Stelle sei vorweggegriffen, dass die nachfolgend angeführten Überlegungen nahelegen, dass für die hier betrachtete Schweißaufgabe weder ein Wärmeleitungsschweißprozess, noch ein „klassischer“ Laserstrahl-tiefschweißprozess beide Anforderungen gleichzeitig erfüllen können. Aus der Kombination der jeweiligen Vorteile des Wärmeleitungs- und Tiefschweißens für die hier betrachtete Schweißaufgabe würde sich hingegen eine geeignete Prozessstrategie ergeben, mit der beide Anforderungen gleichzeitig erfüllt werden können. Ein entsprechender Schweißprozess ist gekennzeichnet durch eine einsetzende Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche, die Ausbildung einer Vertiefung mit Aspektverhältnis  $< 1$  bei gleichzeitig stabiler Einschweißtiefe. Ein solcher Prozess soll im Folgenden als *Key-bowl-Schweißprozess* (in Anlehnung an die im Englischen für das Laserstrahl-tiefschweißen gebräuchliche Bezeichnung „*keyhole-welding*“) bezeichnet und als Prozessstrategie umgesetzt werden.

Bei einem *Wärmeleitungsschweißprozess* wird die Energie an der Werkstückoberfläche eingekoppelt und über Wärmeleitung im Werkstück verteilt. Die Temperaturverteilung in der Fügezone stellt sich somit auch durch Wärmeleitung ein, wodurch eine konstante und reproduzierbar einstellbare Einschweißtiefe zu erwarten ist. Somit wird Anforderung 1) erfüllt. Die erforderliche Energiemenge, um die Schmelztemperatur in der Füge-

gezone zu erreichen, muss dazu von der Werkstückoberseite zur Fügezone geleitet werden. Wie bereits erwähnt, hängt die durch Wärmeleitung lokal abgeführte Wärmemenge im Wesentlichen von den Materialeigenschaften, dem lokalen Temperaturgradienten und der Wechselwirkungszeit ab. Für die hier betrachtete Schweißaufgabe sind das verwendete Material und damit auch die Materialeigenschaften vorgegeben. Um die Schmelztemperatur in der Fügezone zu erreichen ist also eine hohe Temperatur auf der Schmelzbadoberfläche vorteilhaft, sowie eine ausreichend lange Wechselwirkungszeit erforderlich. Die Maximaltemperatur an der Schmelzbadoberfläche ist beim Wärmeleitungsschweißen durch die Verdampfungstemperatur begrenzt. In der Praxis führt dies zu typischerweise nur vergleichsweise geringen umsetzbaren Vorschubgeschwindigkeiten. Eine geringe Vorschubgeschwindigkeit steht jedoch in Widerspruch zu Anforderung 2) nach einer möglichst kurzen Wechselwirkungszeit während des Fügeprozesses, um die Ausdehnung der WEZ gering zu halten. Basierend auf den zuvor angeführten Überlegungen erscheint ein reiner Wärmeleitungsschweißprozess für die hier betrachtete Fügeaufgabe nicht als Prozessstrategie geeignet. Die Ergebnisse der theoretischen (Abschnitt 2.4.2) und experimentellen Untersuchungen des Fügeprozesses (Abschnitt 2.5) werden diese Überlegungen zumindest für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachtete Fügeaufgabe und die betrachteten Schweißkonfigurationen stützen.

Das *Laserstrahltiefschweißen* ist durch die Ausbildung einer Dampfkapillare der Tiefe  $s_K$  im Werkstück gekennzeichnet [6, 30, 31]. Ab welchem Aspektverhältnis  $s_K/d_f$  (Verhältnis von Kapillartiefe  $s_K$  zu Fokusbildungsdurchmesser  $d_f$ ) eine Vertiefung in der Schmelze als Dampfkapillare definiert ist, ist jedoch meist nicht spezifiziert. In [32] wird die Schwelle zur Erzeugung einer Dampfkapillare als  $s_K \approx d_f$  definiert. Dem folgend wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit das „klassische“ Laserstrahltiefschweißen definiert durch das Vorhandensein einer Dampfkapillare mit Aspektverhältnis  $s_K/d_f > 1$  (der Begriff „Tiefschweißen“ wird in der vorliegenden Arbeit synonym für das so definierte „klassische“ Laserstrahltiefschweißen verwendet). Durch die Einkopplung der Laserstrahlung ins Werkstück in dieser Dampfkapillare wird die Energie direkt weiter in die Tiefe im Werkstück eingebracht und muss nicht erst über Wärmeleitung im Werkstück verteilt werden. Daher sind beim Tiefschweißen typischerweise auch deutlich höhere Vorschubgeschwindigkeiten umsetzbar als beim Wärmeleitungsschweißen. Dies ist vorteilhaft für die Erfüllung von Anforderung 2). Beim Tiefschweißen können jedoch auch häufig Fluktuationen der Kapillar- und Einschweißtiefe beobachtet werden [33–37]. Mögliche Ursachen für solche Fluktuationen stellen das Spiking [33–35, 37] oder auch andere Instabilitäten der Dampfkapillare [34, 36] dar. Durch solche Fluktuationen der Kapillar- und Einschweißtiefe wird eine konstante und gezielte Energieverteilung in der Fügezone erschwert. Dies steht im Widerspruch zu Anforderung 1). Basierend auf

den zuvor angeführten Überlegungen erscheint ein „klassischer“ Laserstrahl-tiefschweißprozess ebenfalls nicht als Prozessstrategie geeignet. Die im Rahmen der experimentellen Untersuchungen des Fügeprozesses erzielten Ergebnisse aus Stichversuchen zum Tiefschweißen mit einem kleinen Fokusbereich von  $d_f = 60 \mu\text{m}$  (Abschnitt 2.5.1) werden diese Überlegungen stützen.

Aus der Kombination der jeweiligen Vorteile des Wärmeleitungs- und Tiefschweißens für die hier betrachtete Schweißaufgabe würde sich hingegen eine geeignete Prozessstrategie ergeben. Bei einem entsprechenden Prozess müsste die Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche bereits erreicht werden und sich eine Vertiefung in der Schmelze ausbilden. Die Vertiefung müsste gleichzeitig noch stabil sein und somit auch zu einer konstanten Einschweißtiefe führen. Ein solcher Keybowl-Schweißprozess würde also „zwischen“ dem Wärmeleitungs- und dem Tiefschweißen liegen. Daher wird im Folgenden der Übergang vom Wärmeleitungs- zum Tiefschweißen näher betrachtet, und auf das Prozessregime des Keybowl-Schweißens eingegangen.

Das Wärmeleitungsschweißen ist durch das Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche begrenzt und das „klassische“ Laserstrahl-tiefschweißen beginnt, nach der im Rahmen der vorliegenden Arbeit verwendeten Definition, mit der Ausbildung einer Dampfkapillare mit Aspektverhältnis  $> 1$ . Der Übergang vom Wärmeleitungs- zum Tiefschweißen läuft im Allgemeinen wie folgt ab: bei Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche setzt Verdampfung ein und durch den Rückstoßdruck des abdampfenden Materials bildet sich eine Vertiefung in der Schmelze aus. Bei weiter zunehmender Verdampfung wächst diese Vertiefung in der Schmelze weiter an, bis es schließlich zu Mehrfachreflektionen der Laserstrahlung in der Vertiefung kommt und damit zu einer Zunahme der eingekoppelten Laserleistung und der Einschweißtiefe [6, 32, 38]. Der Übergang ins Tiefschweißen ist oftmals sehr abrupt und wird als Tiefschweißschwelle bezeichnet [6, 39]. Die Höhe des Sprungs in der Einschweißtiefe an der Tiefschweißschwelle ist jedoch von den Prozessparametern und den Materialeigenschaften abhängig [6]. So wurde auch schon von Prozessen berichtet, bei denen eine stetige Zunahme der Einschweißtiefe bei Überschreiten der Verdampfungstemperatur und weiterer Zunahme der Laserleistung bei sonst konstanten Prozessparametern beobachtet wurde [40, 41]. Insbesondere wurde auch schon von stabilen Schweißprozessen bei geringen Aspektverhältnissen berichtet. Beispielsweise beim Laserstrahlschweißen von Kupfer mit grüner Laserstrahlung und hohen Vorschubgeschwindigkeiten [42], oder beim Laserstrahlschweißen von Titan-Aluminium-Legierungen mit hohen Vorschubgeschwindigkeiten [43]. Aus der Literatur [6] ist bekannt,

dass das Aspektverhältnis  $s_K/d_f$  beim Einsetzen des Tiefschweißeffekts mit zunehmender Peclet-Zahl ( $Pe = v \cdot d_f / \kappa$ ) und zunehmendem Absorptionsgrad  $A$  des Materials für die Laserstrahlung abnimmt. Bei den Experimenten, über die in [41–43] berichtet wird, waren die Peclet-Zahlen und Absorptionsgrade mit  $Pe \geq 2,9$  und  $A \geq 0,25$  auch vergleichsweise hoch. Welche Voraussetzungen genau erfüllt sein müssen, damit stabile Laserstrahlschweißprozesse mit Vertiefungen mit Aspektverhältnissen  $< 1$  realisiert werden können, ist aktuell jedoch nicht bekannt und bedarf weitergehender Untersuchungen.

Wenn der Übergang vom Wärmeleitungs- zum Tiefschweißen nicht mit einer sprunghaftigen, sondern mit einer stetigen Zunahme der Einschweißtiefe bei zunehmender Laserleistung einhergeht, dann wird davon ausgegangen, dass bei einsetzender Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche auch Vertiefungen in der Schmelze mit Aspektverhältnis  $< 1$  realisiert werden können. Somit kann auch das Prozessregime des *Keybowl-Schweißens* genutzt werden. Dieses liegt im Übergangsbereich zwischen dem Prozessregime des Wärmeleitungsschweißens und dem „klassischen“ Laserstrahl-tiefschweißen. Bei einem Keybowl-Schweißprozess wird die Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche bereits erreicht und es bildet sich durch den induzierten Rückstoßdruck des abströmenden Materials eine Vertiefung in der Schmelze aus, welche ein Aspektverhältnis  $< 1$  aufweist. In der Literatur [41–43] berichtete Ergebnisse deuten darauf hin, dass im Fall des *Keybowl-Schweißens* die Vertiefungen mit geringem Aspektverhältnis auch stabil sind und somit keine Fluktuationen der Kapillar- und Einschweißtiefe zu erwarten sind, wie sie beim „klassischen“ Laserstrahl-tiefschweißen auftreten können [33–37]. Somit erscheint dieses Prozessregime als geeignet für die gleichzeitige Erfüllung beider Anforderungen an die Prozessstrategie für die hier betrachtete Schweißaufgabe. Durch das Erreichen der Verdampfungstemperatur ist eine hohe Oberflächentemperatur gegeben und durch die Vertiefung in der Schmelze kann die Energie auch bereits etwas weiter in der Tiefe im Werkstück eingebracht werden. Beides ist vorteilhaft für die Umsetzung hoher Vorschubgeschwindigkeiten bei gleichzeitigem Erreichen der Schmelztemperatur in der Fügezone. Darüber hinaus ist aufgrund der erwarteten Ausbildung einer stabilen Vertiefung mit Aspektverhältnis  $< 1$  eine konstante und gezielt einstellbare Einschweißtiefe zu erwarten. Es wird erwartet, dass die Energie- und Temperaturverteilung in der Fügezone selbst in diesem Fall weiterhin durch Wärmeleitung dominiert ist.

Für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachtete Fügeaufgabe ergeben sich für einen Fokusbereich von  $d_f = 300 \mu\text{m}$  und Vorschubgeschwindigkeiten von  $v = 5 \text{ m/min}$  bis  $15 \text{ m/min}$  (wie sie in den Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden

Arbeit angewendet wurden) Peclet-Zahlen von  $Pe \approx 1,1$  bis 3,3. Der Absorptionsgrad von flüssigem Nickel bei Schmelztemperatur für die Wellenlänge  $\lambda = 1,03 \mu\text{m}$  beträgt  $A = 0,29$  [44]. Somit liegen unter diesen Bedingungen sowohl die Peclet-Zahlen, als auch der Absorptionsgrad in etwa in dem Bereich, in dem sie auch bei den Untersuchungen lagen, bei denen bereits über einen stabilen Schweißprozess bei geringem Aspektverhältnis berichtet wurde [42, 43]. Daher wird angenommen, dass das Prozessregime des Keybowl-Schweißens auch beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech angewendet werden kann. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit soll gezeigt werden, dass mithilfe des Keybowl-Schweißens ein stabiler Schweißprozess im Nickelblech umgesetzt und die Fügeaufgabe des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech erfolgreich realisiert werden kann.

### Fazit

Anhand der Anforderungen an die anzuwendende Prozessstrategie wurde ein Keybowl-Schweißprozess als eine mögliche Prozessstrategie für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech abgeleitet und ausgewählt. Dieser wurde im weiteren Verlauf der Untersuchungen der vorliegenden Arbeit für dieses Anwendungsbeispiel umgesetzt.

## 2.4 Abschätzung von Leistungsbedarf und Prozessparametern

Um die eingangs aufgestellte Hypothese verifizieren zu können, müssen die Unterschiede in den thermophysikalischen Eigenschaften und dem erforderlichen Energiebeziehungswise Leistungsbedarf zur Erzeugung der jeweiligen Prozessvolumina im Nickelblech und Nickelschaum quantifiziert werden. Die Ergebnisse hierzu werden in diesem Abschnitt behandelt. Um die beiden Fügepartner verschweißen zu können, muss nicht nur die benötigte Prozessleistung zur Erzeugung der Prozessvolumina eingebracht, sondern auch die erforderliche Temperaturverteilung in der Fügezone generiert werden. Für die Abschätzung möglicher Prozessparameter zur Erzeugung dieser erforderlichen Temperaturverteilung wird ein analytisches Modell verwendet. Das Modell und die damit erlangten Ergebnisse werden ebenfalls in diesem Abschnitt diskutiert. Mithilfe der Ergebnisse für den erforderlichen Leistungsbedarf und die resultierende Temperaturverteilung in der Fügezone kann der Schweißprozess ausgelegt und die Auswahl der Prozessstrategie verifiziert werden.

Die in diesem Abschnitt behandelten Ergebnisse beziehen sich nur auf den Schweißprozess selbst. Der Wärmeeintrag in den Nickelschaum während des Schweißprozesses und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ aufgrund der resultierenden Temperaturverteilung im Nickelschaum werden in späteren Abschnitten behandelt. Die experimentell ermittelten Ergebnisse werden in Abschnitt 2.6 diskutiert wohingegen die theoretischen Betrachtungen in Abschnitt 2.7 behandelt werden.

### Thermophysikalische Eigenschaften

In Tabelle 2.1 ist eine Übersicht über die thermophysikalischen Eigenschaften von Nickel und Nickelschaum gegeben. Des Weiteren sind die jeweiligen Verhältnisse der Materialkennwerte von Nickel ( $K_{\text{Ni}}$ ) zu den Materialkennwerten von Nickelschaum

Kennwert ( $K$ )	Nickel	Nickelschaum	$K_{\text{Ni}}/K_{\text{Schaum}}$
$\rho$ in $\text{kg}/\text{m}^3$ (@ 25 °C)	8900 [29]	2667	3,34
$\lambda_{\text{th}}$ in $\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ (@ 27 °C)	90,7 [29]	11,41	7,95
$c_p$ in $\text{J}/(\text{kg}\cdot\text{K})$ (@ 25 °C)	444 [29]	444	1
$\kappa$ in $\text{m}^2/\text{s}$	$2,295\cdot 10^{-5}$	$9,639\cdot 10^{-6}$	2,38
$r_{\text{th}}$ in $\text{J}/(\text{s}^{1/2}\cdot\text{m}^2\cdot\text{K})$	$1,893\cdot 10^4$	$3,676\cdot 10^3$	5,15
$T_S$ in °C	1455 [29]	1455	1
$T_V$ in °C	2729,85 [45]	2729,85	1
$\Delta H_S$ in $\text{kJ}/\text{kg}$	297,8 [29]	297,8	1
$\Delta H_V$ in $\text{kJ}/\text{kg}^1$	6457,28 [45]	6457,28	1

**Tabelle 2.1:** Materialdaten von Nickel und Nickelschaum.  $\rho$ : Dichte;  $\lambda_{\text{th}}$ : Wärmeleitfähigkeit;  $c_p$ : massenspezifische Wärmekapazität;  $\kappa$ : Temperaturleitfähigkeit;  $r_{\text{th}}$ : thermisches Ansprechvermögen;  $T_S$ : Schmelztemperatur;  $T_V$ : Verdampfungstemperatur;  $\Delta H_S$ : massenspezifische Schmelzenthalpie;  $\Delta H_V$ : massenspezifische Verdampfungsenthalpie.

<sup>1</sup> In [45] ist die molare Verdampfungsenthalpie von Nickel mit  $\Delta H_{V,\text{m,Ni}} = 379 \text{ kJ/mol}$  angegeben. Zusammen mit der relativen Atommasse von Nickel  $A_{\text{u,Ni}} = 58,6934$  [29] ergibt sich daraus die massenspezifische Verdampfungsenthalpie von Nickel zu  $\Delta H_{V,\text{Ni}} = 6457,28 \text{ kJ/kg}$ .

( $K_{\text{Schaum}}$ ) aufgeführt. Die für den Schweißprozess relevantesten Unterschiede in den thermophysikalischen Eigenschaften sind in der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{th}}$  (Faktor 7,95), der Dichte  $\rho$  (Faktor 3,34), der Temperaturleitfähigkeit  $\kappa$  (Faktor 2,38) und dem thermischen Ansprechvermögen  $r_{\text{th}}$  (Faktor 5,15). Die massenspezifische Wärmekapazität  $c_p$ , die Schmelztemperatur  $T_S$  und die massenspezifische Schmelzenthalpie  $\Delta H_S$  sind hingegen jeweils identisch für das Vollmaterial und den Metallschaum [13]. Es wird davon ausgegangen, dass dies auch für die Verdampfungstemperatur  $T_V$  und die massenspezifische Verdampfungsenthalpie  $\Delta H_V$  gilt (in [13] wird nicht auf die Verdampfungstemperatur und –Enthalpie eingegangen). Die Temperaturleitfähigkeit  $\kappa$  und das thermische Ansprechvermögen  $r_{\text{th}}$  wurden jeweils aus den anderen thermophysikalischen Größen berechnet. Die Wärmeleitfähigkeit des Nickelschaums wurde ebenfalls berechnet. Hierzu wurde die in [13] angegebene Skalierungsrelation verwendet, nach der die Wärmeleitfähigkeit des Nickelschaums  $\lambda_{\text{th,Schaum}} = \lambda_{\text{th,Ni}} \cdot \gamma^q$  aus der relativen Dichte des Schaums  $\gamma$  und der Wärmeleitfähigkeit von Nickel  $\lambda_{\text{th,Ni}}$  abgeschätzt werden kann. Typische Werte für den Exponenten  $q$  liegen zwischen 1,65 und 1,8 [13]. Für die vorliegende Arbeit wurde ein mittlerer Wert für  $q$  von  $q = 1,72$  angenommen. Die relative Dichte des Schaums  $\gamma = \rho_{\text{Schaum}} / \rho_{\text{Ni}}$  [13] beschreibt das Verhältnis der Dichte des Nickelschaums  $\rho_{\text{Schaum}}$  zu der Dichte von Nickel  $\rho_{\text{Ni}}$ . Sie beträgt für den im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Nickelschaum  $\gamma = 0,3$ . Die konkreten Auswirkungen der unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften auf die jeweils erforderlichen Prozessleistungen zur Erzeugung der Prozessvolumina im Nickelblech und Nickelschaum werden im Folgenden behandelt.

### 2.4.1 Erforderliche Prozessleistung

Für die Auslegung des Schweißprozesses können mithilfe der Leistungsbilanz die erforderlichen Prozessleistungen zur Erzeugung der Prozessvolumina im Nickelblech und im Nickelschaum abgeschätzt werden. Darüber hinaus können auch die Prozessleistungen abgeschätzt werden, bei denen es zu einer Zerstörung der Schaumstruktur kommen kann und welche somit nicht überschritten werden dürfen. Aus der Leistungsbilanz kann die Prozessleistung [6]

$$P_p = \rho \cdot b \cdot s \cdot v \cdot (c_p \cdot \Delta T + \Delta H_S + \xi \cdot \Delta H_V) \quad (2.1)$$

bestimmt werden, die für die Bearbeitung eines bestimmten Prozessvolumens benötigt wird. Dabei sind  $b$  und  $s$  die Breite und Tiefe des zu bearbeitenden Volumens,  $v$  die



Vorschubgeschwindigkeit und  $\Delta T$  die Temperaturdifferenz zwischen der Ausgangstemperatur  $T_0$  und der erforderlichen Prozesstemperatur  $T_P$  und  $\xi$  der verdampfte Massenanteil. Für ein erfolgreiches Verschweißen der beiden Fügepartner müssen sowohl das Nickelblech als auch der Nickelschaum am Interface aufgeschmolzen werden, damit eine stoffschlüssige Verbindung entstehen kann. Somit müssen die Prozessvolumina jeweils mindestens auf Schmelztemperatur erhitzt ( $T_P = T_{S,Ni}$ ) und die Schmelzenthalpie  $\Delta H_{S,Ni}$  zugeführt werden (eine Überhitzung und Verdampfung des Materials wird nicht betrachtet,  $\xi = 0$ ). Für die Ausgangstemperatur wird ein Wert von  $T_0 = 20^\circ\text{C}$  angenommen. Aus der Leistungsbilanz (2.1) ist unter diesen Randbedingungen direkt ersichtlich, dass für den unterschiedlichen Bedarf an Prozessleistung für die beiden Fügepartner das pro Zeit zu bearbeitende Volumen ( $b \cdot s \cdot v$ ) und die volumenspezifische Wärmekapazität ( $\rho c_p$ ) maßgebend sind. Im hier betrachteten Fall sind  $v$  und  $c_p$  für beide Fügepartner gleich. Daher sind die zu erzeugende Querschnittsfläche und die Dichte ausschlaggebend. Allein aus dem Unterschied in der Dichte ( $\gamma = 0,3$ ) folgt, dass für die Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens im Nickelschaum nur 30 % der Leistung ausreichend sind, die für die Erzeugung des gleichen Prozessvolumens im Nickelblech erforderlich ist. Darüber hinaus ist die zu erzeugende Querschnittsfläche im Nickelschaum ebenfalls geringer.

Zunächst wird die benötigte Prozessleistung für die Bearbeitung des Nickelblechs abgeschätzt. Hierzu werden die Materialdaten von Nickel (siehe Tabelle 2.1) verwendet. Das Nickelblech muss vollständig durchgeschweißt werden und es wird ein trapezförmiger Nahtquerschnitt angenommen, mit Nahtbreiten an der Ober- und Unterseite von  $b_o = 0,4\text{ mm}$  und  $b_u = 0,2\text{ mm}$ , sowie einer Tiefe von  $s = 0,3\text{ mm}$ . Die Nahtbreiten entsprechen in etwa den aus dem Experiment resultierenden Nahtbreiten bei  $v = 5\text{ m/min}$  (siehe Abschnitt 2.5.1) und die Tiefe entspricht der Dicke des Nickelblechs. Typische Vorschubgeschwindigkeiten beim Laserstrahlschweißen liegen zwischen etwa  $v = 5\text{ m/min}$  und  $15\text{ m/min}$ . Dieser Geschwindigkeitsbereich wurde auch bei den hier vorgestellten Abschätzungen betrachtet. Für  $v = 5\text{ m/min}$  ergibt sich eine benötigte Prozessleistung zum Aufschmelzen des Nickelblechs von  $P_P = 62\text{ W}$ . Für  $v = 10\text{ m/min}$  und  $15\text{ m/min}$  ergeben sich entsprechend  $P_P = 125\text{ W}$  und  $187\text{ W}$ . Jeweils unter der Annahme eines konstanten Prozessvolumens. Bei Berücksichtigung des Einkoppelgrades  $\eta_A$  und des thermischen Wirkungsgrades  $\eta_{th}$  kann zudem die erforderliche eingestrahlte Laserleistung  $P_L = P_P / (\eta_A \cdot \eta_{th})$  [6] abgeschätzt werden. Ein Einkoppelgrad von  $\eta_A = 0,29$  entspricht dem Absorptionsgrad von flüssigem Nickel bei Schmelztemperatur für die Wellenlänge  $\lambda = 1,03\text{ }\mu\text{m}$  [44] und ein thermischer Wirkungsgrad von  $\eta_{th} = 0,48$  ist in etwa als Obergrenze des zu erwartenden thermischen Wirkungsgrades anzusehen (siehe

beispielsweise [6, 40, 46]). Mit der Annahme eines Einkoppelgrades von  $\eta_A = 0,29$  und eines thermischen Wirkungsgrades von  $\eta_{th} = 0,48$  ergibt sich für die erforderliche eingestrahlte Laserleistung ein Wert von  $P_L = 448$  W für  $v = 5$  m/min. Für  $v = 10$  m/min und 15 m/min ergeben sich entsprechend  $P_L = 897$  W und 1345 W.

Für die Abschätzung der benötigten Prozessleistung für die Bearbeitung des Nickelschaums werden die Materialdaten von Nickelschaum (siehe Tabelle 2.1) verwendet. Der Nickelschaum hat eine Breite von  $b_{Schaum} = 0,135$  mm und es wird angenommen, dass dieser nur bis zu einer Tiefe von maximal  $s = 100$   $\mu$ m aufgeschmolzen werden muss, beziehungsweise darf, um eine Anbindung an das Nickelblech zu ermöglichen ohne dabei die Struktur des Schaums zu zerstören. Bei  $v = 5$  m/min ist hierzu eine Prozessleistung von  $P_P = 2,8$  W erforderlich, was nur etwa 4,5 % der erforderlichen Prozessleistung zum Aufschmelzen des Nickelblechs entspricht. Zum vollständigen Verdampfen ( $\Delta T = T_{V,Ni} - T_0$ ,  $\Delta H_V = \Delta H_{V,Ni}$ ,  $\xi = 1$ ) des gleichen Volumens des Nickelschaums wären hingegen 24 W erforderlich, was etwa 38 % der erforderlichen Prozessleistung zum Aufschmelzen des Nickelblechs entspricht. Zum vollständigen Verdampfen eines einzelnen Strukturelements des Nickelschaums (siehe Bild 2.2, typische Abmessungen: 60  $\mu$ m x 350  $\mu$ m x 15  $\mu$ m) wären hingegen nur 1,6 W erforderlich, was nur etwa 2,6 % der erforderlichen Leistung zum Aufschmelzen des Nickelblechs entspricht. Wird noch berücksichtigt, dass bei einem Strahldurchmesser von beispielsweise  $d_f = 300$   $\mu$ m keine vollständige Überlappung zwischen Laserstrahl und Nickelschaum vorliegt, sondern nur auf der Fläche ( $b_{Schaum} \cdot d_f$ ), so wären dies etwa 10 % der auf den Nickelschaum auftreffenden Leistung.

## Fazit

Anhand dieser Abschätzungen wird der deutlich unterschiedliche Bedarf an Prozessleistung ersichtlich, der für die Erzeugung der jeweiligen Prozessvolumina in den beiden Fügepartnern erforderlich ist. So reichen etwa 4,5 % der für die Bearbeitung des Nickelblechs erforderlichen Prozessleistung für die Bearbeitung des Nickelschaums aus. Bei einer größeren Energie- beziehungsweise Leistungszufuhr in den Nickelschaum könnten deutlich größere Volumenanteile des Nickelschaums aufgeschmolzen werden, wodurch sich das Risiko erhöhen würde, dass die Schaumstruktur durch ein Zusammenziehen der Schmelze aufgrund der Oberflächenspannung zerstört wird (wie auch in [20, 24, 25] berichtet). Wenn sich während des Prozesses eine nach unten geöffnete Kapillare im Nickelblech ausbildet, so kann die durch die Kapillare transmittierte Laserstrahlung direkt auf den Nickelschaum treffen und einzelne Strukturelemente des Nickelschaums vollständig verdampfen (und damit ebenfalls die Schaumstruktur zerstören). Hierzu sind

nur etwa 3-10 % der für die Bearbeitung des Nickelblechs erforderlichen Leistung ausreichend. Diese Ergebnisse verdeutlichen die Relevanz einer lokal genau kontrollierten Einbringung der Energie und deren Verteilung für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech.

## 2.4.2 Abschätzung der Prozessparameter für den Fügeprozess

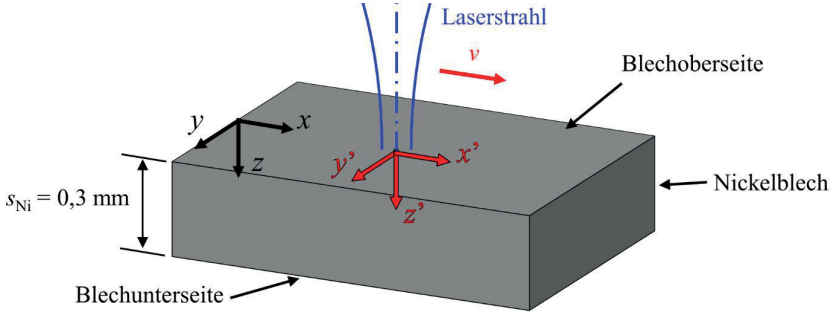
Um die beiden Fügepartner verschweißen zu können, muss in der Fügezone mindestens die Schmelztemperatur erreicht werden. Die Abschätzung möglicher Prozessparameter zur Erzeugung der dazu erforderlichen Temperaturverteilung soll mithilfe eines analytischen Modells erfolgen. Aufgrund der sehr unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner wird die Temperaturverteilung in der Fügezone durch die Temperaturverteilung im Nickelblech vorgegeben und die Temperaturfelder in den beiden Fügepartnern können jeweils durch separate Modelle beschrieben werden. Die Voraussetzungen für diese Annahme und deren Gültigkeit werden in Abschnitt 2.7 ausführlicher diskutiert.

An dieser Stelle soll daher ausschließlich der Energieeintrag durch den bewegten Laserstrahl und das daraus resultierende Temperaturfeld im Nickelblech betrachtet werden. Hierzu wird zunächst näher auf das verwendete analytische Modell eingegangen und anschließend auf die damit berechneten Temperaturverteilungen. Dabei wird sich zeigen, dass das Erreichen der Schmelztemperatur an der Blechunterseite ohne Überschreiten der Verdampfungstemperatur an der Blechoberseite nur bei vergleichsweise geringen Vorschubgeschwindigkeiten ( $v < 0,3$  m/min für  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ) und/oder ausreichend großen Strahldurchmessern ( $d_f \geq 600$   $\mu\text{m}$  für  $v \geq 4,5$  m/min) möglich ist. Diese Resultate bekräftigen den Ansatz einen Keybowl-Schweißprozess anstelle eines reinen Wärmeleitungsschweißprozesses als Prozessstrategie zu verfolgen, um auch bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten die Schmelztemperatur an der Blechunterseite erreichen zu können.

### 2.4.2.1 Analytisches Modell für den Energieeintrag durch den bewegten Laserstrahl

Der Energieeintrag in das Nickelblech durch den bewegten Laserstrahl wird durch eine bewegte Wärmequelle mit gaußförmiger Intensitätsverteilung auf einem endlich dicken Körper modelliert. Das resultierende Temperaturfeld im Nickelblech kann durch Lösen der dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung erhalten werden. In Bild 2.3 ist eine

Skizze der Anordnung und der verwendeten Koordinatensysteme gezeigt. Der Laserstrahl trifft auf die Blechoberseite auf und wird mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v$  in positiver  $x$ -Richtung über das Nickelblech bewegt. Das Koordinatensystem  $(x, y, z)$  ist ortsfest, während sich das Koordinatensystem  $(x', y', z')$  mit dem Zentrum des Laserstrahls mitbewegt.



**Bild 2.3:** Skizze der Anordnung und verwendeten Koordinatensysteme für das analytische Modell für den Energieeintrag durch den bewegten Laserstrahl.

Für einen bewegten Laserstrahl mit gaußförmiger Intensitätsverteilung als Wärmequelle wurde das in einem halbumendlichen Körper resultierende, stationäre Temperaturfeld in [47] hergeleitet. Die endliche Blechdicke  $s$  kann mit der Methode der Spiegelquellen berücksichtigt werden, wobei die Spiegelquellen so anzuordnen sind, dass kein Wärmefluss über die Blechober- und Unterseite auftritt [30, 48, 49]. Der Durchmesser des Laserstrahls wurde in [47] als der Durchmesser definiert, bei dem die Intensität auf  $1/e$  des Intensitätsmaximums abgefallen ist. Dies erfordert eine Anpassung der dort beschriebenen Lösung an die gängige Definition des Strahldurchmessers bei einem Abfall der Intensität auf  $1/e^2$  des Intensitätsmaximums. Mit den entsprechenden Anpassungen wird die von einem bewegten Laserstrahl mit gaußförmiger Intensitätsverteilung in einem endlich dicken Blech erzeugte Temperaturverteilung durch [50]

$$\Delta T(x', y', z', s) = \frac{\eta_A \cdot P_L}{\pi^{1/2} \cdot r_{th}} \times \sum_{n=-\infty}^{+\infty} \int_0^{\infty} \frac{\exp \left[ -\frac{(x' + v \cdot t)^2 + y'^2}{\frac{d_f^2}{8} + 4 \cdot \kappa \cdot t} - \frac{(z' - 2 \cdot n \cdot s)^2}{4 \cdot \kappa \cdot t} \right]}{\sqrt{t} \cdot \left( \frac{d_f^2}{8} + 4 \cdot \kappa \cdot t \right)} dt \quad (2.2)$$

beschrieben. Dabei sind  $\Delta T$  die Temperaturerhöhung gegenüber Umgebungstemperatur,  $P_L$  die Laserleistung,  $\eta_A$  der Einkoppelgrad,  $r_{th}$  das thermische Ansprechvermögen,  $\kappa$  die Temperaturleitfähigkeit,  $v$  die Vorschubgeschwindigkeit,  $d_f$  der Durchmesser des Laserstrahls auf der Blechoberfläche,  $t$  die Zeit,  $n$  die Laufvariable der Spiegelquellen, und  $s$  die Blechdicke. In  $x$ - und  $y$ -Richtung wird das Blech als unendlich ausgedehnt betrachtet. Gl. (2.2) liefert die sich aufgrund der Wärmeleitung ausbildende stationäre Temperaturverteilung im mitbewegten Koordinatensystem. Die Einflüsse von Wärmeverlusten an die Umgebung, konvektivem Wärmetransport und der Schmelzenthalpie werden nicht berücksichtigt.

Für die hier betrachteten Abschätzungen sind insbesondere die Temperaturverteilung an der Blechunterseite (der Fügezone) und der Blechoberseite von Interesse. Bei der Berechnung der Temperaturverteilung an einer dieser beiden Blechoberflächen reicht es, wie im Folgenden erläutert, aus Symmetriegründen aus, jeweils nur die Spiegelquellen auf einer Seite des Blechs,  $n = 0 \dots +\infty$ , zu berechnen und diese mit doppeltem Beitrag zu berücksichtigen. Die Spiegelquellen zur Berücksichtigung der endlichen Blechdicke werden jeweils durch Spiegelung einer Quelle an einer der beiden Blechoberflächen erzeugt. Die Originalquelle,  $n = 0$ , wird an der Blechunterseite gespiegelt, woraus sich die Spiegelquelle  $n = 1$  ergibt. Diese wird wiederum an der Blechoberseite gespiegelt, was zur Spiegelquelle  $n = -1$  führt, welche wiederum an der Blechunterseite gespiegelt wird und so zu Spiegelquelle  $n = 2$  führt, usw. Daher liefern für die Temperaturverteilungen an einer dieser beiden Blechoberflächen immer jeweils 2 Spiegelquellen auf gegenüberliegenden Seiten des Blechs paarweise den gleichen Beitrag. Welche der Spiegelquellen auf der gegenüberliegenden Seite des Blechs den gleichen Beitrag liefert unterscheidet sich um  $|n| = 1$  für die Temperaturverteilung an der Blechober- und Unterseite. Für die Temperaturverteilung an der Blechunterseite liefern die Originalquelle ( $n = 0$ ) und die erste Spiegelquelle ( $n = 1$ ) den gleichen Beitrag, die Spiegelquellen  $n = -1$  und  $n = +2$ , usw. Für die Temperaturverteilung an der Blechoberseite liefern hingegen die Spiegelquellen  $n = +1$  und  $n = -1$ ,  $n = +2$  und  $n = -2$ , usw., den gleichen Beitrag. Somit folgen die Temperaturverteilung

$$\Delta T_{Oberseite} = \Delta T_0 + 2 \cdot \sum_{n=1}^{+\infty} \Delta T_n \quad (2.3)$$

an der Blechoberseite und die Temperaturverteilung

$$\Delta T_{Unterseite} = \Delta T_0 + \Delta T_1 + 2 \cdot \sum_{n=2}^{+\infty} \Delta T_n \quad (2.4)$$

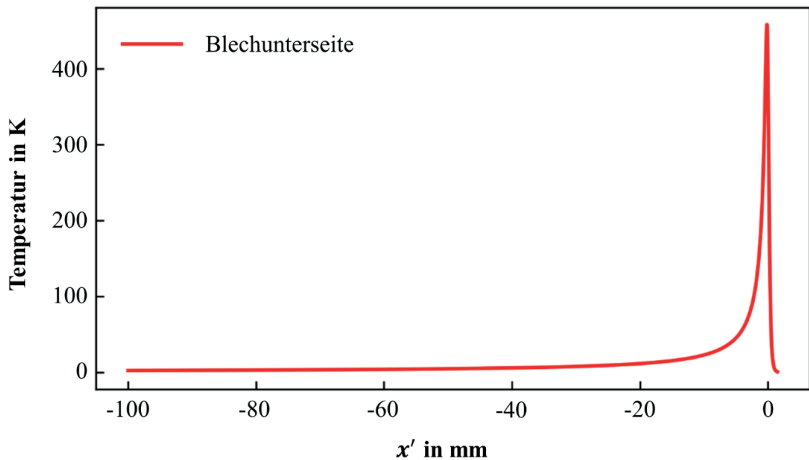
an der Blechunterseite, wobei

$$\Delta T_n = \frac{\eta_A \cdot P_L}{\pi^{\frac{1}{2}} \cdot r_{th}} \times \int_0^\infty \frac{\exp \left[ -\frac{(x' + v \cdot t)^2 + y'^2}{\frac{d_f^2}{8} + 4 \cdot \kappa \cdot t} + \frac{(z' - 2 \cdot n \cdot s)^2}{4 \cdot \kappa \cdot t} \right]}{\sqrt{t} \cdot \left( \frac{d_f^2}{8} + 4 \cdot \kappa \cdot t \right)} dt \quad (2.5)$$

jeweils der Beitrag zur Temperaturerhöhung durch die Spiegelquelle  $n$  ist. In der Praxis reicht meist eine geringe Anzahl an Spiegelquellen aus, um die endliche Dicke des Werkstücks zu berücksichtigen. Die benötigte Anzahl an Spiegelquellen variiert jedoch mit den Prozessparametern, den Materialeigenschaften, der Blechdicke und dem Abstand von der Wärmequelle, an dem die Temperaturverteilung bestimmt werden soll. Aus diesem Grund gibt es keine allgemeingültige Anzahl an Spiegelquellen, die erforderlich beziehungsweise ausreichend ist, um die endliche Blechdicke bei der Berechnung der Temperaturverteilung zu berücksichtigen. Es bietet sich vielmehr an, eine an die jeweiligen Randbedingungen angepasste Anzahl an Spiegelquellen zu berücksichtigen. Die Vorgehensweise zur Ermittlung dieser angepassten Anzahl an Spiegelquellen wird im Folgenden näher erläutert.

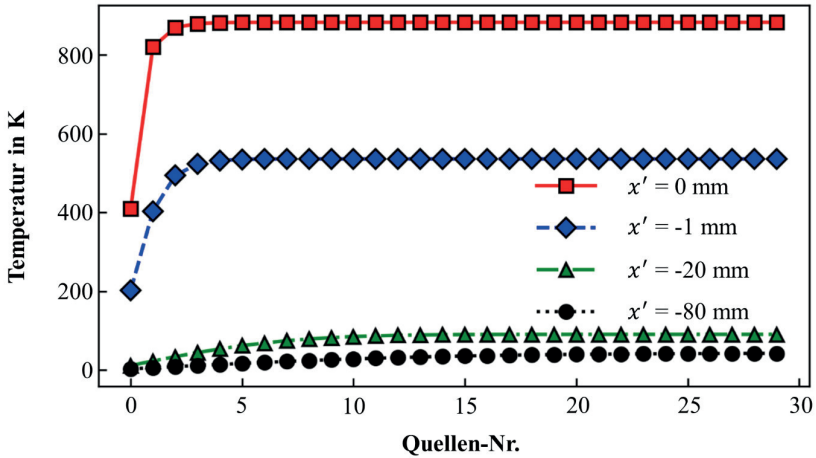
Dies geschieht beispielhaft anhand der Temperaturverteilung an der Unterseite des Nickelblechs ( $z' = s_{Ni} = 0,3 \text{ mm}$ ) bei  $y' = 0$  für die Parameter  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $v = 5 \text{ m/min}$  und  $P_L = 450 \text{ W}$ . Es wurden die Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1) verwendet, sowie ein Einkoppelgrad von  $\eta_A = 0,29$ . Das Integral in Gl. (2.2) und Gl. (2.5) wurde mithilfe der Simpson Regel [51] gelöst und die Integration erfolgte von  $t = 10^{-6} \text{ s}$  bis  $10^6 \text{ s}$  in  $10^5$  Zeitschritten mit einer logarithmischen Schrittweite<sup>2</sup>. Zunächst soll die Temperaturverteilung ohne Berücksichtigung der Spiegelquellen betrachtet werden. Bild 2.4 zeigt beispielhaft die nach Gl. (2.2) berechnete Temperaturverteilung im mitbewegten Koordinatensystem als Funktion von  $x'$  ohne die Berücksichtigung der Spiegelquellen. In negativer  $x'$ -Richtung, entgegen der Vorschubrichtung des Laserstrahls, ist ein steiler Anstieg der Temperatur bis zum Temperaturmaximum kurz hinter dem Zentrum des Laserstrahls ( $x' = 0$ ) zu erkennen. Nach dem Temperaturmaximum ist der Temperaturabfall zunächst ebenfalls steil und wird dann mit abnehmendem  $x'$  immer flacher.

<sup>2</sup> Logarithmische Schrittweite bedeutet, dass die Zeitschritte auf einer logarithmischen Skala gleichverteilt sind, d.h. der Quotient aufeinanderfolgender Zeitschritte ist konstant,  $(t_{i+1}/t_i) = \text{const.}$  Umgesetzt wurde die Aufteilung der Zeitschritte in *Python* mit der Funktion *numpy.logspace* [52]:  $t = \text{numpy.logspace}(-6, 0, 100000, 0)$ .



**Bild 2.4:** Berechnete Temperaturverteilung über  $x'$  an der Blechunterseite ( $z' = s_{\text{Ni}} = 0,3$  mm) für  $y' = 0$ , ohne Spiegelquellen. Parameter:  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ;  $v = 5$  m/min;  $P_L = 450$  W;  $\eta_A = 0,29$ ; Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1).

Nun soll der Einfluss der Anzahl an berücksichtigten Spiegelquellen auf die berechnete Temperatur für verschiedene  $x'$ -Positionen betrachtet werden. Um die Zusammenhänge zwischen der Anzahl berücksichtigter Spiegelquellen und der Temperatur aufzuzeigen, reicht es aus den zuvor genannten Symmetriegründen aus nur die Spiegelquellen auf einer Blechseite zu betrachten. Für die Spiegelquellen auf der anderen Blechseite gelten die gleichen Zusammenhänge und für die Berechnung der tatsächlichen Temperatur muss dann jeweils der doppelte Beitrag der Spiegelquellen berücksichtigt werden, entsprechend Gl. (2.3) und Gl. (2.4). Daher wurden für die folgenden Beispiele jeweils nur die Spiegelquellen auf einer Seite des Blechs berücksichtigt. Bild 2.5 zeigt die Temperatur an verschiedenen  $x'$ -Positionen der Blechunterseite in Abhängigkeit der Anzahl Spiegelquellen. Bei Berücksichtigung der Spiegelquellen für die Temperaturberechnung steigt die Temperatur mit zunehmender Anzahl an Spiegelquellen an, bis nach einer gewissen Anzahl an Spiegelquellen nahezu keine Änderung der Temperatur mehr ersichtlich ist. Diese Anzahl ist für verschiedene  $x'$ -Positionen unterschiedlich. So ergibt sich für  $x' = 0$  mm und -1 mm bereits nach etwa 3-5 Spiegelquellen nahezu keine Änderung der Temperatur mehr, während für  $x' = -20$  mm und -80 mm dies erst nach etwa 15-20 Spiegelquellen der Fall ist.



**Bild 2.5:** Berechnete Temperatur für verschiedene  $x'$ -Positionen an der Blechunterseite ( $z' = s_{\text{Ni}} = 0,3$  mm) für  $y' = 0$  in Abhängigkeit der Anzahl berücksichtigter Spiegelquellen auf einer Seite des Blechs. Parameter:  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ;  $v = 5$  m/min;  $P_L = 450$  W;  $\eta_A = 0,29$ ; Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1).

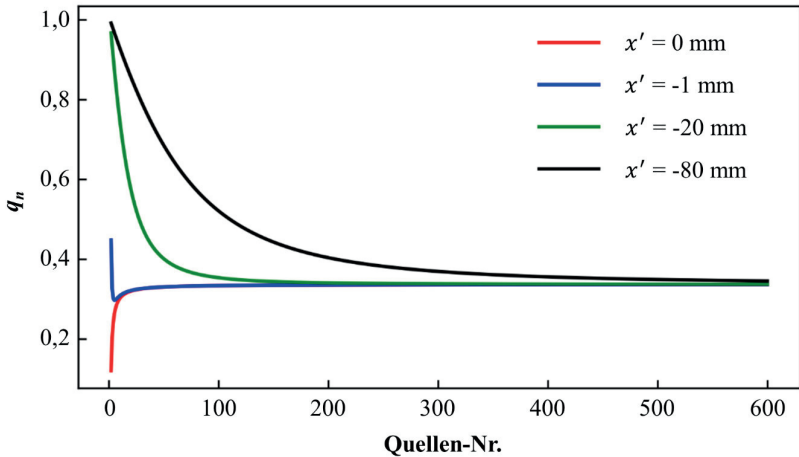
Die Änderung der Temperatur ist in diesem Fall allerdings nicht exakt null, sie wird jedoch mit weiter zunehmender Anzahl an Spiegelquellen immer geringer. Die Beschränkung der Anzahl berücksichtigter Spiegelquellen auf eine endliche Anzahl ist nur zulässig, wenn die Temperatur für eine unendliche Anzahl an Spiegelquellen gegen einen endlichen Grenzwert konvergiert. Um diese Konvergenz zu zeigen kann die geometrische Reihe herangezogen werden [53]. Eine Reihe bei der der Quotient  $q_a = a_{i+1}/a_i$  aufeinanderfolgender Glieder  $a_i$  und  $a_{i+1}$  konstant ist, wird als geometrische Reihe bezeichnet [51]. Für  $|q_a| < 1$  konvergiert eine unendliche geometrische Reihe gegen den Grenzwert [51]

$$\frac{a_0}{1 - q_a}, \quad (2.6)$$

wobei  $a_0$  das erste Glied der Reihe ist. In unserem Fall wird der Quotient  $q_n = \Delta T_{n+1}/\Delta T_n$  der Beiträge  $\Delta T_n$  aufeinanderfolgender Spiegelquellen betrachtet. Ist dieser Quotient konstant und sein Betrag kleiner eins, so konvergiert die Temperatur für eine unendliche Anzahl an Spiegelquellen gegen einen endlichen Wert. Dieser Grenzwert kann dann



abgeschätzt werden, ohne alle Spiegelquellen berechnen zu müssen. Bild 2.6 zeigt die Quotienten  $q_n$  der Beiträge  $\Delta T_n$  aufeinanderfolgender Spiegelquellen für verschiedene  $x'$ -Positionen in Abhängigkeit der Quellennummer.



**Bild 2.6:** Quotient  $q_n$  der Beiträge  $\Delta T_n$  aufeinanderfolgender Spiegelquellen für verschiedene  $x'$ -Positionen an der Blechunterseite ( $z' = s_{Ni} = 0,3$  mm) für  $y' = 0$  in Abhängigkeit der Quellennummer, bei Berücksichtigung der Spiegelquellen auf einer Seite des Blechs. Parameter:  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ;  $v = 5$  m/min;  $P_L = 450$  W;  $\eta_A = 0,29$ ; Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1).

Der Quotient  $q_n$  ist zunächst nicht konstant über die Spiegelquellen und ist auch für die verschiedenen  $x'$ -Positionen unterschiedlich. Mit zunehmender Anzahl an Spiegelquellen konvergiert  $q_n$  gegen einen konstanten Wert, der auch für alle  $x'$ -Positionen gleich ist. In dem hier betrachteten Beispiel ist dieser Wert etwa 0,34 und somit kleiner 1. Demnach ist davon auszugehen, dass die Temperatur für jede  $x'$ -Position gegen einen endlichen Wert konvergiert. Wäre dies nicht der Fall, so würde mit zunehmender Anzahl an Spiegelquellen die Temperatur an jeder  $x'$ -Position gegen unendlich streben. Aus der Praxis ist jedoch auch eine endliche Temperaturverteilung zu erwarten. Mit Gl. (2.6) kann zusätzlich auch der Fehler in der Temperaturberechnung abgeschätzt werden, der durch die nicht berücksichtigten Spiegelquellen gemacht wurde. Wird davon ausgegangen, dass sich der Quotient  $q_n$  ab einer bestimmten Quelle  $n_g$  nicht mehr ändert, so können die Beiträge aller folgenden Spiegelquellen als geometrische Reihe beschrieben werden. Die Temperatur kann dann unter Berücksichtigung aller Spiegelquellen bis zur

Quelle  $n_g$  berechnet und der Temperaturfehler  $\Delta T_{error}$  als Beitrag aller nicht berücksichtigter Spiegelquellen ( $n > n_g$ ) nach Gl. (2.6) abgeschätzt werden. Da der Quotient  $q_n$  für alle  $x'$ -Positionen gegen denselben Wert  $q_{final}$  konvergiert, kann dieser bei einer beliebigen  $x'$ -Position abgeschätzt werden.

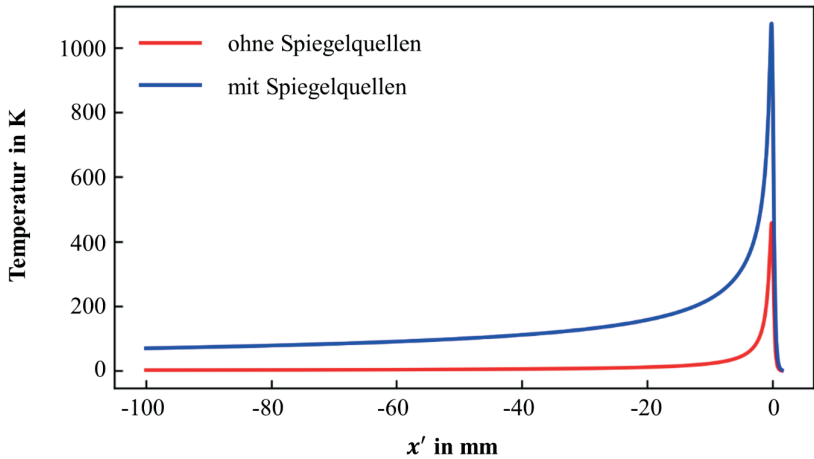
Somit kann für jede  $x'$ -Position die Temperatur unter Berücksichtigung der jeweils erforderlichen Anzahl an Spiegelquellen nach der folgenden Vorgehensweise berechnet werden. Die Temperatur wird je nach betrachteter Blechseite nach Gl. (2.3) oder Gl. (2.4) berechnet. Hierzu werden die Beiträge aller Spiegelquellen  $n \geq 0$  entsprechend Gl. (2.5) berechnet, und jeweils der Quotient  $q_n$  bestimmt. Der Temperaturfehler wird sowohl für  $q_n$  als auch für das zuvor bestimmte  $q_{final}$  abgeschätzt. Wenn diese beiden Temperaturfehler unter einem festgelegten Grenzwert liegen und auch um weniger als diesen Grenzwert voneinander abweichen, dann wird davon ausgegangen, dass die geforderte Genauigkeit für die Temperaturbestimmung erreicht ist und die Berechnung kann an dieser Stelle abgebrochen werden.

Für die Berechnung der Temperaturverteilungen im Nickelblech wurden folgende Abbruchkriterien festgelegt:

- $\Delta q_n < 0,001$
- $\Delta T_{error} < 1 \text{ K}$
- $|\Delta T_{error}(q_n) - \Delta T_{error}(q_{final})| < 1 \text{ K}$ .

Der Wert für  $q_{final}$  wurde dabei jeweils zuvor bei der  $x'$ -Position bestimmt, bei der sich ohne Spiegelquellen das Maximum der Temperaturverteilung befindet. Das Abbruchkriterium hierfür war  $\Delta q_n < 10^{-6}$ . Damit kann der Gesamtfehler bei der Temperaturberechnung zu etwa 2 K abgeschätzt werden.

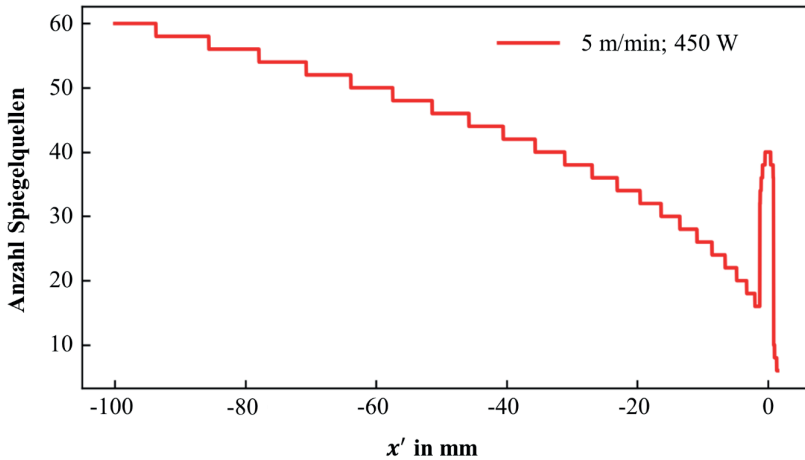
Bild 2.7 zeigt das resultierende Temperaturfeld über  $x'$  an der Blechunterseite mit Berücksichtigung der Spiegelquellen (blaue Kurve) im Vergleich zum Temperaturfeld ohne Berücksichtigung der Spiegelquellen (rote Kurve). Das Temperaturfeld mit Berücksichtigung der Spiegelquellen wurde nach Gl. (2.4) und mit der zuvor beschriebenen Vorgehensweise zur Berücksichtigung der Spiegelquellen berechnet. Die Temperaturverteilungen mit und ohne Berücksichtigung der Spiegelquellen unterscheiden sich deutlich. So ist beispielsweise mit Spiegelquellen die Maximaltemperatur mehr als doppelt so hoch wie ohne Spiegelquellen.



**Bild 2.7:** Berechnete Temperaturverteilung über  $x'$  an der Blechunterseite ( $z' = s_{Ni} = 0,3$  mm) für  $y' = 0$ , mit (blau) und ohne (rot) Berücksichtigung der Spiegelquellen. Parameter:  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ;  $v = 5$  m/min;  $P_L = 450$  W;  $\eta_A = 0,29$ ; Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1).

In Bild 2.8 ist die entsprechende Anzahl Spiegelquellen über  $x'$  gezeigt, die für die Berechnung der in Bild 2.7 gezeigten Temperaturverteilung berücksichtigt wurde. Die erforderliche Anzahl zu berücksichtigender Spiegelquellen variiert über  $x'$ . In dem Bereich in dem das Maximum der Temperatur liegt ist eine größere Anzahl an Spiegelquellen erforderlich, die dann zunächst mit abnehmendem  $x'$  geringer wird und anschließend weiter zunimmt. Würde eine feste Anzahl an Spiegelquellen für jede  $x'$ -Position verwendet, so würde entweder stellenweise die Temperatur unterschätzt oder ein unnötig großer numerischer Aufwand zur Berechnung der Temperatur betrieben.

Wie bereits erwähnt ändert die erforderliche Anzahl zu berücksichtigender Spiegelquellen nicht nur mit der  $x'$ -Position, sondern auch mit den Prozessparametern, der Blechdicke und den Materialeigenschaften, weshalb die Berücksichtigung einer angepassten Anzahl an Spiegelquellen auch in diesen Fällen vorteilhaft ist. Der Quotient  $q_n$  konvergiert je nach Parameter ebenfalls gegen unterschiedliche Werte. Es ist daher für jeden Fall zu prüfen, ob der Quotient  $q_n$  gegen einen Wert  $|q_{final}| < 1$  konvergiert, da die Temperaturberechnung nur unter dieser Bedingung nach der zuvor beschriebenen Vorgehensweise durchgeführt werden darf.



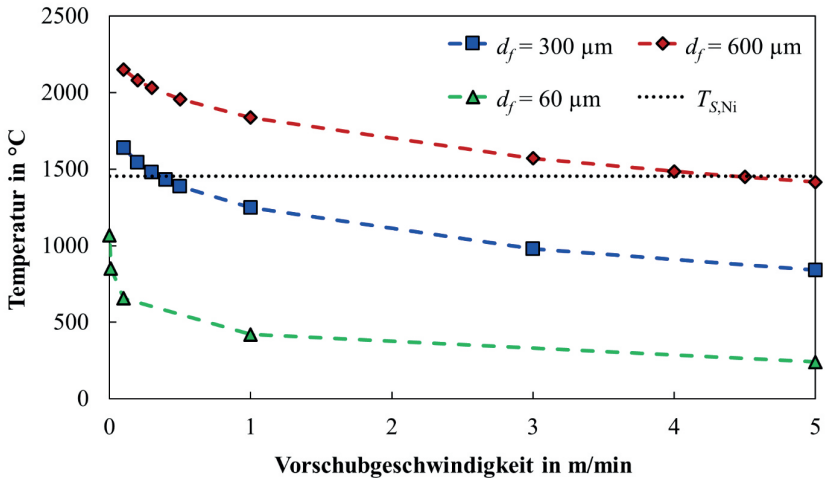
**Bild 2.8:** Anzahl der Spiegelquellen über  $x'$ , die für die Berechnung des in Bild 2.7 gezeigten Temperaturfelds berücksichtigt wurden. Parameter:  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ;  $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 450 \text{ W}$ ;  $\eta_A = 0,29$ ; Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1).

#### 2.4.2.2 Temperaturverteilung in der Fügezone

Mithilfe des im vorherigen Abschnitt beschriebenen analytischen Modells kann die Temperaturverteilung in der Fügezone abgeschätzt und somit mögliche Prozessparameter ermittelt werden. Voraussetzung für ein erfolgreiches verschweißen der beiden Fügepartner ist das Erreichen der Schmelztemperatur in der Fügezone. Bei einem Wärmeleitungsschweißprozess wäre an der Blechoberseite die Verdampfungstemperatur in erster Näherung als Maximaltemperatur anzusehen.

Für die Abschätzung der Prozessparameter wurden für unterschiedliche Fokusbereichsdurchmesser und Vorschubgeschwindigkeiten die resultierenden Temperaturverteilungen an der Blechober- und Unterseite des Nickelblechs berechnet. Die Temperaturverteilungen für die Blechoberseite wurden mit Gl. (2.3) berechnet und für die Unterseite mit Gl. (2.4), jeweils mit der im vorhergehenden Abschnitt beschriebenen Vorgehensweise zur Berücksichtigung der Spiegelquellen. Das Integral in Gl. (2.5) wurde mithilfe der Simpson Regel [51] gelöst und die Integration erfolgte von  $t = 10^{-6} \text{ s}$  bis  $10^6 \text{ s}$  in  $10^5$

Zeitschritten mit einer logarithmischen Schrittweite<sup>3</sup>. Es wurden die Materialdaten von Nickel (siehe Tabelle 2.1, S. 41) und eine Blechdicke von  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$  verwendet. Für den Einkoppelgrad wurde ein Wert von  $\eta_A = 0,29$  angenommen (entsprechend dem Absorptionsgrad von flüssigem Nickel bei Schmelztemperatur für  $\lambda = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$  [44]). So wohl für die Blechoberseite als auch für die Blechunterseite wurde die Temperaturverteilung jeweils entlang der Symmetrieachse der Bewegungsrichtung des Laserstrahls bei  $y' = 0$  mit einer Schrittweite in  $x'$  von  $d_f/10$  berechnet und die Maximaltemperatur ausgewertet. Die Laserleistung wurde jeweils so angepasst, dass als Maximaltemperatur an der Blechoberseite die Verdampfungstemperatur von Nickel  $T_{V,\text{Ni}} = 2729,85 \text{ }^\circ\text{C}$  [45] erreicht wurde. Bild 2.9 zeigt die berechnete Maximaltemperatur an der Blechunterseite für verschiedene Fokussdurchmesser in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit, bei Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Blechoberseite.



**Bild 2.9:** Berechnete Maximaltemperatur an der Unterseite des Nickelblechs ( $z' = s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ ) bei  $y' = 0$  für unterschiedliche Fokussdurchmesser  $d_f$  in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit, jeweils bei Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Blechoberseite. Die schwarz gepunktete Linie zeigt die Schmelztemperatur von Nickel  $T_{S,\text{Ni}} = 1455 \text{ }^\circ\text{C}$  [29] an.

<sup>3</sup> Logarithmische Schrittweite bedeutet, dass die Zeitschritte auf einer logarithmischen Skala gleichverteilt sind, d.h. der Quotient aufeinanderfolgender Zeitschritte ist konstant,  $(t_{i+1}/t_i) = \text{const.}$  Umgesetzt wurde die Aufteilung der Zeitschritte in *Python* mit der Funktion `numpy.logspace` [52]: `t = numpy.logspace(-6.0, 6.0, 100000.0)`.

Für einen Fokusbereich von  $d_f = 300 \mu\text{m}$  (blaue Quadrate) wird die Schmelztemperatur an der Blechunterseite nur für geringe Vorschubgeschwindigkeiten von  $v \leq 0,3 \text{ m/min}$  überschritten. Für einen größeren Fokusbereich von  $d_f = 600 \mu\text{m}$  (rote Rauten) wird die Schmelztemperatur hingegen auch bei etwas höheren Vorschubgeschwindigkeiten von bis zu  $v < 4,5 \text{ m/min}$  überschritten. Allerdings ist die dazu erforderliche Laserleistung je nach Geschwindigkeit auch um etwa einen Faktor 1,5 bis 2 höher als für  $d_f = 300 \mu\text{m}$  bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit. Für den kleinsten betrachteten Fokusbereich von  $d_f = 60 \mu\text{m}$  (grüne Dreiecke) wird hingegen die Schmelztemperatur an der Blechunterseite auch bei stillstehendem Laserstrahl nicht erreicht. Mit kleinen Fokusbereichen von einigen  $10 \mu\text{m}$  kann demnach ein Fügeprozess im Wärmeleitungsschweißen nicht realisiert werden. Mit größeren Fokusbereichen lässt sich die Schmelztemperatur an der Blechunterseite tendenziell auch bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten erreichen. Allerdings wird selbst bei vergleichsweise großen Fokusbereichen von  $d_f = 600 \mu\text{m}$  ( $= 2 \cdot s_{\text{Ni}}$ ) die Schmelztemperatur an der Blechunterseite nur bei immer noch vergleichsweise geringen Vorschubgeschwindigkeiten von  $v < 4,5 \text{ m/min}$  erreicht.

Aus der Abschätzung der erforderlichen Prozessleistung (Abschnitt 2.4.1) ergab sich für eine Vorschubgeschwindigkeit von  $v = 5 \text{ m/min}$  eine erforderliche Laserleistung von  $P_L = 448 \text{ W}$  zur Erzeugung des erforderlichen Prozessvolumens im Nickelblech. Die Berechnung der Temperaturverteilung im Nickelblech ergab jedoch, dass für  $d_f = 300 \mu\text{m}$  und  $v = 5 \text{ m/min}$  die Verdampfungstemperatur an der Oberseite des Nickelblechs bereits bei einer Laserleistung von  $P_L = 343 \text{ W}$  erreicht wird, ohne die Schmelztemperatur an dessen Unterseite zu erreichen. Das erforderliche Prozessvolumen lässt sich demnach für diese Parameterkombination nicht durch einen reinen Wärmeleitungsschweißprozess erzeugen.

## Fazit

Die Abschätzungen der Temperaturverteilung in der Fügezone haben gezeigt, dass ein reiner Wärmeleitungsschweißprozess nicht für den Fügeprozess geeignet scheint, da hierzu entweder sehr geringe Vorschubgeschwindigkeiten ( $v < 0,3 \text{ m/min}$  für  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ) und/oder vergleichsweise große Fokusbereiche ( $d_f \geq 600 \mu\text{m}$  für  $v \geq 4,5 \text{ m/min}$ ) erforderlich sind. Bei sehr geringen Vorschubgeschwindigkeiten ist jedoch auch mit einer vergleichsweise großen Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum beim späteren Fügeprozess zu rechnen und bei großen Fokusbereichen ist eine entsprechend hohe Laserleistung erforderlich.

Diese Ergebnisse bekräftigen den Ansatz einen Keybowl-Schweißprozess anstelle eines reinen Wärmeleitungsschweißprozesses als Prozessstrategie zu verfolgen, um auch bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten die Schmelztemperatur an der Blechunterseite zu erreichen, und so die benötigte Temperaturverteilung in der Fügezone erzeugen zu können.

Für das Tiefschweißen wurden keine theoretischen Untersuchungen durchgeführt, sondern ausschließlich experimentelle Untersuchungen. Im Folgenden soll zunächst weiterhin der Fügeprozess selbst (Durchschweißung durch das Nickelblech und Anbindung an den Nickelschaum) detaillierter betrachtet werden. Dabei wird auch auf die Ergebnisse der Untersuchungen zum Tiefschweißen eingegangen. Anschließend wird näher auf die Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone (WEZ) im Nickelschaum eingegangen. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen hierzu werden in Abschnitt 2.6 betrachtet und die Ergebnisse der theoretischen Untersuchungen in Abschnitt 2.7.

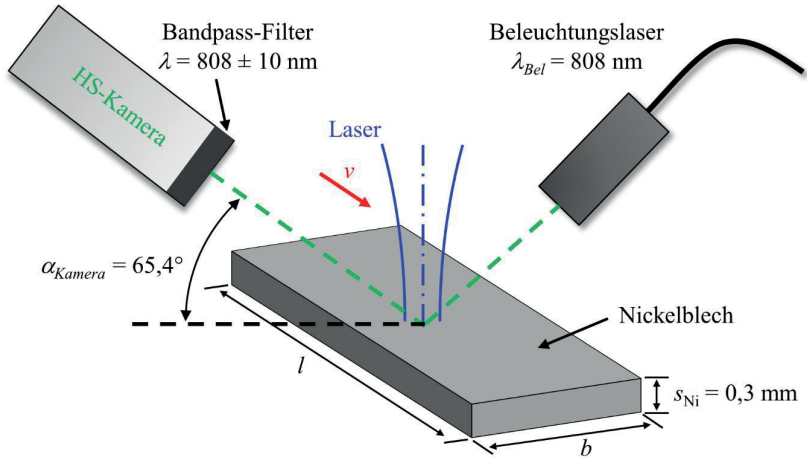
## 2.5 Experimentelle Untersuchung des Fügeprozesses

Nachdem in den vorangegangenen Abschnitten die theoretischen Abschätzungen zum Fügeprozess dargelegt wurden, werden in diesem Abschnitt nun die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Fügeprozesses behandelt. Dabei wird zunächst auf die Ergebnisse des Laserstrahlschweißens von Nickelblech und anschließend auf die Ergebnisse des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech eingegangen. An dieser Stelle sei vorweggegriffen, dass mit der Umsetzung eines Keybowl-Schweißprozesses ein erfolgreiches Fügen von Nickelschaum an Nickelblech möglich ist. Das resultierende Prozessfenster für die Laserleistung ist mit nur etwa 50 W bis 75 W jedoch vergleichsweise klein. Dies verdeutlicht nochmals die Herausforderung für diesen Fügeprozess, sowie die Notwendigkeit einer *gezielten Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung durch eine angepasste Prozessstrategie*.

### 2.5.1 Laserstrahlschweißen von Nickelblech

Für eine erfolgreiche Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech ist die Erzeugung einer konstanten Durchschweißung durch das Nickelblech über die gesamte Nahtlänge erforderlich. Um gleichzeitig eine Zerstörung des Nickelschaums zu verhindern, darf sich dabei weder eine nach unten geöffnete Kapillare im Nickelblech ausbilden (Gefahr der Verdampfung und somit Zerstörung der Nickelschaumstruktur), noch darf

sich ein übermäßiger Energieeintrag in den Nickelschaum ergeben (Gefahr des Abschmelzens der dünnen Strukturen des Nickelschaums und Zusammenziehen der Schmelze durch die Oberflächenspannung). Die experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelblech wurden durchgeführt, um die Prozessgrenzen für eine durchgängige Durchschweißung, sowie für die Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite zu ermitteln. In Bild 2.10 ist eine Skizze des verwendeten Versuchsaufbaus gezeigt.



**Bild 2.10:** Skizze des Versuchsaufbaus für die experimentellen Untersuchungen zum Laserstrahlschweißen von Nickelblech.

Die verwendeten Bleche bestanden aus Reinnickel R-Ni99,2 und hatten Abmessungen von 50 mm x 5 mm x 0,3 mm ( $l \times b \times s_{Ni}$ ), wobei  $l$  und  $b$  die Länge und Breite der Probe sind. Die erzeugten Schweißnähte hatten jeweils eine Länge von 20 mm. Als Strahlquelle wurde ein Scheibenlaser (TruDisk 8001) in Kombination mit einer Transportfaser mit einem Faserkerndurchmesser von 100  $\mu\text{m}$  verwendet. Der Laserstrahl wurde mit einer Scanneroptik auf die Blechoberseite fokussiert und über das Nickelblech bewegt. Der resultierende Fokusedurchmesser betrug  $d_f = 300 \mu\text{m}$ .

Die Parameter des Laser- und Optiksetups sind in Tabelle 2.2 aufgelistet. Für die Prozessbeobachtung wurde eine Hochgeschwindigkeitskamera (HS-Kamera) und ein zusätzlicher Beleuchtungslaser eingesetzt. Die HS-Kamera war unter einem Beobachtungswinkel von  $\alpha_{Kamera} = 65,4^\circ$  zur Probenoberfläche auf die Probenoberseite ausgerichtet. Der verwendete Beleuchtungslaser hat eine Emissionswellenlänge von



$\lambda_{\text{Bel}} = 808 \text{ nm}$  und vor der HS-Kamera war ein entsprechender Bandpassfilter ( $\lambda = 808 \pm 10 \text{ nm}$ ) angebracht. Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wurden mit einer Aufnahme­rate von 10 000 Bildern pro Sekunde aufgezeichnet.

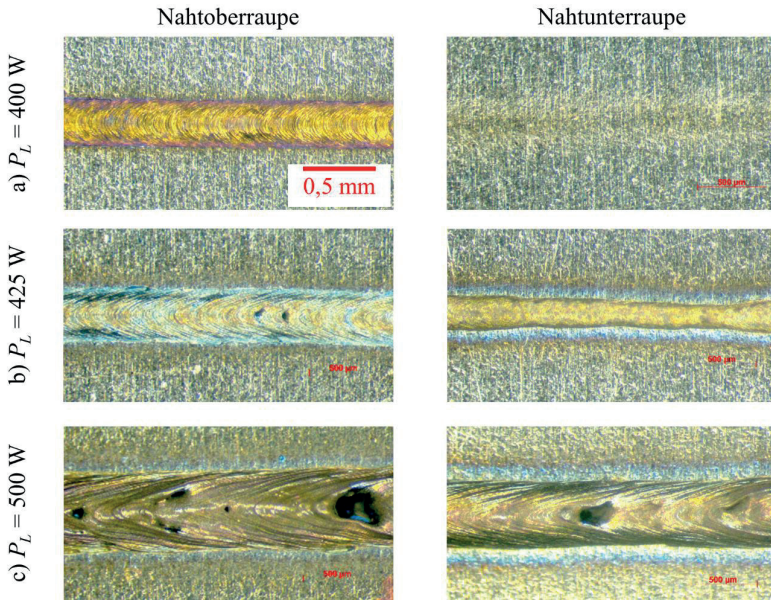
Für die Auswertung des Prozessverhaltens und die Identifizierung der Prozessgrenzen wurden sowohl die Aufnahmen der HS-Kamera, als auch Mikroskop­aufnahmen der erzeugten Schweißnähte herangezogen. Das Prozessverhalten und die Prozessgrenzen werden zunächst anhand des Beispiels der Vorschubgeschwindigkeit von  $v = 5 \text{ m/min}$  diskutiert. Anschließend werden die Ergebnisse betrachtet, die mit Vorschubgeschwindigkeiten von  $v = 10 \text{ m/min}$  und  $15 \text{ m/min}$  erzeugt wurden. Abschließend wird noch auf die Ergebnisse von Stichversuchen eingegangen, bei denen ein deutlich kleinerer Fokusbereich von  $d_f = 60 \text{ }\mu\text{m}$  verwendet wurde.

### Prozessverhalten und Prozessgrenzen für $v = 5 \text{ m/min}$

Die Prozessresultate für  $v = 5 \text{ m/min}$  sind in Bild 2.11 anhand von Mikroskop­aufnahmen der Nahtober- und Unter­raupen von Schweiß­nähten gezeigt, die mit unterschiedlichen Laserleistungen erzeugt wurden. Bei einer Laserleistung von 400 W ist noch keine Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt worden (Bild 2.11a). Bei einer Erhöhung der Laserleistung auf 425 W ist erstmals eine durchgängige Durchschweißung erzielt worden (Bild 2.11b). Dies stellt somit die untere Prozessgrenze bezüglich der eingebrachten Leistung für diese Vorschubgeschwindigkeit dar. Die mittlere Nahtbreite bei  $P_L = 425 \text{ W}$  beträgt an der Blechoberseite  $b_o = 405 \text{ }\mu\text{m}$  und an der Blechunterseite  $b_u = 243 \text{ }\mu\text{m}$ . Bei weiterer Erhöhung der Laserleistung auf 500 W nimmt die Nahtbreite sowohl an der Ober- als auch an der Unterseite weiter zu (Bild 2.11c). Die erforderliche Laserleistung zur Erzeugung des Prozessvolumens für  $v = 5 \text{ m/min}$  wurde auf etwa 448 W abgeschätzt (siehe Abschnitt 2.4.1), was in guter Übereinstimmung mit den im Experiment tatsächlich erforderlichen 425 W steht.

$\lambda_{\text{Laser}}$	$d_{\text{Faser}}$	$M^2$	$f_c$	$f_f$	$d_f$	$z_R$	$z_f$
1,03 $\mu\text{m}$	100 $\mu\text{m}$	15	150 mm	450 mm	300 $\mu\text{m}$	4,58 mm	0 mm

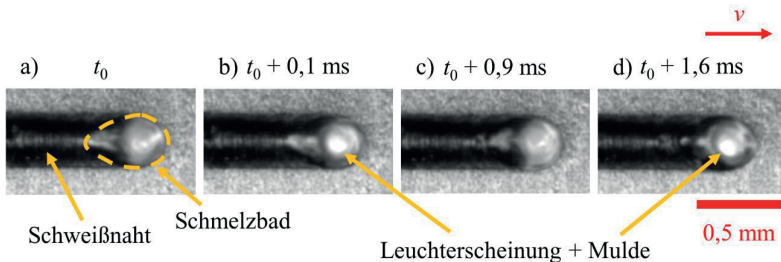
**Tabelle 2.2:** Verwendetes Laser- und Optiksetup.  $\lambda_{\text{Laser}}$ : Emissionswellenlänge des Lasers;  $d_{\text{Faser}}$ : Faserkern­durchmesser;  $M^2$ : Beugungsmaßzahl;  $f_c$ : Kollimationsbrennweite;  $f_f$ : Fokussierbrennweite;  $d_f$ : Fokusbereich;  $z_R$ : Rayleigh-Länge;  $z_f$ : Fokusposition.



**Bild 2.11:** Mikroskopaufnahmen von Nahtoberraupen (links) und Nahtunterraupen (rechts) von Schweißnähten in Nickelblech bei  $v = 5\text{ m/min}$  und unterschiedlichen Laserleistungen: a)  $P_L = 400\text{ W}$ ; b)  $P_L = 425\text{ W}$ ; c)  $P_L = 500\text{ W}$ . Sonstige Parameter:  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03\text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 300\text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0\text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3\text{ mm}$ .

Im Folgenden wird das Prozessverhalten anhand der HS-Kameraaufnahmen diskutiert. In Bild 2.12 sind Einzelbilder aus Aufnahmen der HS-Kamera während eines Prozesses bei  $v = 5\text{ m/min}$  und  $P_L = 400\text{ W}$  gezeigt. Bei diesen Parametern ist die eingebrachte Leistung zu gering, so dass noch keine Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt wird (vergleiche Bild 2.11a). Das in den Videobildern erkennbare Schmelzbad an der Blechoberseite war mit einer mittleren Länge von etwa  $0,42\text{ mm}$  bis  $0,47\text{ mm}$  verhältnismäßig kurz. Teilweise waren eine helle Leuchterscheinung am Auftreffpunkt des Lasers und eine Änderung des Erscheinungsbilds des Schmelzbads um diese Leuchterscheinung herum zu erkennen (Bild 2.12b und d). Die helle Leuchterscheinung könnte auf eine Erhöhung der Oberflächentemperatur der Schmelze an dieser Stelle hindeuten. Mit zunehmender Temperatur nimmt auch die aufgrund der Wärmestrahlung abgestrahlte Intensität der Prozessemissionen zu. Aus der Literatur ist bekannt, dass sich beim Übergang vom Wärmeleitungs- zum Tiefschweißen bei Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche eine Mulde im Schmelzbad ausbildet,

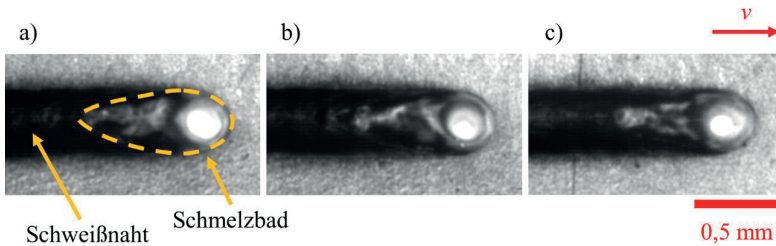
aufgrund des Rückstoßdrucks des abdampfenden Materials [6, 32, 38] (wie bereits in Abschnitt 2.3 ausführlich beschrieben). Die Änderung des Erscheinungsbilds des Schmelzbads in den in Bild 2.12b) und d) gezeigten HS-Kameraaufnahmen könnte als solch eine Mulde interpretiert werden. Diese Beobachtungen deuten darauf hin, dass in diesem Fall bereits die Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche erreicht wurde. Somit ist hier höchstwahrscheinlich von einem klassischen Wärmeleitungsschweißprozess auszugehen, bei dem bereits stellenweise die Verdampfungstemperatur an der Schmelzbadoberfläche erreicht wurde und der sich somit bereits an der oberen Prozessgrenze des Wärmeleitungsschweißens befindet. Dies stützt die mithilfe des analytischen Modells (Abschnitt 2.4.2.2) erlangten Erkenntnisse, dass mit einem Fokussdurchmesser von  $d_f = 300 \mu\text{m}$  und einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v = 5 \text{ m/min}$  bei Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Blechoberseite noch keine Durchschweißung erzielt werden kann.



**Bild 2.12:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen während des Laserstrahlschweißens von Nickelblech. Parameter:  $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 400 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ .

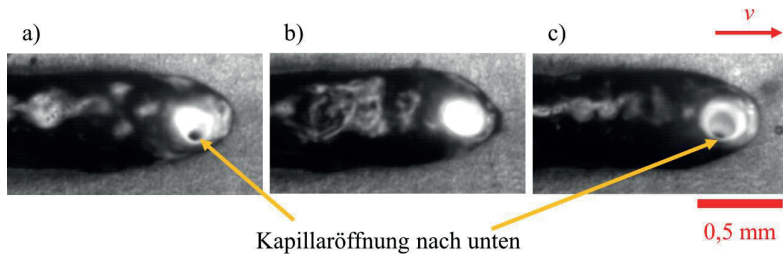
In Bild 2.13 sind Einzelbilder aus Aufnahmen der HS-Kamera während eines Prozesses bei  $v = 5 \text{ m/min}$  und  $P_L = 425 \text{ W}$  gezeigt. Bei diesen Parametern ist die eingebrachte Leistung ausreichend, um bereits eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech zu erzielen (vergleiche Bild 2.11b). Die Schmelzbadlänge ist hier etwa doppelt so groß wie bei dem Schweißprozess mit  $v = 5 \text{ m/min}$  und  $P_L = 400 \text{ W}$ . Außerdem sind die helle Leuchterscheinung am Auftreffpunkt des Lasers und die umgebende Mulde größer und in allen Bildern der HS-Kameraaufnahme erkennbar. Dies deutet darauf hin, dass in diesem Fall während des gesamten Schweißprozesses die Verdampfungstemperatur überschritten wurde und sich durch den dadurch induzierten Rückstoßdruck des abströmenden Materials dauerhaft eine Vertiefung in der Schmelze gebildet hat. Es ist somit davon auszugehen, dass es sich hierbei nicht mehr um einen reinen, klassischen Wärmeleitungsschweißprozess handelt, sondern um einen Keybowl-

Schweißprozess. Eine Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite sollte in den HS-Kameraaufnahmen als kleinerer, dunkler Bereich innerhalb des hellen Bereichs am Auftreffpunkt des Laserstrahls zu erkennen sein (als sogenanntes „Durchschweißloch“). Ein solches Durchschweißloch konnte bei diesen Parametern jedoch nicht beobachtet werden. Daher wird davon ausgegangen, dass es in diesem Fall noch zu keiner Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite gekommen ist. Dieser Prozess scheint demnach als Fügeprozess für die in diesem Kapitel betrachtete Aufgabe geeignet zu sein.



**Bild 2.13:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen während des Laserstrahlschweißens von Nickelblech. Parameter:  $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 425 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ .

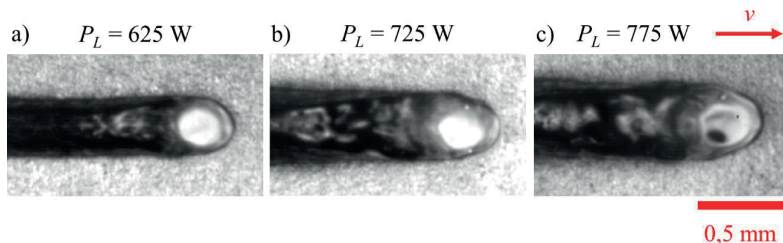
In Bild 2.14 sind Einzelbilder aus Aufnahmen der HS-Kamera während eines Prozesses bei  $v = 5 \text{ m/min}$  und  $P_L = 500 \text{ W}$  gezeigt. Bei diesen Parametern wurde ebenfalls eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt (vergleiche Bild 2.11c). Die Schmelzbadlänge ist hier nochmals etwa um einen Faktor 2 größer als bei dem Schweißprozess mit  $P_L = 425 \text{ W}$ . Es ist jedoch teilweise eine Kapillaröffnung zur Blechunterseite hin erkennbar (Bild 2.14a und c, erkennbar am charakteristischen „Durchschweißloch“ innerhalb des Bereichs der hellen Leuchterscheinung). Somit stellt dieser Prozess die obere Prozessgrenze bezüglich der eingebrachten Leistung für diese Vor-schubgeschwindigkeit dar und ist als Fügeprozess für die hier betrachtete Aufgabe ungeeignet.



**Bild 2.14:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen während des Laserstrahlschweißens von Nickelblech. Parameter:  $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 500 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ .

### Prozessverhalten und Prozessgrenzen für $v = 10 \text{ m/min}$ und $15 \text{ m/min}$

In Bild 2.15 sind Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen von Schweißprozessen mit  $v = 10 \text{ m/min}$  und unterschiedlichen Leistungen gezeigt, jeweils für die typischen Prozessbedingungen noch nicht durchgeschweißt a), gerade durchgängig durchgeschweißt b) und Öffnung der Kapillare nach unten c). Bei dieser Vorschubgeschwindigkeit war bereits bei dem Prozess ohne erzielte Durchschweißung durchgehend eine helle Leuchterscheinung am Auftreffpunkt des Lasers zu erkennen (Bild 2.15a,  $P_L = 625 \text{ W}$ ). Bei  $P_L = 725 \text{ W}$  ist erstmals eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt worden und bei  $P_L = 775 \text{ W}$  konnte teilweise eine Öffnung der Kapillare zur Blechunterseite hin beobachtet werden (Bild 2.15c).



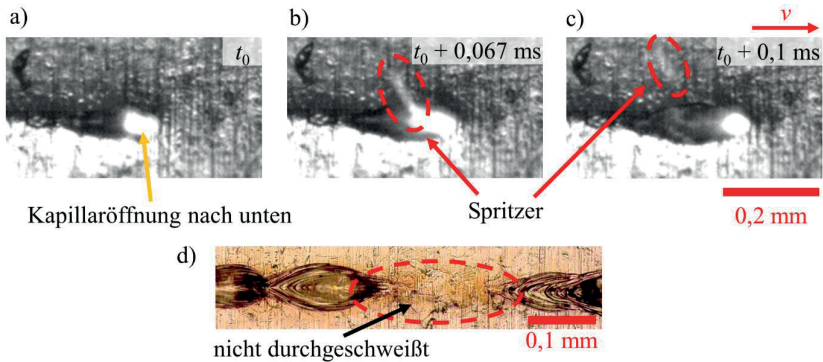
**Bild 2.15:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen während des Laserstrahlschweißens von Nickelblech bei  $v = 10 \text{ m/min}$  und unterschiedlichen Laserleistungen: a)  $P_L = 625 \text{ W}$ ; b)  $P_L = 725 \text{ W}$ ; c)  $P_L = 775 \text{ W}$ . Sonstige Parameter:  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ .

Bei einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v = 15$  m/min konnte bis zu einer Leistung von  $P_L = 950$  W noch keine Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt werden, bei  $P_L = 1025$  W konnte erstmals eine durchgängige Durchschweißung erzielt werden und bei  $P_L = 1075$  W konnte teilweise das Auftreten einer Kapillaröffnung zur Blechunterseite hin beobachtet werden. Das Erscheinungsbild und Verhalten des Prozesses war dabei jeweils vergleichbar mit dem bei  $v = 10$  m/min.

### Prozessverhalten und Prozessgrenzen für $d_f = 60$ $\mu\text{m}$

Darüber hinaus wurden auch Stichversuche zum Schweißen von Nickelblech mit einem kleinen Fokusbereich von  $d_f = 60$   $\mu\text{m}$  durchgeführt. Für diese Stichversuche wurde ein Faserlaser mit einer Emissionswellenlänge von  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,07$   $\mu\text{m}$  verwendet, in Kombination mit einer Transportfaser mit einem Faserkerndurchmesser von 18,5  $\mu\text{m}$ . Zur Fokussierung und Bewegung des Laserstrahls wurde ebenfalls eine Scanneroptik verwendet. Die Beugungsmaßzahl der Laserstrahlung nach der Fokussieroptik betrug  $M^2 = 2,4$ . Der resultierende Fokusbereich betrug in diesem Fall  $d_f = 60$   $\mu\text{m}$  und der Laserstrahl wurde ebenfalls auf die Blechoberseite fokussiert ( $z_f = 0$  mm). Die Prozessbeobachtung mittels HS-Kamera erfolgte in diesem Fall von der Blechunterseite. In Bild 2.16a-c) sind Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen der Blechunterseite während des Schweißprozesses gezeigt, welche mit einer Aufnahmezeit von 30 000 Bildern pro Sekunde aufgezeichnet wurden. Die verwendeten Prozessparameter waren  $v = 43,5$  m/min und  $P_L = 500$  W. Bild 2.16d) zeigt eine Mikroskopaufnahme der Nahtwurzel einer solchen Schweißnaht.

In den Aufnahmen der HS-Kamera von der Blechunterseite während des Prozesses ist eine Öffnung der Kapillare zur Blechunterseite hin erkennbar (Bild 2.16a), sowie die Ablösung von Spritzern an der Blechunterseite (Bild 2.16b und c). Jedoch konnte noch keine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt werden (Bild 2.16d). Im Rahmen dieser Stichversuche mit  $d_f = 60$   $\mu\text{m}$  konnte auch bei anderen Prozessparametern keine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech ohne das Auftreten einer nach unten geöffneten Kapillare erzielt werden. Dies stützt die Vermutung, dass mit einem „klassischen“ Laserstrahl-tiefschweißprozess (wie er im hier betrachteten Fall mit einem Aspektverhältnis  $s_K/d_f$  von etwa 5 vorliegt) aufgrund von Fluktuationen der Kapillartiefe keine durchgängige Durchschweißung ohne eine Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite erzielt werden kann. Demnach erscheint die Verwendung eines kleinen Fokusbereichs ( $d_f = 60$   $\mu\text{m}$ ) und eines „klassischen“ Laserstrahl-tiefschweißprozesses als ungeeignet für den Fügeprozess.



**Bild 2.16:** a) – c): Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen der Blechunterseite während des Laserstrahlschweißens von Nickelblech. d) Mikroskopaufnahme der Nahtunterraupe einer Schweißnaht in Nickelblech. Parameter:  $v = 43,5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 500 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,07 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 60 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 2,4$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ .

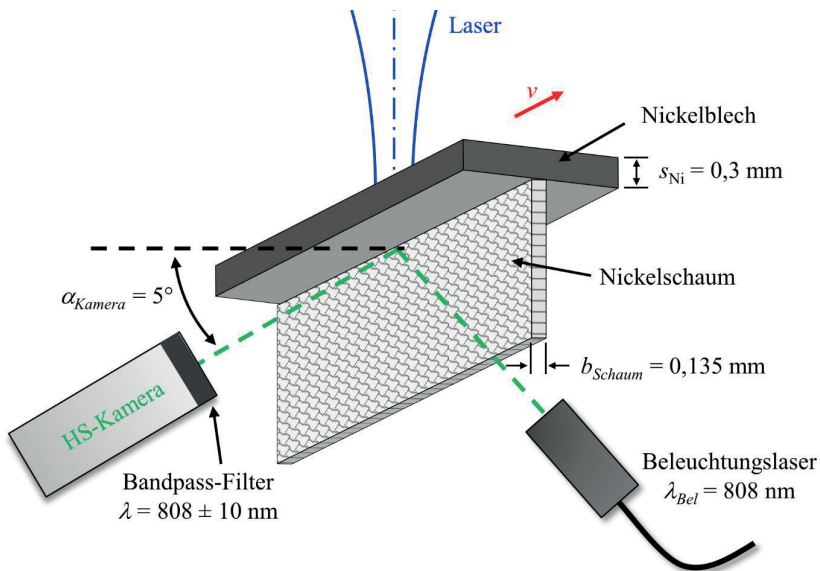
## Fazit

Die experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelblech haben gezeigt, dass mit einem Fokusbereich von  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$  für Vorschubgeschwindigkeiten von  $v \geq 5 \text{ m/min}$  bei der im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachteten Fügeaufgabe eine Durchschweißung im Wärmeleitungsschweißen nicht möglich ist. Weiterhin konnte in Stichversuchen mit einem kleinen Fokusbereich ( $d_f = 60 \text{ }\mu\text{m}$ ) im Tiefschweißen keine durchgängige Durchschweißung ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite erzielt werden. Somit konnten die theoretischen Überlegungen aus den Abschnitten 2.3 und 2.4, sowie der Ansatz eines Keybowl-Schweißprozesses als geeignete Prozessstrategie bekräftigt werden. Die experimentell ermittelten Ergebnisse haben gezeigt, dass mit einem Fokusbereich von  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$  ein solcher Keybowl-Schweißprozess möglich ist und damit eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite erzielt werden kann. Das potentielle Prozessfenster für einen erfolgreichen Fügeprozess ist jedoch verhältnismäßig klein. So beträgt die Leistungsdifferenz zwischen einem Prozess mit gerade durchgängiger Durchschweißung und einem Prozess mit einer Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite nur etwa 50 W bis 75 W. Je nach Vorschubgeschwindigkeit entspricht dies etwa 18 % bis nur 5 % der erforderlichen Laserleistung. Dies verdeutlicht nochmals die Herausforderung für diesen Fügeprozess, sowie die Notwendigkeit einer gezielten Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung durch eine angepasste Prozessstrategie.



### 2.5.2 Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech

Für eine erfolgreiche Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech müssen die im vorherigen Abschnitt beschriebenen Prozessgrenzen (durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech, ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite) eingehalten werden. Ausgehend von diesen ermittelten Prozessgrenzen erfolgten die experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech, welche in diesem Abschnitt behandelt werden. Diese Untersuchungen wurden in der Überlapp T-Stoß Konfiguration durchgeführt. Eine Skizze des verwendeten Versuchsaufbaus ist in Bild 2.17 gezeigt.



**Bild 2.17:** Skizze des Versuchsaufbaus für die experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech.

Bei dem verwendeten Versuchsaufbau trifft der Laserstrahl auf die Oberseite des Nickelblechs auf und wird mit der Vorschubgeschwindigkeit  $v$  über das Blech bewegt. Dabei wurden die Laserparameter so eingestellt, dass eine Durchschweißung durch das Nickelblech erzielt wird, sodass eine aufrecht stehende Lage des Nickelschaums an die Unterseite des Nickelblechs gefügt werden kann. Der verwendete Nickelschaum bestand aus Reinnickel R-Ni99,2 und hatte eine Breite von  $b_{\text{Schaum}} = 0,135$  mm. Die Abmessungen der verwendeten Nickelbleche, sowie die Länge der erzeugten Schweißnähte

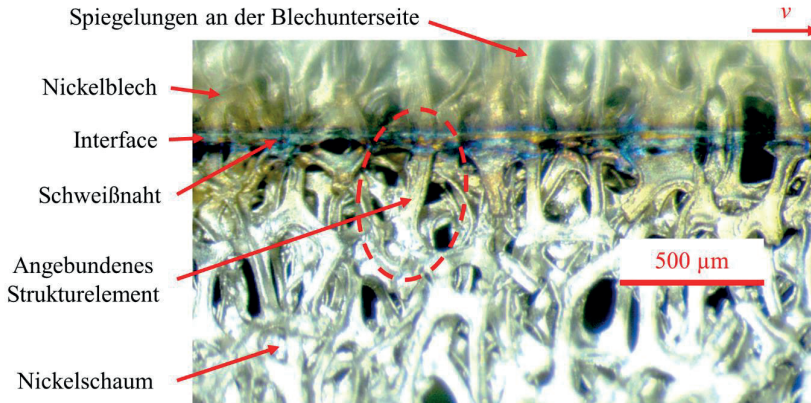


waren identisch wie bei den experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelblech, siehe Abschnitt 2.5.1. Das verwendete Laser- und Optiksetup war ebenfalls identisch zu den in Abschnitt 2.5.1 beschriebenen Experimenten. Die Parameter des Laser- und Optiksetups sind in Tabelle 2.2 (S. 59) aufgelistet. Eine HS-Kamera für die Prozessbeobachtung war von schräg unten auf die Fügestelle zwischen Nickelschaum und Nickelblech gerichtet. Der Beobachtungswinkel der Kamera zur Blechunterseite betrug  $\alpha_{\text{Kamera}} = 5^\circ$ . Zusätzlich wurde auch hier ein Beleuchtungslaser mit einer Emissionswellenlänge von  $\lambda_{\text{Bel}} = 808 \text{ nm}$  für die Prozessbeobachtung in Kombination mit einem entsprechenden Bandpassfilter ( $\lambda = 808 \pm 10 \text{ nm}$ ) vor der HS-Kamera eingesetzt. Die Hochgeschwindigkeitsaufnahmen wurden ebenfalls mit einer Aufnahme rate von 10 000 Bildern pro Sekunde aufgezeichnet.

An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass für die hier beschriebenen Versuche zum Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech und für die in Abschnitt 2.5.1 beschriebenen Versuche zum Laserstrahlschweißen von Nickelblech unterschiedliche Chargen des Nickelblechs von unterschiedlichen Lieferanten verwendet wurden. Für die Erzeugung gleicher Prozessresultate (durchgängige Durchschweißung; nach unten geöffnete Kapillare) ergaben sich durch die unterschiedlichen Materialchargen leicht unterschiedliche erforderliche Laserleistungen. Für die im Folgenden beschriebenen Experimente wurde die verwendete Laserleistung jeweils so angepasst, dass die Prozessresultate im Vergleich zum Schweißen von Nickelblech (vgl. Abschnitt 2.5.1) identisch sind. Das Prozessverhalten, sowie die Größe des potentiellen Prozessfensters blieben konstant, so dass die Erkenntnisse aus den Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelblech ihre Gültigkeit behielten und auf das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech übertragen werden konnten.

Die Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech wird über das Schmelzbad an der Unterseite des Nickelblechs erzeugt. Bei einer zu geringen Laserleistung konnte keine Durchschweißung durch das Nickelblech und somit auch keine Anbindung zwischen Nickelschaum und Nickelblech erzielt werden. Bei ausreichender Laserleistung konnte hingegen eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech und eine erfolgreiche Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech erzielt werden. In Bild 2.18 ist eine Mikroskopaufnahme der Fügestelle einer geschweißten Probe gezeigt, bei der eine Anbindung zwischen Nickelschaum und Nickelblech erzeugt wurde. Die Blickrichtung auf die Fügestelle ist analog zur Blickrichtung der HS-Kamera (siehe Bild 2.17). Die verwendeten Prozessparameter waren  $v = 9,48 \text{ m/min}$  und  $P_L = 800 \text{ W}$ . Es sind das Nickelblech, der Nickelschaum mit seiner typischen Schaumstruktur, die

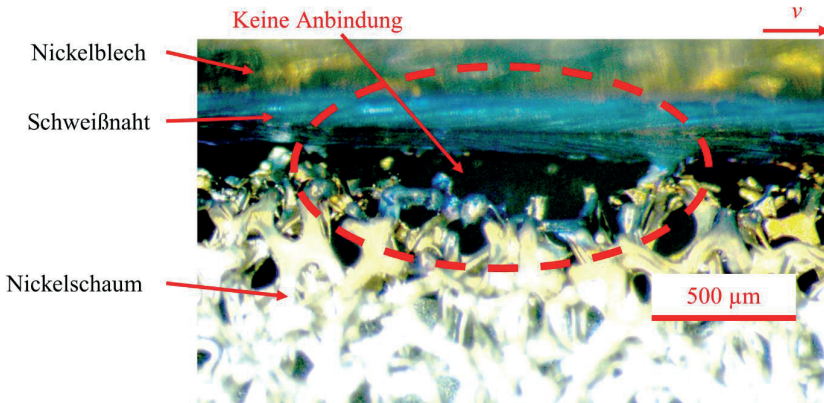
Schweißnaht, sowie die einzelnen angebundenen Strukturelemente des Schaums zu erkennen. Weiterhin ist zu beachten, dass sich der Nickelschaum an der Unterseite des Nickelblechs spiegelt. Anhand dieser Aufnahme ist zu erkennen, dass die einzelnen Strukturelemente des Nickelschaums an die Unterseite des Nickelblechs angebunden sind, und dass die Struktur des Schaums intakt ist.



**Bild 2.18:** Mikroskopaufnahme der Fugestelle zwischen Nickelschaum und Nickelblech einer geschweißten Probe. Gleiche Perspektive wie HS-Kamera (siehe Bild 2.17). Parameter:  $v = 9,48 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 800 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ ;  $b_{\text{Schaum}} = 0,135 \text{ mm}$ .

Bei einer Erhöhung der Laserleistung um 50 W auf  $P_L = 850 \text{ W}$  ist die eingebrachte Laserleistung zu hoch, so dass bereits größere Teile der Schaumstruktur während des Prozesses zerstört werden und somit die Anbindungsfläche zwischen Nickelschaum und Nickelblech reduziert wird. Auch in diesem Fall ist das Prozessfenster zwischen einem Prozess mit gewünschtem Resultat (erfolgreiche Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech) und einem ungewünschten Resultat (Zerstörung des Nickelschaums) mit einer Leistungsdifferenz von etwa 50 W verhältnismäßig gering. Dies ist in guter Übereinstimmung mit den im vorherigen Abschnitt beschriebenen Ergebnissen für das Prozessfenster für eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech ohne Kapillaröffnung an der Blechunterseite und unterstreicht die Übertragbarkeit der Ergebnisse vom reinen Nickelblech auf die Verbindung von Nickelschaum an Nickelblech. Bild 2.19 zeigt eine Mikroskopaufnahme der Fugestelle einer solchen Probe, die mit  $v = 9,48 \text{ m/min}$  und  $P_L = 850 \text{ W}$  geschweißt wurde. In dieser Aufnahme ist zu erkennen, dass in größeren Bereichen die Strukturelemente des Nickelschaums nicht mehr vorhan-

den sind und an diesen Stellen dementsprechend auch keine Anbindung zwischen Nickelschaum und Nickelblech erzielt wurde. Es ist nur noch an vereinzelten Strukturelementen des Nickelschaums eine Anbindung an das Nickelblech erfolgt.



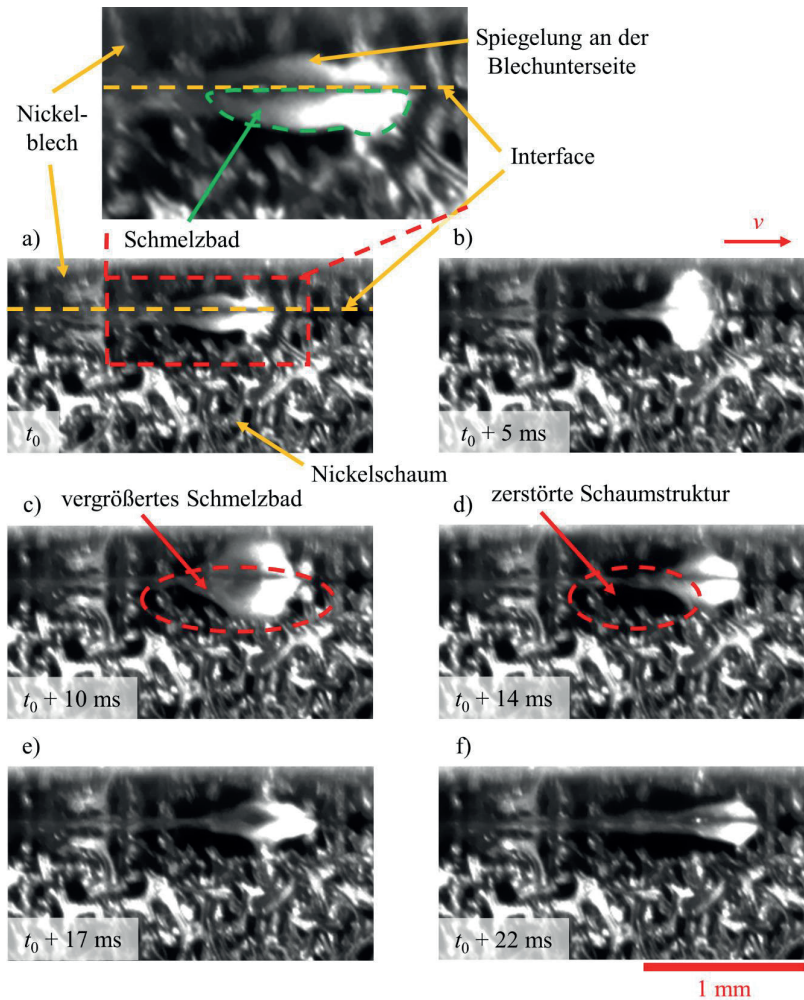
**Bild 2.19:** Mikroskopaufnahme der Fugestelle zwischen Nickelschaum und Nickelblech einer geschweißten Probe. Gleiche Perspektive wie HS-Kamera (siehe Bild 2.17). Parameter:  $v = 9,48$  m/min;  $P_L = 850$  W;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03$  µm;  $d_f = 300$  µm;  $z_f = 0$  mm;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3$  mm;  $b_{\text{Schaum}} = 0,135$  mm.

Das Prozessverhalten bei einer überhöhten eingebrachten Laserleistung und die damit verbundenen Auswirkungen auf den Fügeprozess werden im Folgenden näher betrachtet. Dies geschieht beispielhaft anhand von HS-Kameraaufnahmen, die bei einem Schweißprozess mit  $v = 9,48$  m/min und  $P_L = 850$  W aufgenommen wurden. Bild 2.20 zeigt eine Sequenz von Einzelbildern aus den HS-Kameraaufnahmen während des Prozesses, anhand derer auf die Zerstörung der Schaumstruktur eingegangen wird.

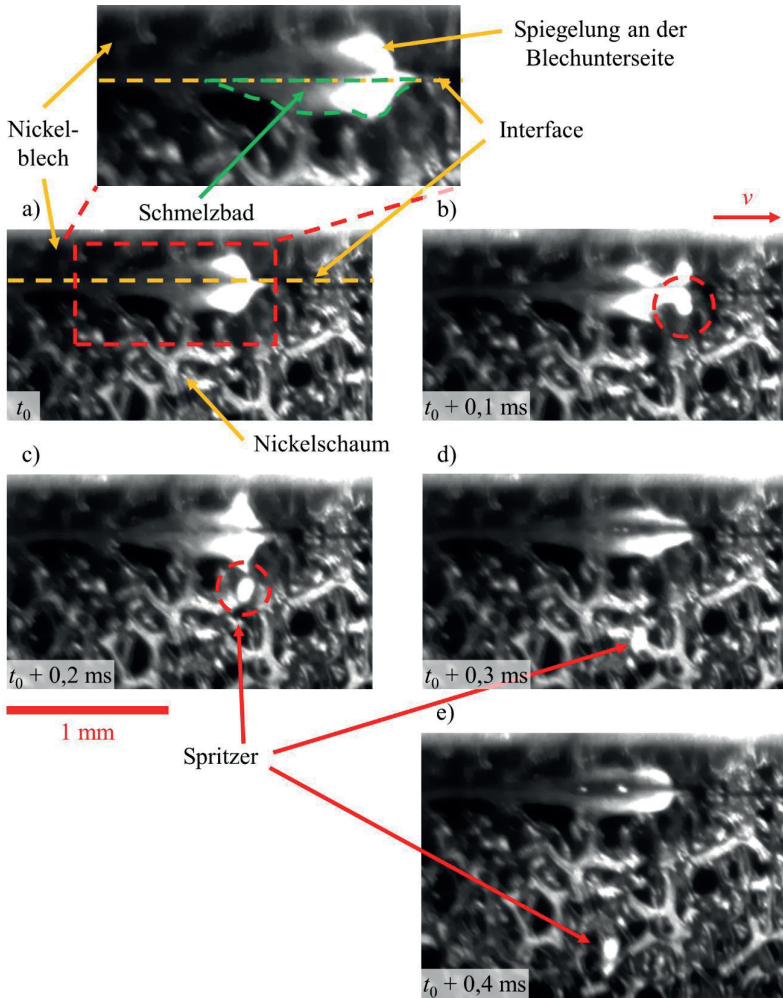
Bei einer überhöhten eingebrachten Laserleistung kann es zu einer Vergrößerung des aufgeschmolzenen Volumens des Nickelschaums kommen. Das Schmelzbad an der Unterseite des Nickelblechs beginnt sich zu vergrößern (Bild 2.20b) und durch die größeren Abmessungen des Schmelzbads, insbesondere in Richtung des Nickelschaums, wird auch ein deutlich größeres Volumen des Nickelschaums aufgeschmolzen (Bild 2.20c). Das vergrößerte Schmelzbad zieht sich anschließend wieder in Richtung des Nickelblechs zurück und löst sich dabei vom Nickelschaum ab (Bild 2.20d). Das Zusammenziehen der Schmelze in Richtung des Nickelblechs könnte durch die Oberflächenspannung bedingt sein. In dem zuvor aufgeschmolzenen Bereich des Nickelschaums sind nun keine Strukturelemente mehr vorhanden, wodurch die Schaumstruktur hier lokal

zerstört wurde. Im weiteren Verlauf des Prozesses bildet sich an dieser Stelle auch keine weitere Verbindung zwischen dem Schmelzbad an der Blechunterseite und dem Nickelschaum aus (Bild 2.20e und f), so dass an dieser Stelle keine Anbindung zwischen Nickelschaum und Nickelblech erzeugt werden konnte. Ein Verdampfen einzelner Strukturelemente des Schaums konnte in den im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen hingegen nicht beobachtet werden. Dies deutet darauf hin, dass das Zusammenziehen der Schmelze aufgrund der Oberflächenspannung bei übermäßigem Energieeintrag in den Schaum der vorherrschende Schädigungsmechanismus für die Schaumstruktur ist. Über eine solche Zerstörung der Schaumstruktur bei übermäßigem Energieeintrag in den Schaum wurde auch bereits in [20, 24, 25] berichtet.

Darüber hinaus kann es bei einer überhöhten eingebrachten Laserleistung auch zur Ablösung von Spritzern an der Blechunterseite kommen. Bild 2.21 zeigt eine Sequenz von Einzelbildern aus den HS-Kameraaufnahmen während des gleichen Prozesses. In Bild 2.21b) ist eine lokale Schmelzeanhäufung im vorderen Bereich des Schmelzbads an der Blechunterseite zu erkennen (rot gestrichelter Kreis). Im darauffolgenden Einzelbild (Bild 2.21c) ist ein Spritzer kurz nach seiner Ablösung aus dem Schmelzbad zu erkennen, der sich anschließend weiter vom Schmelzbad und der Fügestelle entfernt, wie in den darauffolgenden Einzelbildern (Bild 2.21d und e) zu erkennen. Diese Spritzerablösung kann durch eine nach unten geöffnete Kapillare erklärt werden. Bei einer nach unten geöffneten Kapillare kann der beim Schweißen entstehende Metaldampf nach unten entweichen. Durch Reibung zwischen diesem ausströmenden Metaldampf und der Schmelze kann es beim Überschreiten der Oberflächenspannung der Schmelze zur Spritzerablösung kommen.



**Bild 2.20:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen der Fügestelle während des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech, mit Zerstörung der Struktur des Nickelschaums. Parameter:  $v = 9,48 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 850 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ ;  $b_{\text{Schaum}} = 0,135 \text{ mm}$ .



**Bild 2.21:** Einzelbilder aus HS-Kameraaufnahmen der Fugestelle während des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech, mit Ablösung eines Spritzers an der Blechunterseite. Parameter:  $v = 9,48 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 850 \text{ W}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,03 \mu\text{m}$ ;  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ ;  $b_{\text{Schaum}} = 0,135 \text{ mm}$ .



### Fazit

Die experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Nickelschaum an Nickelblech haben gezeigt, dass das Fügen von Nickelschaum an Nickelblech möglich ist. Somit konnte die Umsetzung eines Keybowl-Schweißprozesses als angepasste Prozessstrategie für diese Fügeaufgabe erfolgreich demonstriert werden. Die Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech erfolgt dabei durch die Anbindung der einzelnen Strukturelemente des Nickelschaums über das Schmelzbad an der Unterseite des Nickelblechs. Dazu ist eine durchgängige Durchschweißung durch das Nickelblech erforderlich. Bei überhöhter eingebrachter Laserleistung konnten eine Zerstörung der Struktur des Nickelschaums, sowie Spritzer an der Unterseite des Nickelblechs beobachtet werden. Als Mechanismus für die Zerstörung der Schaumstruktur konnte ein Aufschmelzen größerer Teile des Nickelschaums und ein anschließendes Zurückziehen der Schmelze in Richtung des Nickelblechs beobachtet werden. Ein Verdampfen einzelner Strukturelemente des Schaums konnte in diesen Untersuchungen hingegen nicht beobachtet werden. Das resultierende Prozessfenster ist auch hier mit nur etwa 50 W vergleichsweise klein.

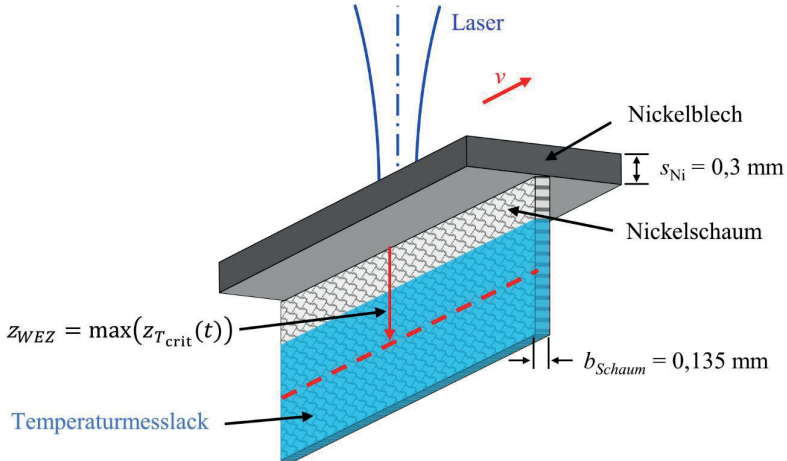
## 2.6 Experimentelle Untersuchung der Ausdehnung der wärmebeeinflussten Zone (WEZ) im Nickelschaum<sup>4</sup>

Um die nutzbare, beschichtete Fläche des Nickelschaums möglichst groß zu halten, muss die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum möglichst gering gehalten werden. Aus diesem Grund ist die Betrachtung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum beim Schweißen zusätzlich zum eigentlichen Fügeprozess zu berücksichtigen. Dies ist insbesondere zu berücksichtigen, wenn beispielsweise organische Beschichtungen auf dem Nickelschaum eingesetzt werden. Die Ausdehnung der WEZ,  $z_{WEZ}$ , im Nickelschaum wird definiert als die während des Fügeprozesses erreichte maximale Reichweite  $z_{WEZ} = \max(z_{T_{crit}}(t))$  der Isothermen einer gegebenen kritischen Temperatur  $T_{crit}$  in den Nickelschaum. Die experimentellen Untersuchungen zur Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum wurden ebenfalls in der Überlapp T-Stoß Konfiguration durchgeführt und werden in diesem Abschnitt behandelt. Eine Skizze des Versuchsaufbaus ist in Bild 2.22

---

<sup>4</sup> Die in diesem Abschnitt vorgestellten Ergebnisse wurden im Rahmen einer vom Autor angeleiteten und betreuten Masterarbeit [54] experimentell ermittelt und bereits in einer vom Autor mitverfassten Veröffentlichung veröffentlicht [55].

gezeigt. Die Fügeanordnung, die verwendeten Materialien und Abmessungen der Proben, sowie das verwendete Laser- und Optiksetup waren identisch zu den Untersuchungen des Fügeprozesses (siehe Abschnitt 2.5.1 und Abschnitt 2.5.2).

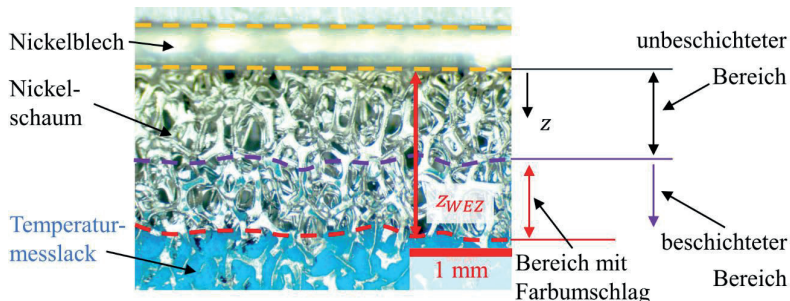


**Bild 2.22:** Skizze des Versuchsaufbaus für die experimentellen Untersuchungen der Ausdehnung der WEZ,  $z_{WEZ}$ , im Nickelschaum.

Für die experimentelle Bestimmung der Ausdehnung der WEZ wurde ein Temperaturmesslack verwendet. Ein solcher Temperaturmesslack enthält temperaturempfindliche Pigmente, die bei Überschreiten einer gewissen kritischen Temperatur transparent werden. Dieser Effekt ist irreversibel und erlaubt somit die Bestimmung der maximalen Reichweite der Isothermen der entsprechenden Temperatur. Für die hier behandelten Untersuchungen wurde ein Temperaturmesslack mit einer kritischen Temperatur für den Farbumschlag der Pigmente von  $156 \text{ }^{\circ}\text{C}$  [56] eingesetzt. Somit wurde die Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$  für eine kritische Temperatur von  $T_{crit} = 156 \text{ }^{\circ}\text{C}$  untersucht, welche sich am unteren Ende des Temperaturbereiches befindet, in dem typischerweise die WEZ in organischen Materialien auftritt (siehe Abschnitt 2.2). Der Temperaturmesslack wurde vor der Versuchsdurchführung auf den Nickelschaum aufgetragen bis zu einem Abstand von etwa 1 mm zu der an das Nickelblech zu fügenden Kante. Die Kante selbst wurde nicht mit dem Temperaturmesslack beschichtet, um den Fügeprozess nicht zu beeinflussen. Nach den Versuchen wurde für jede Probe der maximale Abstand des Bereichs mit Farbumschlag von der Fügestelle unter einem Lichtmikroskop vermessen. Dies stellt



den jeweiligen Wert für  $z_{WEZ}$  dar. Bild 2.23 zeigt eine Mikroskopaufnahme einer geschweißten und zuvor mit dem Temperaturmesslack beschichteten Probe, mit eingezeichnetem Messwert für  $z_{WEZ}$ .



**Bild 2.23:** Mikroskopaufnahme einer geschweißten und zuvor mit Temperaturmesslack beschichteten Probe, mit eingezeichnetem Messwert für die Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$ .

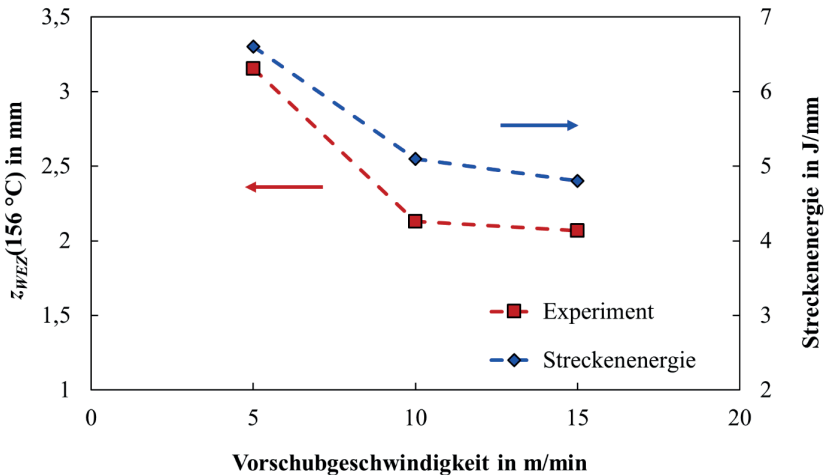
In dem in Bild 2.24 gezeigten Diagramm sind die Ergebnisse der experimentell bestimmten Werte für die Ausdehnung der WEZ (rote Quadrate) für eine kritische Temperatur von  $T_{crit} = 156\text{ °C}$  für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten dargestellt. Die für den jeweiligen Prozess erforderliche Streckenenergie  $P_L/v$  (blaue Rauten, Werte auf der rechten Ordinate) ist ebenfalls in diesem Diagramm dargestellt, wobei die eingestrahelte Laserleistung  $P_L$  verwendet wurde. Die Vorschubgeschwindigkeit wurde zwischen 5 m/min, 10 m/min und 15 m/min variiert und die Laserleistung jeweils entsprechend angepasst, so dass eine erfolgreiche, durchgängige Anbindung des Nickelschaums an das Nickelblech erzielt wurde, ohne die Struktur des Schaums zu zerstören. Die zugehörigen Prozessparameter sind in Tabelle 2.3 aufgelistet.

Sowohl die Ausdehnung der WEZ als auch die erforderliche Streckenenergie nehmen mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab. Die Ausdehnung der WEZ nimmt um etwa 34 % ab, von  $z_{WEZ} = 3,15\text{ mm}$  für  $v = 5\text{ m/min}$  auf  $z_{WEZ} = 2,07\text{ mm}$  für  $v = 15\text{ m/min}$ . Die größte Abnahme ist dabei von 5 m/min auf 10 m/min mit etwa 32 %

$v$ in m/min	5	10	15
$P_L$ in W	550	850	1200

**Tabelle 2.3:** Prozessparameter für die experimentelle Untersuchung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum.

zu verzeichnen, wohingegen die Abnahme von 10 m/min auf 15 m/min nur noch etwa 3 % beträgt. Ein ähnliches Verhalten ist für die Streckenenergie zu erkennen. Diese nimmt um etwa 27 % ab, von 6,6 J/mm für  $v = 5$  m/min auf 4,8 J/mm für  $v = 15$  m/min. Auch hier ist die größte Abnahme von 5 m/min auf 10 m/min zu verzeichnen, mit etwa 23 %. Diese Ergebnisse stützen die getroffene Annahme für die Prozessstrategie, dass eine kurze Wechselwirkungszeit und somit hohe Vorschubgeschwindigkeiten anzustreben sind, um den Wärmeeintrag in den Nickelschaum und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ gering zu halten.



**Bild 2.24:** Experimentell ermittelte Werte der Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$  im Nickelschaum für  $T_{crit} = 156\text{ °C}$  (rote Quadrate) und erforderliche Streckenenergie  $P_L/v$  (blaue Rauten). Prozessparameter siehe Tabelle 2.3. Restliche Parameter:  $d_f = 300\text{ }\mu\text{m}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,03\text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0\text{ mm}$ ;  $M^2 = 15$ ;  $s_{Ni} = 0,3\text{ mm}$ ;  $b_{Schaum} = 0,135\text{ mm}$ .

Die ähnlichen Kurvenverläufe von  $z_{WEZ}$  und der Streckenenergie lassen eine mögliche Korrelation zwischen diesen beiden Größen vermuten. Eine mögliche Erklärung hierfür steht in Zusammenhang mit dem thermischen Wirkungsgrad. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ist auch eine Zunahme des thermischen Wirkungsgrads zu erwarten [6, 40, 46]. Mit zunehmendem thermischen Wirkungsgrad nehmen gleichzeitig auch die Wärmeverluste ins umgebende Material ab. Dies führt einerseits zu einer geringeren erforderlichen Streckenenergie zur Erzeugung des gleichen Prozessvolumens und ist somit eine mögliche Erklärung für die Abnahme der erforderlichen Streckenenergie. Andererseits wird aufgrund der geringeren Wärmeverluste ins umgebende Material auch weniger Wärme in den Nickelschaum abgeführt, was wiederum eine mögliche Erklärung für

die Abnahme der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum ist. Für hohe Vorschubgeschwindigkeiten ist jedoch auch eine asymptotische Annäherung des thermischen Wirkungsgrads an einen Maximalwert zu erwarten (siehe [6, 40, 46]). Dies bedeutet wiederum, dass für hohe Vorschubgeschwindigkeiten keine nennenswerte Abnahme von  $z_{WEZ}$  mehr zu erwarten ist. Ein solches Verhalten lässt sich bereits anhand der experimentell ermittelten Ergebnisse von  $z_{WEZ}$  vermuten, welche bereits von  $v = 10$  m/min auf  $v = 15$  m/min nur noch eine geringe Abnahme von  $z_{WEZ}$  zeigen. Für eine genauere Untersuchung dieses Zusammenhangs und der Vorschubgeschwindigkeit ab der keine signifikante Änderung von  $z_{WEZ}$  mehr zu erwarten ist, soll im nächsten Abschnitt näher auf die theoretische Abschätzung des Wärmeeintrags in den Nickelschaum und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ eingegangen werden.

## 2.7 Theoretische Untersuchung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum<sup>5</sup>

Die theoretischen Untersuchungen der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum erfolgten mithilfe eines analytischen Modells zur Beschreibung der Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften. Das hierzu verwendete Modell wird zunächst näher beschrieben und auf dessen Randbedingungen und Voraussetzungen eingegangen. Anschließend werden die Ergebnisse des Modells anhand der Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen der Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech verifiziert. Die experimentell ermittelten Ergebnisse konnten durch das Modell mit einer Abweichung von weniger als 12 % nachgebildet werden. Eine Reduzierung von  $z_{WEZ}$  mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit konnte durch das Modell bestätigt werden. Zudem hat sich gezeigt, dass ab Schweißgeschwindigkeiten von  $v \geq 25$ -30 m/min nur noch mit einer geringen Abnahme von  $z_{WEZ}$  zu rechnen ist.

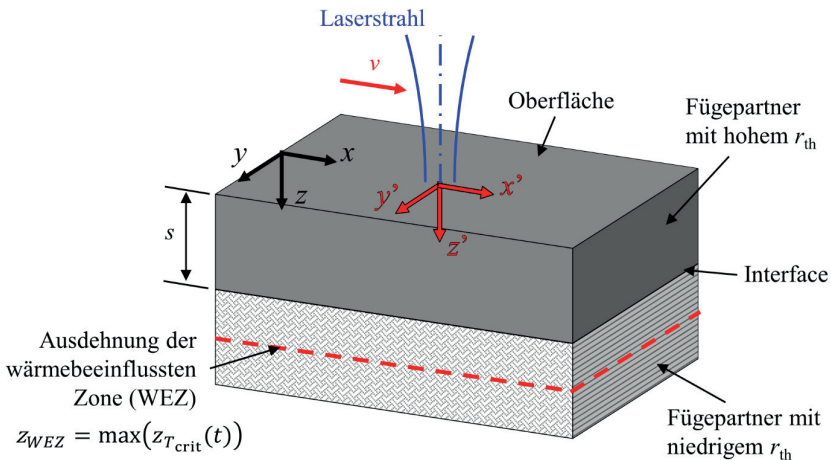
### 2.7.1 Analytisches Modell für die Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften

Zunächst wird das verwendete analytische Modell beschrieben und auf dessen Randbedingungen und Voraussetzungen eingegangen. Es wird das Laserstrahlschweißen von

---

<sup>5</sup> Die Ausführungen in diesem Abschnitt basieren in Teilen auf einer vom Autor mitverfassten Veröffentlichung [50].

Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften in Überlappkonfiguration mit Wärmeleitung als einzigem Wärmetransportmechanismus betrachtet. Der Laserstrahl trifft dabei auf den Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen auf und die WEZ entsteht im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen. Das thermische Ansprechvermögen  $r_{th} = \sqrt{\lambda_{th} \cdot \rho \cdot c_p}$  [28] (im Englischen als „thermal responsivity“ bezeichnet) bestimmt maßgeblich die lokale Erhöhung der Oberflächentemperatur eines Körpers bei Wärmezufuhr durch eine Oberflächenwärmequelle [48]. Man beachte, dass nach dieser Definition bei Materialien mit hohem  $r_{th}$  ein größerer Energieeintrag erforderlich ist um die gleiche Temperaturerhöhung zu erzielen, als bei Materialien mit geringem  $r_{th}$ . In dem hier betrachteten Fall stellt das Nickelblech den Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen dar und der Nickelschaum den Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen. Wie bereits erwähnt wird die Ausdehnung der WEZ,  $z_{WEZ}$ , als maximale Reichweite  $z_{WEZ} = \max(z_{T_{crit}}(t))$  der Isothermen einer gegebenen kritischen Temperatur  $T_{crit}$  im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen im Verlauf des Fügeprozesses definiert. Bild 2.25 zeigt die Anordnung der Fügepartner und die verwendeten Koordinatensysteme für das Modell.



**Bild 2.25:** Anordnung der Fügepartner und Definition der verwendeten Koordinatensysteme für das analytische Modell zur Vorhersage der Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften.

Der Laserstrahl trifft auf den Fügepartner mit hohem thermischen Ansprechvermögen auf und bewegt sich in positiver  $x$ -Richtung im ortsfesten Koordinatensystem  $(x,y,z)$ . Das Koordinatensystem  $(x',y',z')$  bewegt sich mit dem Zentrum des Laserstrahls mit. Es wird davon ausgegangen, dass die Temperaturfelder in den beiden Fügepartnern jeweils durch separate Modelle beschrieben werden können, wenn der Unterschied in den thermischen Ansprechvermögen groß ist. In dem hier betrachteten Fall beträgt der Unterschied mehr als Faktor 5 (siehe Tabelle 2.1, S. 41).

Aufgrund des großen Unterschieds in den thermischen Ansprechvermögen wird für die Bestimmung des Temperaturfeldes im Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen der Wärmefluss durch das Interface der beiden Fügepartner als vernachlässigbar klein angenommen. Dadurch wird die separate Bestimmung des Temperaturfeldes im Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen ermöglicht, ohne dabei den Einfluss des Fügepartners mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen berücksichtigen zu müssen. Folglich wird die Temperaturverteilung am Interface  $T_{iface}$  durch die Temperaturverteilung im oberen Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen vorgegeben. Das Temperaturfeld in dem vom Laserstrahl erwärmten Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen wird durch Lösen der dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung für eine bewegte Wärmequelle mit gaußförmiger Intensitätsverteilung erhalten. Die resultierende Temperaturverteilung am Interface zwischen den beiden Fügepartnern bildet dann die Randbedingung für die Bestimmung des Temperaturfeldes im Fügepartner mit dem niedrigeren thermischen Ansprechvermögen, in welchem eindimensionale Wärmeleitung angenommen wird. Diese Annahme kann getroffen werden, wenn die Temperaturleitfähigkeit  $\kappa$  verhältnismäßig gering ist, so dass die Reichweite der betrachteten Isotherme von  $T_{crit}$  klein ist gegenüber der Breite der Wärmequelle  $d_{Quelle}$  am Interface. In dem hier betrachteten Fall ist die Breite der Wärmequelle durch die erhöhte Temperaturverteilung ( $T_{iface} - T_{crit}$ ) am Interface gegeben. In Anlehnung an die Definition des Durchmessers eines Laserstrahls [57] kann die Breite dieser Wärmequelle  $d_{Quelle} = 4 \cdot \sqrt{m_2}$  basierend auf dem zweiten zentralisierten und normierten Moment  $m_2$  der erhöhten Temperaturverteilung bestimmt werden. Die Schmelzenthalpie, sowie Wärmeverluste durch Konvektion und Strahlung werden vernachlässigt.

Zusammenfassend können als Voraussetzungen für das Modell festgehalten werden:

- Wärmeeintrag in den Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen,
- vernachlässigbarer Wärmefluss durch das Interface,

- eindimensionale Wärmeleitung im Fügepartner mit dem niedrigeren thermischen Ansprechvermögen.

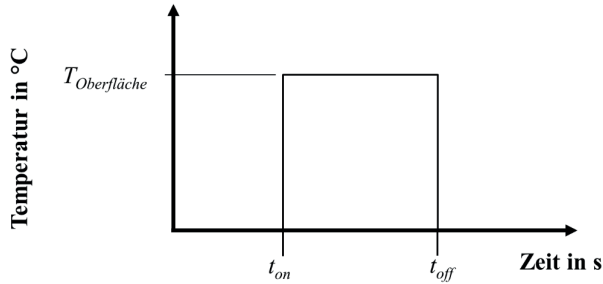
Die Erfüllung dieser Voraussetzungen ist jeweils bei der Anwendung des Modells zu prüfen. Auf die Gültigkeit der Voraussetzungen für den hier betrachteten Fall wird in Abschnitt 2.7.2 eingegangen, bei der Diskussion der Ergebnisse aus der Anwendung des Modells. Im Folgenden wird näher auf das jeweilige Vorgehen zur Bestimmung der Temperaturfelder in den beiden Fügepartnern eingegangen.

### 2.7.1.1 Temperaturfeld am Interface

Das Temperaturfeld am Interface resultiert aus dem Energieeintrag durch den bewegten Laserstrahl in den (oberen) Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen. Dieses kann durch Lösen der dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung für eine bewegte Wärmequelle mit gaußförmiger Intensitätsverteilung auf einem endlich dicken Körper erhalten werden. Die Herleitung für das resultierende Temperaturfeld erfolgte bereits in Abschnitt 2.4.2.1 (S. 45). Mit den Gleichungen Gl. (2.4) und Gl. (2.5), sowie dem in Abschnitt 2.4.2.1 beschriebenen Vorgehen zur Berücksichtigung der Spiegelquellen, kann für  $z' = z = z_{Ni}$  die stationäre Temperaturverteilung am Interface im mitbewegten Koordinatensystem  $(x', y', z')$  bestimmt werden. Das Temperaturfeld im ortsfesten Koordinatensystem  $(x, y, z)$  folgt mit  $v = \partial x' / \partial t = \Delta x' / \Delta t$  und der Transformation  $t = t_0 + \Delta t = t_0 + \Delta x' / v$ . Für  $y' = y$  und  $z' = z$  ergibt sich die zeitliche Entwicklung des Temperaturfeldes an einem ortsfesten Beobachtungspunkt  $x_0$ , der vom Laserstrahl passiert wird. Das Zentrum des Laserstrahls passiert den Beobachtungspunkt zum Zeitpunkt  $t_0 = 0$  s. Die zeitliche Entwicklung des Temperaturfeldes an diesem Beobachtungspunkt  $x_0$  bildet die Randbedingung für das, sich durch eindimensionale Wärmeleitung ausbildende, Temperaturfeld im (unteren) Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen.

### 2.7.1.2 Temperaturfeld im Fügepartner mit geringem thermischen Ansprechvermögen

Man betrachte einen Körper, dessen Oberfläche eine Temperaturerhöhung  $\Delta T_{\text{Oberfläche}}$  (in Bezug auf die Umgebungstemperatur) von  $t = t_{on}$  bis  $t = t_{off}$  erfährt, wie schematisch in Bild 2.26 skizziert.



**Bild 2.26:** Schematische Skizze der erhöhten Oberflächentemperatur, welche als Randbedingung für den Fügepartner mit dem niedrigeren thermischen Ansprechvermögen vorgegeben wird.

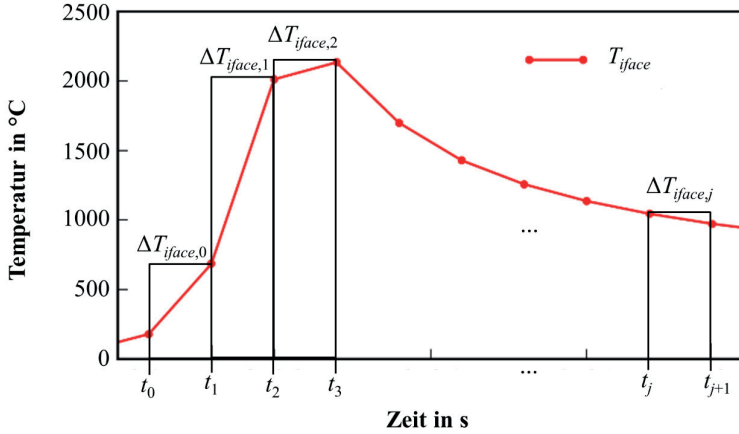
Die Lösung der eindimensionalen Wärmeleitungsgleichung (in  $z$ -Richtung) in diesem Körper mit der vorgegebenen Oberflächentemperatur bei  $z = 0$  als Randbedingung führt zu

$$\Delta T_h(z, t) = \Delta T_{\text{Oberfläche}} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{z}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t - t_{\text{on}})}} \right) \quad (2.7)$$

für Zeiten  $t_{\text{on}} < t \leq t_{\text{off}}$ , und zu

$$\Delta T_c(z, t) = \Delta T_{\text{Oberfläche}} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{z}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t - t_{\text{on}})}} \right) - \Delta T_{\text{Oberfläche}} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{z}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t - t_{\text{off}})}} \right) \quad (2.8)$$

für Zeiten  $t > t_{\text{off}}$  [58]. Das Intervall  $t_{\text{on}} \dots t_{\text{off}}$  kann auch in zwei (oder mehr) Zyklen  $t_{\text{on}} \dots t_1$  und  $t_1 \dots t_{\text{off}}$  aufgeteilt werden. Die Temperaturfelder, die durch jeden dieser einzelnen Zyklen erzeugt werden, sind jeweils wieder durch Gl. (2.7) und Gl. (2.8) gegeben. Das resultierende Temperaturfeld  $\Delta T(z, t)$  für das Intervall  $t_{\text{on}} \dots t_{\text{off}}$  ergibt sich aus der Summe der Temperaturfelder aller Zyklen. Ist die vorgegebene Temperaturerhöhung an der Oberfläche  $\Delta T_{\text{Oberfläche}}(t)$  während des betrachteten Intervalls nicht konstant, so kann diese durch eine Reihe von Zyklen mit konstanter Oberflächentemperatur angenähert werden, wie beispielhaft in Bild 2.27 skizziert.



**Bild 2.27:** Beispielhafte Darstellung für die Aufteilung der zeitabhängigen Randbedingung einer vorgegebenen Temperaturerhöhung am Interface in eine Reihe von Zyklen mit konstanter Temperatur.

Das resultierende Temperaturfeld im Material ergibt sich dann aus der Summe der Temperaturfelder all dieser vorgegebenen Temperaturzyklen an der Oberfläche, siehe hierzu auch [48]. Somit ergibt sich das Temperaturfeld

$$\begin{aligned} \Delta T_{res,n}(z_{low}, t_n) = & \Delta T_{iface,n-1} \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{z_{low}}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t_n - t_{n-1})}}\right) \\ & + \sum_{j=0}^{n-2} \Delta T_{iface,j} \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{z_{low}}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t_n - t_j)}}\right) - \Delta T_{iface,j} \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{z_{low}}{\sqrt{4 \cdot \kappa \cdot (t_n - t_{j+1})}}\right) \end{aligned} \quad (2.9)$$

im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen, wobei  $z_{low}$  die  $z$ -Koordinate im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen ist ( $z = z_{low} + s_{Ni}$ ),  $t_n$  ist die diskretisierte Zeit, wie in Bild 2.27 gezeigt, und  $j$  ist die Laufvariable der Diskretisierung, beginnend bei null.

Die jeweilige Temperaturerhöhung  $\Delta T_{iface,j}(t) = \Delta T(t_j)$  gilt für das Intervall vom Zeitpunkt  $t_j$  bis zum Zeitpunkt  $t_{j+1}$  (siehe auch Bild 2.27). Für das Temperaturfeld zum Zeitpunkt  $t_n$  müssen die Beiträge der vorgegebenen Temperaturerhöhungen am Interface aller Zyklen von  $j = 0$  bis  $j = n-1$  berücksichtigt werden. Gl. (2.9) beschreibt das gesamte



zeitliche und räumliche Temperaturfeld im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen. Sie kann jedoch nicht direkt nach  $z_{low}$  aufgelöst werden, um so die maximale Reichweite der Isothermen einer gegebenen kritischen Temperatur zu bestimmen. Daher muss zunächst die Temperatur für jeden Zeitpunkt  $t_n$  für alle Positionen  $z_{low}$  im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen bestimmt werden, was für diskretisierte Werte für  $z_{low}$  geschieht. Daraus kann für jede Position  $z_{low}$  die maximale Temperatur bestimmt werden, die im Verlaufe des Prozesses an dieser Position auftritt, woraus wiederum die maximale Reichweite  $z_{WEZ} = \max(z_{T_{crit}}(t))$  der Isothermen einer gegebenen kritischen Temperatur ermittelt werden kann. Somit kann schlussendlich die Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$  im Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen ermittelt werden.

### 2.7.2 Anwendung des Modells zur Bestimmung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum

Das zuvor beschriebene Modell wurde für die theoretische Ermittlung der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech angewendet. Hierzu wurden dieselbe Fügeanordnung (Skizze siehe Bild 2.22, S. 74) und dieselben Materialien (Materialdaten siehe Tabelle 2.1, S. 41) betrachtet, wie in den vorangegangenen Abschnitten. In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse aus der Anwendung des Modells vorgestellt. Für die Berechnungen wurde angenommen, dass die Nickelbleche in  $x$ - und  $y$ -Richtung unendlich ausgedehnt sind und eine endliche Dicke von  $s_{Ni} = 0,3$  mm besitzen. Für den Nickelschaum wurde eine unendliche Ausdehnung in  $x$ -Richtung, sowie eine halbunendliche Ausdehnung in  $z$ -Richtung angenommen, bei einer endlichen Breite von  $b_{Schaum} = 0,135$  mm. Die Umgebungstemperatur wurde zu  $20$  °C angenommen. In dieser Konfiguration stellt das Nickelblech den Fügepartner mit dem höheren thermischen Ansprechvermögen ( $r_{th,Ni} = 1,893 \cdot 10^4$  J/(s<sup>1/2</sup>·m<sup>2</sup>·K)) dar und der Nickelschaum den Fügepartner mit dem geringeren thermischen Ansprechvermögen ( $r_{th,Schaum} = 3,676 \cdot 10^3$  J/(s<sup>1/2</sup>·m<sup>2</sup>·K)). Die Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$  im Nickelschaum wurde für eine kritische Temperatur von  $T_{crit} = 156$  °C untersucht, analog zu den experimentellen Untersuchungen von  $z_{WEZ}$  (Abschnitt 2.6).

Das Modell wurde zunächst anhand des experimentell ermittelten Ergebnisses für  $z_{WEZ}$  bei  $v = 5$  m/min und  $P_L = 550$  W kalibriert und anschließend anhand der restlichen experimentell ermittelten Werten von  $z_{WEZ}$  verifiziert. Für die Kalibrierung wurde der Einkoppelgrad  $\eta_A$  bei der Berechnung angepasst, bis für  $\eta_A = 0,5$  die Abweichung zwischen

den aus dem Modell und aus dem Experiment ermittelten Werten weniger als 1,5 % betrug. Für alle weiteren Berechnungen wurde der Einkoppelgrad bei  $\eta_A = 0,5$  konstant gehalten. Mit einer maximalen Abweichung von den experimentell ermittelten Werten von weniger als 12 % hat sich das Modell als geeignet erwiesen, um die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum zu beschreiben. Folglich wurde das Modell zur Vorhersage der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum für weitere Prozessparameter angewendet.

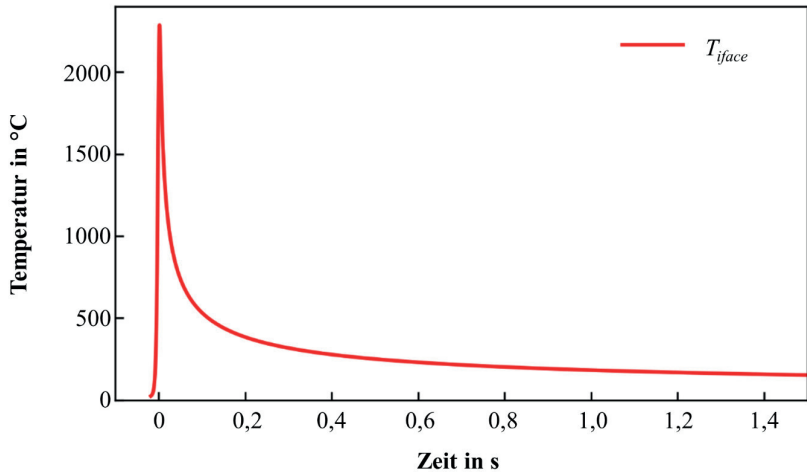
Der aus dem Modell erhaltene Wert für den Einkoppelgrad von 0,5 ist ebenfalls konsistent mit der Annahme eines Keybowl-Schweißprozesses. Bei Annahme einer kegelförmigen Geometrie für die Einkopplung, sowie eines Absorptionsgrads von 0,29 (entsprechend dem Absorptionsgrad von flüssigem Nickel bei Schmelztemperatur für  $\lambda = 1,03 \mu\text{m}$  [44]), ergibt sich nach [6] ein Einkoppelgrad von 0,5 bei einem Aspektverhältnis  $s_K/d_f$  von 0,39. Dies wäre konsistent mit der Annahme eines Keybowl-Schweißprozesses mit niedrigem Aspektverhältnis ( $< 1$ ).

Die resultierenden Temperaturverteilungen am Interface und im Nickelschaum, sowie die Ausbreitung der Isotherme der kritischen Temperatur im Nickelschaum werden im Folgenden zunächst beispielhaft für die Prozessparameter  $v = 5 \text{ m/min}$  und  $P_L = 550 \text{ W}$  ausführlich diskutiert. Anschließend wird auf die Vorhersage der Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum für weitere Prozessparameter eingegangen.

### 2.7.2.1 Temperatur am Interface

Für die Berechnung der Temperatur am Interface wurden die Materialeigenschaften von Nickel (siehe Tabelle 2.1, S. 41), die Gleichungen Gl. (2.4) und Gl. (2.5), sowie das in Abschnitt 2.4.2.1 beschriebene Vorgehen zur Berücksichtigung der Spiegelquellen verwendet. Das Integral in Gl. (2.5) wurde mithilfe der Simpson Regel [51] gelöst und die Integration erfolgte von  $t = 10^{-6} \text{ s}$  bis  $10^6 \text{ s}$  in  $10^5$  Zeitschritten mit einer logarithmischen Schrittweite<sup>6</sup>. Es wurde jeweils eine Schrittweite in  $x'$  von  $d_f/10$  für alle folgenden Berechnungen verwendet. Bild 2.28 zeigt die resultierende zeitliche Entwicklung des Temperaturfelds an einem ortsfesten Beobachtungspunkt  $x_0$  am Interface ( $z' = z = s_{Ni} = 0,3 \text{ mm}$ ) in der Mitte der Schweißung ( $y' = y = 0$ ).

<sup>6</sup> Logarithmische Schrittweite bedeutet, dass die Zeitschritte auf einer logarithmischen Skala gleichverteilt sind, d.h. der Quotient aufeinanderfolgender Zeitschritte ist konstant,  $(t_{i+1}/t_i) = \text{const.}$  Umgesetzt wurde die Aufteilung der Zeitschritte in *Python* mit der Funktion *numpy.logspace* [52]:  $t = \text{numpy.logspace}(-6.0, 6.0, 100000.0)$ .

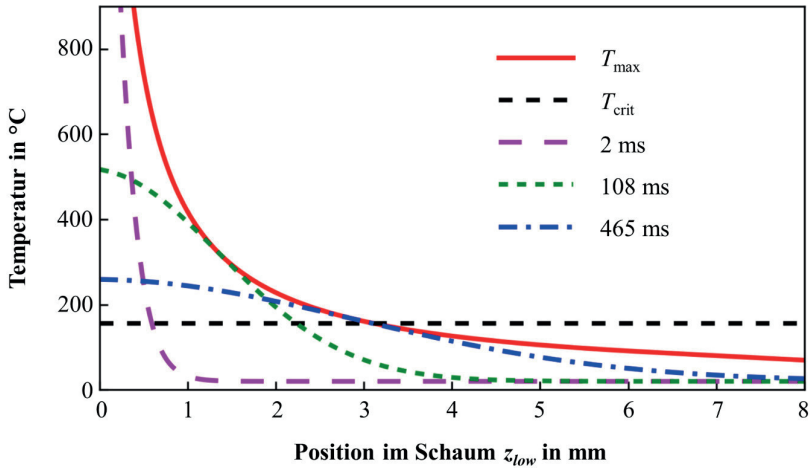


**Bild 2.28:** Zeitliche Entwicklung des Temperaturfelds an einem ortsfesten Beobachtungspunkt  $x_0$  am Interface ( $z' = z = s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ ) zwischen dem Nickelblech und dem Nickelschaum in der Mitte der Schweißung ( $y' = y = 0$ ). Materialdaten von Nickel siehe Tabelle 2.1, S. 41. Prozessparameter:  $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 550 \text{ W}$ ;  $\eta_A = 0,5$ ;  $d_f = 300 \text{ }\mu\text{m}$ .

Die Temperatur am Interface steigt zunächst schnell an, wenn der Laserstrahl den Beobachtungspunkt passiert ( $t = 0 \text{ s}$ ) und erreicht ihren Maximalwert von etwa  $2285 \text{ }^\circ\text{C}$  kurz nach dem Passieren des Laserstrahls ( $t = 2 \text{ ms}$ ). Anschließend fällt die Temperatur zunächst ebenfalls wieder schnell ab (bis etwa  $1000 \text{ }^\circ\text{C}$ ), geht dann jedoch in eine langsamere Abnahme über. Die Temperatur am Interface ist nur für etwa  $12,8 \text{ ms}$  über der Schmelztemperatur ( $T_{S,\text{Ni}} = 1455 \text{ }^\circ\text{C}$  [29]), liegt jedoch für etwa  $1,44 \text{ s}$  oberhalb der kritischen Temperatur von  $156 \text{ }^\circ\text{C}$ .

### 2.7.2.2 Temperatur im Nickelschaum

Das Temperaturfeld im Nickelschaum wurde mit Gl. (2.9) und den Materialeigenschaften von Nickelschaum (siehe Tabelle 2.1, S. 41) bestimmt. Die mit Gl. (2.4) und Gl. (2.5) ermittelte und im vorherigen Abschnitt beschriebene Temperatur am Interface wurde hierzu als Vorgabetemperatur am Interface verwendet und es wurde eine  $z$ -Diskretisierung im Nickelschaum von  $\Delta z = 20 \text{ }\mu\text{m}$  verwendet. In Bild 2.29 ist die resultierende Temperaturverteilung im Nickelschaum für verschiedene Zeitpunkte gezeigt.

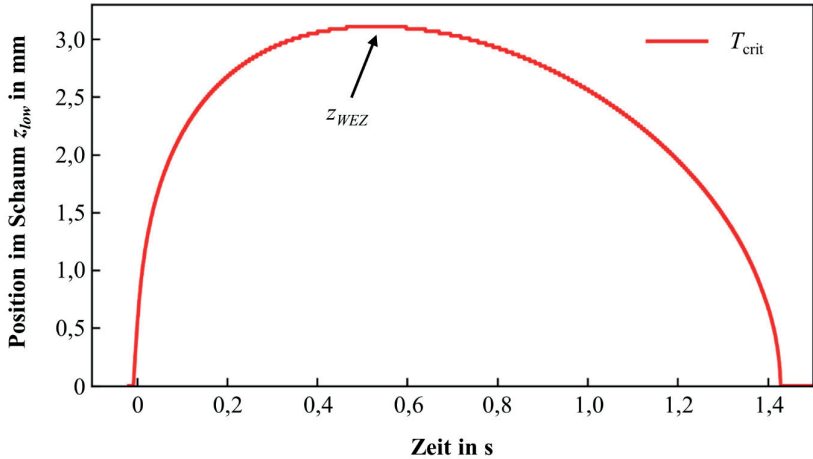


**Bild 2.29:** Temperaturfeld im Nickelschaum zu verschiedenen Zeitpunkten zusammen mit der kritischen Temperatur ( $T_{\text{crit}}$ , schwarz gestrichelte Gerade) und der maximalen Temperatur an jeder Position im Schaum ( $T_{\text{max}}$ , rote durchgezogene Kurve).

Die schwarz gestrichelte Gerade stellt die kritische Temperatur ( $T_{\text{crit}} = 156 \text{ °C}$ ) dar und die rote durchgezogene Kurve die maximale Temperatur, die an jeder Position im Nickelschaum erreicht wurde. Die Reichweite des Temperaturanstiegs in den Nickelschaum ist noch gering, wenn die vorgegebene Temperatur am Interface ihr Maximum erreicht (pink gestrichelte Kurve,  $t = 2 \text{ ms}$ ). Zu einem späteren Zeitpunkt (grün gepunktete Kurve,  $t = 108 \text{ ms}$ ) hat sich der Temperaturanstieg weiter in den Nickelschaum ausgebreitet und die Temperatur am Interface nimmt langsam ab. Bei Erreichen der maximalen Reichweite der Isotherme der kritischen Temperatur (blau strichpunktierte Kurve,  $t = 465 \text{ ms}$ ) nimmt die Temperatur am Interface weiterhin ab.

In Bild 2.30 ist die Reichweite der Isotherme der kritischen Temperatur im Nickelschaum ( $z(T_{\text{crit}})$ ) in Abhängigkeit der Zeit gezeigt. Die Reichweite der Isotherme in den Nickelschaum nimmt zunächst schnell zu und verlangsamt sich dann, bis sie nach etwa 0,47 s ihren maximalen Wert (die Ausdehnung der WEZ) von  $z_{\text{WEZ}} = 3,11 \text{ mm}$  erreicht hat. Anschließend nimmt die Reichweite wieder langsam ab, während sich der Nickelschaum abkühlt. Die Abweichung vom experimentell ermittelten Wert für die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum,  $z_{\text{WEZ,exp}} = 3,15 \text{ mm}$  (siehe Abschnitt 2.6), beträgt in diesem Fall weniger als 1,5 %. Dies wurde als ausreichend für die Kalibrierung des Mo-

dells anhand dieses Parametersatzes ( $v = 5 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 550 \text{ W}$ ) angesehen und der verwendete Einkoppelgrad von  $\eta_A = 0,5$  für alle weiteren Berechnungen von  $z_{WEZ}$  konstant gehalten.



**Bild 2.30:** Position der Isotherme der kritischen Temperatur im Nickelschaum in Abhängigkeit der Zeit.

### 2.7.2.3 Überprüfung der Voraussetzungen für die Anwendung des Modells

Der Wärmefluss durch das Interface wurde über

$$I_{heat} = -\lambda_{th} \cdot \left( \frac{dT}{dz_{low}} \right) \Big|_{z_{low}=0} \quad (2.10)$$

abgeschätzt [48], wobei  $T$  die durch Gl. (2.9) gegebene Temperatur im Nickelschaum ist. Die gesamte Wärmemenge pro mm Länge, die während des Prozesses durch das Interface geflossen ist ergibt sich aus

$$Q_{heat} = \sum_t I_{heat}(t) \cdot F_{Schaum}, \quad (2.11)$$

wobei  $F_{Schaum} = b_{Schaum} \cdot 1 \text{ mm}$  die Querschnittsfläche des Nickelschaums in  $z$ -Richtung ist für 1 mm Länge. Für das hier betrachtete Beispiel beträgt  $Q_{heat}$  nur etwa 4,29 % der

eingekoppelten Streckenenergie ( $P_L \cdot \eta_A / v$ ) und somit kann die Voraussetzung eines vernachlässigbaren Wärmeflusses durch das Interface für das Modell als erfüllt angesehen werden.

Die Annahme eindimensionaler Wärmeleitung im Nickelschaum als Voraussetzung für das Modell kann als erfüllt angesehen werden, wenn die Breite der Wärmequelle  $d_{Quelle}$  groß ist im Vergleich zur Ausdehnung der WEZ. Wie in Abschnitt 2.7.1 beschrieben, wurde die Breite der Wärmequelle  $d_{Quelle} = 4 \cdot \sqrt{m_2}$  basierend auf dem zweiten zentralisierten und normierten Moment  $m_2$  der erhöhten Temperaturverteilung ( $T_{iface} - T_{crit}$ ) bestimmt. Daraus ergibt sich für das hier behandelte Beispiel eine Breite der Wärmequelle von  $d_{Quelle} = 94,67$  mm, was deutlich größer als die Ausdehnung der WEZ von  $z_{WEZ} = 3,11$  mm ist. Somit kann auch die Annahme eindimensionaler Wärmeleitung im Nickelschaum als erfüllt angesehen werden.

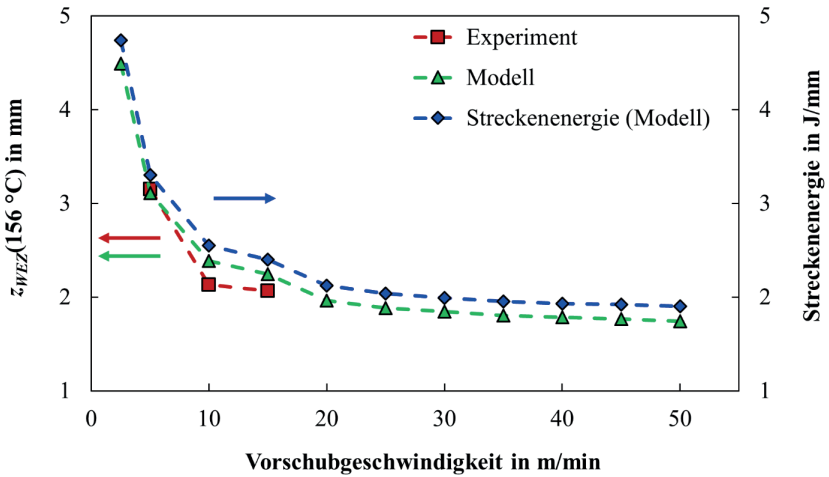
#### 2.7.2.4 Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum

In Bild 2.31 sind sowohl die experimentell (rote Quadrate) als auch die mithilfe des analytischen Modells ermittelten Werte für  $z_{WEZ}$  (grüne Dreiecke) in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit dargestellt. Weiterhin sind die ebenfalls aus dem Modell erhaltenen Werte für die eingekoppelte Streckenenergie ( $P_L \cdot \eta_A / v$ , blaue Rauten, Werte auf der rechten Ordinate) dargestellt.

Die aus dem Experiment ermittelten Werte konnten mit dem analytischen Modell gut nachgebildet werden und weisen eine maximale Abweichung von weniger als 12 % auf. Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit nimmt die aus dem Modell ermittelte maximale Temperatur  $T_{max}$  am Interface zu, von  $T_{max}(v = 5 \text{ m/min}) = 2285$  °C über  $T_{max}(v = 10 \text{ m/min}) = 2320$  °C bis  $T_{max}(v = 15 \text{ m/min}) = 2455$  °C. Für die Extrapolation von  $z_{WEZ}$  für weitere Vorschubgeschwindigkeiten wurde für jede Geschwindigkeit die Laserleistung so angepasst, dass  $T_{max}$  am Interface in etwa 2320 °C betrug, als mittlerer Wert aus den Ergebnissen für  $v = 5$  m/min bis  $v = 15$  m/min.

Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen der Ausdehnung der WEZ (Abschnitt 2.6) haben eine Abnahme sowohl von  $z_{WEZ}$ , als auch der aufzuwendenden Streckenenergie mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit gezeigt, wobei die Abnahme bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten geringer ausfiel. Diese Trends konnten auch bei der Extrapolation mithilfe des analytischen Modells beobachtet werden (siehe Bild 2.31). Sowohl  $z_{WEZ}$  als auch die eingekoppelte Streckenenergie nehmen nach dem analytischen Modell ebenfalls mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab. Auch nach dem Modell fällt die Abnahme bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten

( $v < 10$  m/min) deutlich größer aus, als bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten ( $v \geq 25$ –30 m/min). So nimmt  $z_{WEZ}$  von  $v = 2,5$  m/min auf  $v = 5$  m/min um etwa 30,8 % ab, von  $z_{WEZ} = 4,49$  mm auf  $z_{WEZ} = 3,11$  mm, wohingegen von  $v = 30$  m/min auf  $v = 50$  m/min nur noch eine Abnahme um insgesamt etwa 5,4 % erfolgt, von  $z_{WEZ} = 1,84$  mm auf  $z_{WEZ} = 1,74$  mm. Diese Ergebnisse stützen auch die aus den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen abgeleitete Vermutung, wonach für hohe Vorschubgeschwindigkeiten keine nennenswerte Abnahme von  $z_{WEZ}$  mehr zu erwarten ist.



**Bild 2.31:** Ausdehnung der WEZ  $z_{WEZ}$  im Nickelschaum für  $T_{crit} = 156$  °C in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit. Experimentell ermittelte Werte (rote Quadrate) und mithilfe des analytischen Modells ermittelte Werte (grüne Dreiecke), sowie aus dem Modell erhaltene eingekoppelte Streckenenergie  $P_L \cdot \eta_A / v$  (blaue Rauten). Prozessparameter aus dem Experiment siehe Tabelle 2.3 (S. 75), Materialeigenschaften siehe Tabelle 2.1 (S. 41). Restliche Parameter:  $\lambda_{Laser} = 1,03$   $\mu$ m;  $\eta_A = 0,5$ ;  $d_f = 300$   $\mu$ m;  $z_f = 0$  mm;  $M^2 = 15$ ;  $s_{Ni} = 0,3$  mm;  $b_{Schaum} = 0,135$  mm.

In Abschnitt 2.6 wurde ein möglicher Zusammenhang des Verhaltens von  $z_{WEZ}$  und der Streckenenergie mit dem thermischen Wirkungsgrad diskutiert, wonach mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit auch eine Zunahme des thermischen Wirkungsgrads und somit eine Abnahme der in den Nickelschaum abgeführten Wärmemenge zu erwarten ist. Mithilfe des analytischen Modells wurde auch die durch das Interface in den Nickelschaum pro mm Länge abgeführte Wärmemenge  $Q_{heat}$  bestimmt. Diese nimmt ebenfalls mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab. Das Verhältnis von  $Q_{heat}$  zur eingekoppelten Streckenenergie ist mit etwa 4,3 % für  $v = 2,5$  m/min am größten, nimmt dann mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit zunächst geringfügig ab und ist ab

$v \approx 20$  m/min annähernd konstant bei etwa 4,23 %. Somit nimmt für niedrige Vorschubgeschwindigkeiten ( $v < 20$  m/min) sowohl die eingekoppelte Streckenenergie, als auch der Anteil von  $Q_{heat}$  an der eingekoppelten Streckenenergie mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab. Für hohe Vorschubgeschwindigkeiten ( $v \geq 20$  m/min) hingegen ist der Anteil von  $Q_{heat}$  an der eingekoppelten Streckenenergie näherungsweise konstant. Das Verhalten von  $Q_{heat}$  in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit könnte demnach auch mit dem thermischen Wirkungsgrad in Verbindung gebracht werden. Für hohe Vorschubgeschwindigkeiten ist eine asymptotische Annäherung des thermischen Wirkungsgrads an einen Maximalwert zu erwarten [6, 40, 46]. In [6] wird eine Annäherung an 95 % des maximal möglichen Wertes des thermischen Wirkungsgrads bereits für Peclet-Zahlen ( $Pe = v \cdot d_f / \kappa$ ) zwischen etwa 2 bis 3 berichtet. In dem hier betrachteten Fall beginnt die Abnahme von  $z_{WEZ}$  mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab etwa  $v = 10$  m/min bis 15 m/min geringer zu werden. Die Peclet-Zahlen liegen dabei mit  $Pe \approx 2,2$  bis 3,3 ebenfalls in etwa in diesem Bereich. Ein Zusammenhang der hier berichteten Beobachtungen mit dem thermischen Wirkungsgrad wäre somit konsistent.

Zuletzt muss noch überprüft werden, ob die Voraussetzungen für die Anwendung des Modells für alle hier betrachteten Parameter erfüllt wurden. Der maximale Anteil der durch das Interface in den Nickelschaum pro mm Länge abgeführten Wärmemenge  $Q_{heat}$  an der eingekoppelten Streckenenergie beträgt etwa 4,3 %. Somit kann die Voraussetzung eines vernachlässigbaren Wärmeflusses durch das Interface für das Modell für alle hier betrachteten Parameter als erfüllt angesehen werden. Die berechnete Breite der Wärmequelle  $d_{Quelle}$  am Interface liegt für die hier gezeigten Ergebnisse zwischen etwa 95 mm und 317 mm, was jeweils deutlich größer ist als  $z_{WEZ}$ . Daher kann auch die Annahme eindimensionaler Wärmeleitung im Nickelschaum für alle hier betrachteten Parameter als erfüllt angesehen werden. Somit sind alle Voraussetzung für die Anwendung des Modells für die hier betrachteten Parameter erfüllt und die Anwendung des Modells gerechtfertigt.

## Fazit

Die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum wurde sowohl experimentell als auch theoretisch untersucht und das aufgestellte analytische Modell hat sich als geeignet zur Beschreibung von  $z_{WEZ}$  erwiesen. Sowohl die experimentell als auch die theoretisch ermittelten Ergebnisse zeigen eine Abnahme der Ausdehnung der WEZ mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Diese Ergebnisse bestätigen die getroffene Annahme für die Prozessstrategie, dass eine kurze Wechselwirkungszeit und somit hohe Vorschubgeschwindigkeiten anzustreben sind, um den Wärmeeintrag in den Nickelschaum und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ gering zu halten. Es zeigte sich jedoch auch,



dass bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten ab etwa  $v \geq 25$  m/min nur noch mit einer geringfügigen Abnahme von  $z_{WEZ}$  zu rechnen ist und einer Skalierung der Prozessstrategie hin zu noch höheren Vorschubgeschwindigkeiten somit Grenzen gesetzt sind.

Des Weiteren ist zu beachten, dass hier ausschließlich die Wärmeableitung in den Nickelschaum und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum untersucht wurden. Mögliche Auswirkungen höherer Vorschubgeschwindigkeiten auf fluid-dynamische Effekte im Schmelzbad, wie beispielsweise Humping oder die Spritzerbildung, wurden hier nicht betrachtet. Es ist jedoch durchaus möglich, dass solche Effekte bei Schweißprozessen mit höheren Vorschubgeschwindigkeiten auftreten können und die resultierende Schweißnahtqualität negativ beeinflussen. Daher ist vor der Umsetzung einer Prozessstrategie mit sehr hohen Vorschubgeschwindigkeiten auch eine Untersuchung der Auswirkungen auf solche fluiddynamischen Effekte ratsam.

## 3 Fügen von Aluminium an Kupfer<sup>7</sup>

Im vorangegangenen Kapitel wurde die Entwicklung und Umsetzung einer Prozessstrategie für das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften behandelt, bei der Wärmeleitung der dominierende physikalische Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone ist. Eine weitere Möglichkeit für das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften ist der Einsatz einer Prozessstrategie, bei der Konvektion den dominierenden physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone darstellt. Auf die Entwicklung und Umsetzung einer solchen Prozessstrategie wird in diesem Kapitel eingegangen, anhand des Beispiels des Laserstrahlschweißens von Aluminium an Kupfer.

### 3.1 Einleitung und Stand der Technik zum Laserstrahlschweißen von Aluminium-Kupfer Mischverbindungen

Das Schweißen von Aluminium (Al) an Kupfer (Cu) wird für hochleistungsfähige elektrische Leichtbauanwendungen benötigt, wie beispielsweise Anwendungen in der Batterietechnik oder der Elektromobilität [1, 17, 18, 60, 61]. Das Schweißen dieser Metallkombination aus Al und Cu ist jedoch mit einigen Herausforderungen verbunden. Diese liegen zum einen in den deutlich unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Materialien, wie beispielsweise der Schmelztemperatur und der Wärmeleitfähigkeit, und zum anderen in der Ausbildung intermetallischer Phasen in der Schweißnaht [61, 62]. Die meisten dieser intermetallischen Phasen weisen eine höhere Sprödigkeit, eine geringere mechanische Festigkeit, sowie einen höheren spezifischen elektrischen Widerstand auf, als die beiden Ausgangsmaterialien [61, 63]. Hierdurch werden sowohl die mechanischen, als auch die elektrischen Eigenschaften der Schweißnaht negativ beeinflusst, weshalb die Ausbildung dieser intermetallischen Phasen während des Schweißprozesses minimiert werden muss. Ein zuverlässiges und reproduzierbares Schweißen von Al an Cu mit hoher resultierender Qualität der Schweißverbindung mithilfe eines unmodulierten, kontinuierlichen (cw-) Laserstrahlschweißprozesses hat sich

---

<sup>7</sup> Die Ausführungen in diesem Kapitel basieren in Teilen auf einer vom Autor mitverfassten Veröffentlichung [59].

ohne geeignete Prozessstrategien als herausfordernd erwiesen. Die Hauptgründe für eine schlechte Qualität der resultierenden Schweißnähte stellen vor allem eine starke Durchmischung der beiden Materialien und das Auftreten von großen Rissen in der Schweißnaht beim cw-Laserstrahlschweißprozess dar [62].

Es wurden bereits verschiedene Ansätze zur Prozessbeeinflussung erfolgreich angewendet, um diese Probleme zu reduzieren. Diese umfassten unter anderem eine zeitliche Modulation der Laserleistung sowie eine räumliche Oszillation des Laserstrahls. So konnten beim gepulsten Schweißen von Mischverbindungen mit einer zeitlichen Modulation der Laserleistung ein feinkörnigeres Gefüge, eine gleichmäßigere Durchmischung, sowie eine Reduzierung der Risse in der Schweißnaht erzielt werden [64, 65]. Bei Linearschweißungen von Al-Cu Mischverbindungen konnte durch eine zeitliche Laserleistungsmodulation zwar die Konstanz der Einschweißtiefe erhöht werden, eine gleichmäßigere Durchmischung der beiden Fügepartner konnte in diesem Fall jedoch nicht erzielt werden [66–68]. Räumliche Strahloszillation wurde ebenfalls bereits erfolgreich beim Laserstrahlschweißen von Al an Cu eingesetzt, um die Nahtqualität zu verbessern. Mit einem Singlemode-Faserlaser und kleinen Fokusedurchmessern ( $d_f < 50 \mu\text{m}$ ) in Kombination mit einer räumlichen Strahloszillation konnte eine homogene Durchmischung der beiden Materialien demonstriert werden [69]. Darüber hinaus konnten kleinere Durchmischungszonen und eine Reduzierung von Poren und Rissen in den Schweißnähten (im Vergleich zu Linearschweißungen) durch den Einsatz eines gepulsten Lasers in Kombination mit einer räumlichen Strahloszillation erreicht werden [70]. Große Anbindungsbreiten am Interface und geringe Einschweißtiefen in das untenliegende Cu-Blech konnten mit einem Faserlaser und räumlicher Strahloszillation erzeugt werden [62]. Die resultierenden Nähte wiesen eine höhere ertragbare Scherzugkraft auf, als Nähte die ohne räumliche Strahloszillation erzeugt wurden. Der elektrische Widerstand der Schweißnähte nahm mit zunehmender Anbindungsfläche ab. Geringe Dicken ( $< 5 \mu\text{m}$ ) des intermetallischen Phasensaums am Interface konnten durch eine Kombination aus zeitlicher Leistungsmodulation und räumlicher Strahloszillation erreicht werden [1]. Aufgrund dieser geringen Dicken des intermetallischen Phasensaums wurden auch hohe ertragbare Scherzugkräfte der Schweißnähte erzielt. Zudem ergaben sich aufgrund der geringen Dicken des intermetallischen Phasensaums auch geringe elektrische Widerstände der Fügeverbindungen. Es wurde jedoch auch berichtet, dass für Dicken des intermetallischen Phasensaums von weniger als  $3 \mu\text{m}$  die ertragbaren Scherzugkräfte drastisch abnahmen. Darüber hinaus wurde auch eine Korrelation zwischen einer hohen mechanischen Festigkeit und einem geringen elektrischen Widerstand der Verbindungen berichtet [71].

Die meisten dieser Untersuchungen beschränkten sich auf das Schweißen mit kleinen Foksdurchmessern (von etwa 50  $\mu\text{m}$  oder weniger) und vergleichsweise geringen Laserleistungen ( $< 1 \text{ kW}$ ). Im Gegensatz dazu lag der Fokus im Rahmen der vorliegenden Arbeit auf dem reproduzierbaren Schweißen von Aluminium an Kupfer mit Multimode-Lasern mit hoher mittlerer Leistung ( $> 1 \text{ kW}$ ). Das Ziel lag in der Entwicklung und Umsetzung prozessangepasster Strategien für die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie beim Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer. An dieser Stelle sei vorweggegriffen, dass als Prozessstrategie eine räumliche Oszillation des Laserstrahls umgesetzt wurde.

In den nächsten Abschnitten erfolgt eine detaillierte Betrachtung der Herausforderungen bei diesem Fügeprozess, der Ableitung der Prozessstrategie, sowie der experimentellen Untersuchungen zum Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer.

## 3.2 Herausforderungen beim Schweißprozess

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer in der Überlappkonfiguration untersucht. Die verwendeten Materialien waren reines Aluminium (Al99,5) und reines Kupfer (Cu-OF) mit einer Dicke von jeweils 1 mm und es wurden Festkörperlaser mit einer Emissionswellenlänge um 1  $\mu\text{m}$  eingesetzt. Im Folgenden soll näher auf die Anforderungen an die Schweißverbindung, sowie die Herausforderungen für den Schweißprozess eingegangen werden.

Da Al-Cu Fügeverbindungen hauptsächlich für elektrische Anwendungen eingesetzt werden, ist die Hauptanforderung an eine solche Fügeverbindung eine hohe elektrische Leitfähigkeit, respektive ein geringer elektrischer Widerstand der Verbindung [17]. Zudem muss eine ausreichende mechanische Festigkeit der Verbindung gegeben sein, um den mechanischen Belastungen während des Betriebs stand zu halten [17]. In der Regel überwiegen jedoch die Anforderungen an die elektrischen Eigenschaften der Fügeverbindung. Daraus lassen sich sowohl Anforderungen an die Geometrie, als auch an die Materialeigenschaften der zu erzeugenden Schweißverbindung ableiten. Bezüglich der Geometrie ist der erzeugte Anbindungsquerschnitt ausschlaggebend für die Eigenschaften der erzeugten Schweißverbindung. Bezüglich der Materialeigenschaften sind der spezifische elektrische Widerstand  $\rho_{\text{el}}$  und die Zugfestigkeit die relevanten Größen. Der Anbindungsquerschnitt der erzeugten Schweißverbindung sollte möglichst groß, der spezifische elektrische Widerstand möglichst gering und die Zugfestigkeit möglichst hoch sein.

Die speziellen Herausforderungen für die hier betrachtete Fügeaufgabe des Laserstrahlschweißens von Aluminium an Kupfer liegen in den unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner, der Ausbildung intermetallischer Phasen in der Schweißnaht, sowie der schlechten Schweißbarkeit der beiden Materialien selbst. Die Hauptherausforderung beim Schweißen von Al-Cu Mischverbindungen ist die Bildung intermetallischer Phasen in der Schweißnaht. Wie bereits erwähnt, weisen die meisten intermetallischen Phasen eine höhere Härte, geringere Festigkeit, sowie einen höheren spezifischen elektrischen Widerstand auf, als die beiden Ausgangsmaterialien [61, 63]. Dadurch verschlechtern sich sowohl die mechanischen, als auch die elektrischen Eigenschaften der Schweißverbindung, weshalb es die Bildung der intermetallischen Phasen während des Schweißprozesses so weit wie möglich zu minimieren gilt. Die Durchmischung beider Fügepartner in der flüssigen Phase begünstigt jedoch die Bildung der intermetallischen Phasen [1] und es wird davon ausgegangen, dass mit zunehmendem Mischungsverhältnis der beiden Materialien sowohl die Gefahr der Bildung als auch der Anteil der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht zunimmt. Daher sollte möglichst wenig Durchmischung der beiden Fügepartner während des Schweißprozesses erfolgen, um den Anteil der intermetallischen Phasen in der Schweißverbindung zu minimieren. Hierzu ist es erforderlich, die aufgeschmolzenen Anteile der Fügepartner gezielt einstellen zu können, wozu wiederum die gezielte Einstellung der erzeugten Schweißnahtgeometrie und der dazu benötigten Temperaturverteilung in der Fügezone und deren direkten Umgebung erforderlich ist.

Die thermophysikalischen Eigenschaften bestimmen auch bei dieser Fügeaufgabe von der Materialseite aus die Verteilung der Energie im Material und den erforderlichen Energie- beziehungsweise Leistungsbedarf zur Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens. Außerdem sind im Fall des Schweißens von Aluminium an Kupfer auch die Schmelztemperaturen der beiden Fügepartner unterschiedlich. Somit ist auch hier die Einstellung der lokal erforderlichen Temperaturverteilung in der Fügezone und deren direkten Umgebung erschwert. Dies erschwert wiederum die gezielte Einstellung der aufgeschmolzenen Anteile der beiden Fügepartner und somit auch die Minimierung des Anteils der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht.

Darüber hinaus ist auch das Laserstrahlschweißen der beiden Ausgangsmaterialien Aluminium und Kupfer in jeweils artgleicher Verbindung bereits mit einigen Herausforderungen verbunden. Hier sind beispielsweise eine schwankende Einschweißtiefe, die Entstehung von Nahtdefekten wie Poren, Spritzern und Auswürfen, sowie die hohe Reflektivität der beiden Materialien für Laserwellenlängen um 1  $\mu\text{m}$  zu nennen [36, 72–79].

Hierdurch wird die Erzeugung einer gezielten und reproduzierbaren Schweißnahtgeometrie zusätzlich erschwert.

Auch für das *Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer* lautet die Hypothese, dass diese Fügeaufgabe *durch die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung, mittels an die Fügeaufgabe angepasster Prozessstrategien, erfolgreich realisiert werden kann.*

Zur Verifizierung dieser Hypothese werden in den folgenden Abschnitten zunächst einige theoretische Überlegungen zum Schweißprozess diskutiert und daraus eine räumliche Strahloszillation als geeignete Prozessstrategie abgeleitet (Abschnitt 3.3). Anschließend werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Al an Cu aufgezeigt und diskutiert. Dabei werden zunächst die Zusammenhänge zwischen den Prozessparametern und der Nahtgeometrie, sowie eine Korrelation zu den resultierenden Nahteigenschaften dargelegt (Abschnitt 3.4.1 bis Abschnitt 3.4.5). Anschließend wird auf die Korrelation zwischen elektrischem Widerstand und der Scherzugfestigkeit der Verbindungen eingegangen (Abschnitt 3.4.6). Abschließend wird das Potential einer lokal angepassten Laserleistung bei der räumlichen Strahloszillation aufgezeigt (Abschnitt 3.4.7).

### 3.3 Prozessstrategie

Das Ziel bei der Fügeaufgabe des Laserstrahlschweißens von Aluminium an Kupfer ist es, einen möglichst geringen elektrischen Widerstand der Schweißverbindung bei gleichzeitig ausreichender mechanischer Festigkeit zu erzeugen. Es wird angenommen, dass der resultierende elektrische Widerstand der Schweißnaht im Wesentlichen durch drei Faktoren beeinflusst wird:

- (1) Die Nahtbreite am Interface zwischen den Fügepartnern,
- (2) Die metallurgische Zusammensetzung der Schweißnaht,
- (3) Die Gleichmäßigkeit der Nahtgeometrie entlang der gesamten Naht.

Es wird weiterhin davon ausgegangen, dass diese Faktoren auch die Haupteinflussfaktoren auf die mechanische Festigkeit der Naht sind, und dass Maßnahmen zur Reduzierung des elektrischen Widerstands gleichermaßen auch zu einer Erhöhung der mechanischen Festigkeit führen und umgekehrt. Eine Korrelation zwischen einem geringen elektrischen Widerstand der Schweißnaht und einer hohen mechanischen Festigkeit wurde auch bereits in [71] festgestellt.

Im Folgenden wird zunächst auf die thermophysikalischen Eigenschaften der Fügepartner eingegangen und es werden theoretische Betrachtungen zur Wahl der Materialanordnung diskutiert. Anschließend werden einige grundsätzliche Überlegungen zum resultierenden elektrischen Widerstand der erzeugten Schweißnähte diskutiert. Anhand dieser Überlegungen werden Anforderungen an die zu erzeugenden Schweißnähte, sowie an die dafür erforderlichen Prozessstrategien abgeleitet, woraus letztendlich die verwendete Prozessstrategie abgeleitet wird.

### Thermophysikalische Eigenschaften

In Tabelle 3.1 ist eine Übersicht der Materialkennwerte von Aluminium und Kupfer, sowie der jeweiligen Verhältnisse der Materialkennwerte von Kupfer ( $K_{Cu}$ ) zu den Materialkennwerten von Aluminium ( $K_{Al}$ ) angegeben. Die größten Unterschiede in den thermophysikalischen Eigenschaften liegen in der Dichte  $\rho$  (Faktor 3,32), der massenspezifischen Wärmekapazität  $c_p$  (Faktor 2,33) und der Schmelztemperatur  $T_S$  mit einem Unterschied von mehr als 420 K. Die Unterschiede in der Temperaturleitfähigkeit  $\kappa$  (Faktor 1,19) und dem thermischen Ansprechvermögen  $r_{th}$  (Faktor 1,55) sind bei dieser Materialkombination hingegen weniger stark ausgeprägt. Aus den unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften folgt der unterschiedliche Energiebedarf zur Erzeugung eines bestimmten Prozessvolumens in den beiden Fügepartnern. Aus der Energiebilanz folgt die benötigte Prozessenergie [6]

$$E_p = \rho \cdot V_p \cdot (c_p \cdot \Delta T + \Delta H_S + \xi \cdot \Delta H_V), \quad (3.1)$$

um ein bestimmtes Prozessvolumen  $V_p$  auf die erforderliche Prozesstemperatur  $T_p$  zu erwärmen, wobei  $\Delta T$  die Temperaturdifferenz zwischen der Ausgangstemperatur  $T_0$  und der erforderlichen Prozesstemperatur  $T_p$  ist. Zum Aufschmelzen (erhitzen auf  $T_p = T_S$  und zuführen von  $\Delta H_S$ , Ausgangstemperatur  $T_0 = 20^\circ\text{C}$ , Anteil der verdampften Masse  $\xi = 0$ ) eines Volumens von  $1\text{ mm}^3$  wird für Kupfer eine Prozessenergie von  $E_{p,Cu} = 5,54\text{ J}$  benötigt und für Aluminium eine Prozessenergie von  $E_{p,Al} = 2,62\text{ J}$ . Für die Erzeugung des gleichen Prozessvolumens ist somit für Kupfer mehr als doppelt so viel Energie (Faktor 2,11) erforderlich, als für Aluminium.

### Anordnung der Fügepartner

Unter Berücksichtigung der Fügegeometrie hat dies direkte Auswirkungen auf die Wahl der Anordnung der beiden Fügepartner für die Prozessstrategie. Wird davon ausgegangen, dass in der Überlappkonfiguration nur möglichst wenig in den unteren Fügepartner eingeschweißt werden soll (um möglichst wenig Durchmischung der beiden Fügepartner zu erzeugen), so bedeutet dies, dass die erforderliche Prozessenergie größtenteils für die Erzeugung des Prozessvolumens im oberen Fügepartner aufgebracht werden muss. Mit Aluminium als oberem Fügepartner ist somit eine deutlich geringere erforderliche Prozessenergie beziehungsweise –Leistung zu erwarten. Außerdem lässt sich vermuten,

Kennwert ( $K$ )	Aluminium	Kupfer	$K_{\text{Cu}}/K_{\text{Al}}$
$\rho$ in $\text{kg/m}^3$ (@ 25 °C) [29]	2700	8960	3,32
$\lambda_{\text{th}}$ in $\text{W/(m}\cdot\text{K)}$ (@ 27 °C) [29]	237	401	1,69
$c_p$ in $\text{J/(kg}\cdot\text{K)}$ (@ 25 °C) [29]	897	385	0,43
$\kappa$ in $\text{m}^2/\text{s}$	$9,786\cdot 10^{-5}$	$1,162\cdot 10^{-4}$	1,19
$r_{\text{th}}$ in $\text{J/(s}^{1/2}\cdot\text{m}^2\cdot\text{K)}$	$2,396\cdot 10^4$	$3,719\cdot 10^4$	1,55
$T_S$ in K [29]	933,47	1357,77	1,45
$T_V$ in K [45]	2743	2868	1,05
$\Delta H_S$ in $\text{kJ/kg}$ [29]	396,9	208,7	0,53
$\Delta H_V$ in $\text{kJ/kg}^8$ [45]	10525,54	4799,67	0,46
$\rho_{\text{el}}$ in $\Omega\cdot\text{m}$ (@ 25 °C) [29]	$2,71\cdot 10^{-8}$	$1,71\cdot 10^{-8}$	0,63

**Tabelle 3.1:** Materialdaten von Aluminium und Kupfer.  $\rho$ : Dichte;  $\lambda_{\text{th}}$ : Wärmeleitfähigkeit;  $c_p$ : massenspezifische Wärmekapazität;  $\kappa$ : Temperaturleitfähigkeit;  $r_{\text{th}}$ : thermisches Ansprechvermögen;  $T_S$ : Schmelztemperatur;  $T_V$ : Verdampfungstemperatur;  $\Delta H_S$ : massenspezifische Schmelzenthalpie;  $\Delta H_V$ : massenspezifische Verdampfungsenthalpie;  $\rho_{\text{el}}$ : spezifischer elektrischer Widerstand.

<sup>8</sup> In [45] sind die molaren Verdampfungsenthalpien von Aluminium mit  $\Delta H_{V,\text{m,Al}} = 284 \text{ kJ/mol}$  und Kupfer mit  $\Delta H_{V,\text{m,Cu}} = 305 \text{ kJ/mol}$  angegeben. Zusammen mit der relativen Atommasse von Aluminium und Kupfer von  $A_{\text{u,Al}} = 26,982$  und  $A_{\text{u,Cu}} = 63,546$  [29] ergeben sich daraus die massenspezifischen Verdampfungsenthalpien von Aluminium und Kupfer zu  $\Delta H_{V,\text{Al}} = 10525,54 \text{ kJ/kg}$  und  $\Delta H_{V,\text{Cu}} = 4799,67 \text{ kJ/kg}$ .



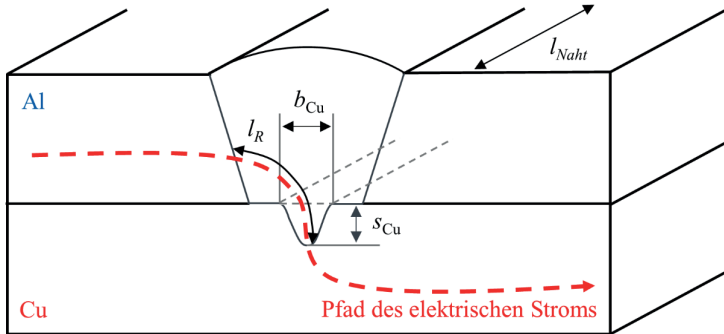
dass mit Aluminium als oberem Fügepartner eine gezielte, geringe Einschweißtiefe im unteren Fügepartner prozesssicherer umsetzbar ist als mit Kupfer als oberem Fügepartner. Pro aufgeschmolzenem Volumen im oberen Fügepartner (Aluminium) wird eine bestimmte Energie benötigt. Wenn eine Durchschweißung durch das Aluminium erreicht ist und der Übergang zum Kupfer (als unterer Fügepartner) erfolgt, so wird plötzlich pro weiterem aufgeschmolzenem Volumen deutlich mehr Energie benötigt. Dies könnte eine stabilisierende Wirkung auf die Einschweißtiefe beim Übergang zwischen den beiden Fügepartnern haben. Im umgekehrten Fall, mit Kupfer als oberem und Aluminium als unterem Fügepartner, wäre hingegen bei Erreichen einer Durchschweißung durch den oberen Fügepartner plötzlich deutlich weniger Energie pro weiter aufgeschmolzenem Volumen erforderlich, was zu einer destabilisierenden Wirkung auf die Einschweißtiefe beim Übergang zwischen den beiden Fügepartnern führen könnte.

Diese Vermutung konnte durch die Ergebnisse einer numerischen Simulation der Kapillartiefe beim Schweißen von Aluminium und Kupfer mittels eines einfachen Modells bestätigt werden [66, 80]. Die Ergebnisse dieser Simulation zeigten für Aluminium als oberen Fügepartner sowohl eine geringere erforderliche Laserleistung für eine bestimmte Kapillartiefe, als auch eine stetige Zunahme der Kapillartiefe bei Erreichen des Kupferblechs (bei Berücksichtigung von ebenfalls jeweils 1 mm Materialstärke für beide Fügepartner). Mit Kupfer als oberem Fügepartner ergab sich hingegen eine höhere erforderliche Laserleistung für die gleiche Kapillartiefe, sowie eine sprunghafte Zunahme der Kapillartiefe bei Erreichen des Aluminiumblechs. Bei den zuvor angeführten Überlegungen und der Simulation wurde allerdings nur die Energiebilanz berücksichtigt und keine möglichen Auswirkungen von Strömungen im Schmelzbad oder den Einkoppelbedingungen bei sich ändernder Kapillargeometrie. Experimentelle Untersuchungen des Laserstrahlschweißens von Aluminium an Kupfer für beide Materialanordnungen haben jedoch ebenfalls gezeigt, dass beim linearen cw-Schweißen mit Aluminium als oberem Fügepartner sowohl die Einschweißtiefschwankungen geringer ausfallen, als auch weniger Laserleistung erforderlich ist, im Vergleich zur Anordnung mit Kupfer als oberem Fügepartner [66, 67].

Bei der Wahl der Materialordnung können die unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der Fügepartner somit auch zum Vorteil für den Schweißprozess in Bezug auf die Einschweißtiefenkonstanz und die erforderliche Laserleistung genutzt werden. Daher wurde Aluminium als oberer Fügepartner gewählt und im Rahmen der vorliegenden Arbeit auch ausschließlich diese Materialanordnung untersucht.

### Elektrischer Widerstand der Schweißnaht

Im Folgenden sollen einige grundsätzliche Überlegungen zum resultierenden elektrischen Widerstand der Schweißnaht diskutiert werden. Hierzu ist in Bild 3.1 die Skizze eines Querschnitts einer Schweißnaht gezeigt, mit angedeutetem Pfad des elektrischen Stroms durch die Naht.



**Bild 3.1:** Skizze eines Querschnitts einer Schweißnaht, mit angedeutetem Pfad des elektrischen Stroms.

Da der elektrische Strom von einem Fügepartner zum anderen geleitet werden muss, wird die Querschnittsfläche am Interface zwischen den beiden Fügepartnern ( $b_{Cu} \cdot l_{Naht}$ ) als relevante Querschnittsfläche angesehen. Mit dieser Annahme kann für den elektrischen Widerstand der Schweißnaht

$$R_{Naht} \propto \rho_{el} \cdot \frac{l_R}{b_{Cu} \cdot l_{Naht}} \quad (3.2)$$

abgeleitet werden. Dabei sind  $\rho_{el}$  der spezifische elektrische Widerstand,  $b_{Cu}$  die Nahtbreite am Interface,  $l_{Naht}$  die Nahtlänge und  $l_R$  die Länge des Weges des elektrischen Stroms durch die Schweißnaht. Gleichung (3.2) wurde idealisiert für einen rechteckförmigen Nahtquerschnitt und einen linearen Strompfad hergeleitet. Für komplexere Geometrien der Naht und des Strompfads wäre eine Berücksichtigung des Integrals entlang des Strompfads durch die Naht besser geeignet, um exaktere Aussagen über den resultierenden Widerstand treffen zu können. Dennoch können anhand von Gl. (3.2) einige grundlegende Anforderungen an die Schweißnaht abgeleitet werden, die zu einem geringen Widerstand führen. Zum einen sollte die Querschnittsfläche am Interface groß sein. Dies bedeutet, dass die Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface groß sein sollte, da die Nahtlänge  $l_{Naht}$  oftmals durch konstruktive Randbedingungen vorgegeben ist. Zum anderen

sollte der spezifische elektrische Widerstand  $\rho_{el}$  der Naht gering sein. Dieser wird durch die metallurgische Zusammensetzung der Schweißnaht bestimmt und wie bereits erwähnt weisen die meisten intermetallischen Phasen einen wesentlich höheren spezifischen elektrischen Widerstand  $\rho_{el}$  auf, als die Ausgangsmaterialien [61, 63] (etwa Faktor 3 bis 8 nach den in [81] aufgeführten Daten). Daher sollte der Anteil der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht so gering wie möglich sein. Wie sich später noch zeigen wird, kommt für das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer nur ein Laserstrahltiefschweißprozess in Frage. Beim Tiefschweißen ist jedoch mit einer ausgeprägten Konvektion im Schmelzbad zu rechnen, durch die es zu einer Durchmischung der flüssigen Fügepartner kommt, wodurch die Ausbildung der intermetallischen Phasen begünstigt wird [1]. Der gemittelte Cu-Anteil in der Schweißnaht (Definition siehe Abschnitt 3.4, S. 105) wird als mögliches Maß für den Anteil der durchmischten Fügepartner herangezogen. Für eine exakte Bestimmung des Anteils der intermetallischen Phasen und deren örtlichen Verteilung in der Schweißnaht ist dieser zwar nicht ausreichend, er kann aber als mögliches Maß für die Abschätzung des Anteils der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht herangezogen werden. Es wird erwartet, dass der Anteil an aufgeschmolzenem Cu mit zunehmender Einschweißtiefe in das Cu zunimmt, und somit auch der gemittelte Cu-Anteil. Aus diesem Grund sollte die Einschweißtiefe in das Cu möglichst gering sein, um ein geringes  $\rho_{el}$  der Schweißnaht zu erreichen. Somit lässt sich ableiten, dass ein hohes Verhältnis von Nahtbreite am Interface zur Einschweißtiefe in das Cu ( $b_{Cu}/s_{Cu}$ ) vorteilhaft für die Erzielung eines geringen elektrischen Widerstands der Schweißnaht ist. Darüber hinaus sollten sowohl die Nahtbreite am Interface als auch die Einschweißtiefe in das Cu über die gesamte Länge der Naht konstant sein.

Analoge Überlegungen können auch für die mechanische Festigkeit der Fügeverbindung gemacht werden. Für die mechanische Festigkeit sind ebenfalls sowohl die Geometrie, als auch die Materialeigenschaften der Verbindung entscheidend. Um eine möglichst hohe mechanische Belastung ertragen zu können, sollte der Anbindungsquerschnitt ebenfalls möglichst groß sein und auch die Zugfestigkeit der Schweißnaht sollte möglichst groß sein. Da die Zugfestigkeit der meisten intermetallischen Phasen wesentlich geringer ist, als die der beiden Ausgangsmaterialien [63], sollte auch in diesem Fall der Anteil der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht so gering wie möglich sein. Somit folgen sowohl für die elektrischen, als auch für die mechanischen Eigenschaften der erzeugten Fügeverbindung die gleichen Anforderungen an die Geometrie und metallurgische Zusammensetzung der Schweißnaht. Daher ist davon auszugehen, dass die Optimierung der Fügeverbindung bezüglich einer der beiden Eigenschaften (elektrisch oder mechanisch) gleichzeitig auch zu einer Verbesserung der anderen führt.

### Ableitung der Prozessstrategie

Für die betrachtete Fügeaufgabe gilt es also große Nahtbreiten am Interface von vorzugsweise 1 mm oder größer bei Einschweißtiefen um etwa 1 mm zu erzeugen und beide Größen möglichst unabhängig voneinander, gezielt, konstant und reproduzierbar einstellen zu können. Hierzu ist eine geeignete und angepasste Prozessstrategie erforderlich und Laserstrahl-tiefschweißen mit räumlicher Strahloszillation wird als solche angesehen.

Aufgrund des geringen Absorptionsgrades  $A$  für die Laserstrahlung bei Wellenlängen um  $1\text{ }\mu\text{m}$  ( $A_{\text{Al}} \approx 7,4\%$  [46] und  $A_{\text{Cu}} \approx 6,8\%$  [76], jeweils bei Raumtemperatur und senkrechtem Strahlungseinfall) und der hohen Wärmeleitfähigkeit (siehe Tabelle 3.1) ist das Laserstrahlschweißen der beiden Ausgangsmaterialien Aluminium und Kupfer mit Festkörperlasern bereits in artgleicher Verbindung mit einigen Herausforderungen verbunden [72–76, 78, 82]. So kann für beide Materialien ein Wärmeleitungsschweißprozess als nicht zielführend angesehen werden, um Einschweißtiefen von etwa 1 mm zu erzeugen. Ein Keybowl-Schweißprozess, wie er für das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech angewendet wurde (siehe Kapitel 2), erscheint für die hier betrachtete Fügeaufgabe ebenfalls als nicht zielführend. Sowohl bei Kupfer, als auch bei Aluminium ist für Laserwellenlängen um  $1\text{ }\mu\text{m}$  typischerweise ein ausgeprägter Sprung der Einschweißtiefe bei Überschreiten der Tiefschweißschwelle vorhanden [6, 8, 39, 76]. Ein Prozess mit stabiler Vertiefung mit Aspektverhältnis kleiner 1 ist bei den verwendeten Materialien und der verwendeten Laserwellenlänge daher nicht zu erwarten. Somit erscheint nur ein Laserstrahl-tiefschweißprozess als zielführend, um die erforderlichen Einschweißtiefen um 1 mm zu erzeugen. Beim linearen cw-Schweißen von Aluminium und Kupfer im Tiefschweißen können jedoch häufig Nahtdefekte und Instabilitäten beobachtet werden, wie Schwankungen der Einschweißtiefe, die Bildung von Poren, Spritzern und Auswürfen [36, 72–79]. Durch Fluktuationen der Kapillar- und Einschweißtiefe wird eine konstante und gezielte Energieverteilung in der Fügezone jedoch erschwert. Darüber hinaus wäre für die Erzeugung einer Nahtbreite am Interface von 1 mm oder größer auch ein entsprechend großer Strahldurchmesser von  $> 1\text{ mm}$  erforderlich. Der Sprung in der Einschweißtiefe an der Tiefschweißschwelle nimmt mit größer werdendem Strahldurchmesser jedoch ebenfalls zu [6]. Hierdurch wird es wesentlich schwieriger, stabil geringe Einschweißtiefen im Tiefschweißen mit großen Strahldurchmessern zu erzeugen (die in [8] berichteten Ergebnisse zum linearen cw-Schweißen von Aluminium lassen auf einen Sprung im Aspektverhältnis  $s_K/d_f$  von ungefähr 4 beim Übergang ins Tiefschweißen schließen. Für Strahldurchmesser von etwa 1 mm würde dies eine minimal mögliche Einschweißtiefe im Tiefschweißen von etwa 4 mm

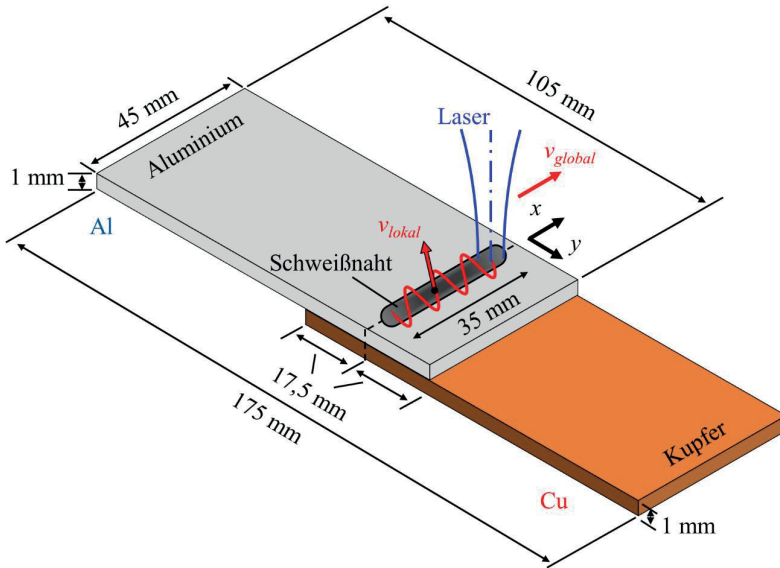
bedeuten). Der Einsatz einer räumlichen Strahloszillation hat sich bereits als geeignetes Mittel für die Stabilisierung des Schweißprozesses herausgestellt, insbesondere in Bezug auf die Einschweißtiefe. So konnte durch den Einsatz räumlicher Strahloszillation eine Stabilisierung der Einschweißtiefe beim Schweißen von Aluminium auch für niedrige Einschweißtiefen nahe der Tiefschweißschwelle beobachtet werden [8]. Weiterhin wurde über eine Stabilisierung der Einschweißtiefe gegenüber einem Fokusshift berichtet [83]. Darüber hinaus hat sich der Einsatz räumlicher Strahloszillation auch beim Schweißen von Al-Cu Mischverbindungen bereits als vorteilhaft herausgestellt [1, 62, 69–71].

Daher wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit das Laserstrahliefschweißen mit räumlicher Strahloszillation, sowie die Fügeanordnung mit Aluminium als oberem Fügepartner als *Prozessstrategie* für das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer gewählt, um die *gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung umsetzen zu können*.

### 3.4 Experimentelle Untersuchung des Schweißprozesses

Um die Eignung der ausgewählten Prozessstrategie für eine gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie beim Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer zu verifizieren, wurden experimentelle Untersuchungen des Schweißprozesses durchgeführt, welche in diesem Abschnitt behandelt werden.

Es wurde das Laserstrahlschweißen von reinem Aluminium (Al99,5) an reines Kupfer (Cu-OF) in der Überlappkonfiguration unter dem Einsatz räumlicher Strahloszillation untersucht. In Bild 3.2 ist eine Skizze des verwendeten Versuchsaufbaus und der Probengeometrie zu sehen. Die Bleche haben jeweils eine Dicke von 1 mm und das Aluminiumblech ist als oberer Fügepartner angeordnet. Die Geometrie und Anordnung der Fügepartner wurde in Anlehnung an die Geometrie für Proben für Scherzugversuche (nach DIN EN ISO 14273 [84]) ausgewählt. Es wurden Linearnähte mit einer Länge von 35 mm erzeugt. Als Laserstrahlquelle wurde ein Festkörperlaser (Laserline LDF 4000.8) mit einer Emissionswellenlänge von  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,08 \mu\text{m}$  eingesetzt, in Kombination mit einer Transportfaser mit einem Faserkerndurchmesser von  $100 \mu\text{m}$ . Der Laserstrahl wurde mittels einer Scanneroptik (Scansonic RLW-A) auf die Oberfläche des Al-Blechs fokussiert, unter einem Anstellwinkel von  $10^\circ$  zur Flächennormalen in stechen-der Anordnung. Mit diesem Setup ergibt sich ein Fokusedurchmesser von  $d_f = 280 \mu\text{m}$  und eine Rayleigh-Länge von  $z_R = 5 \text{ mm}$ .



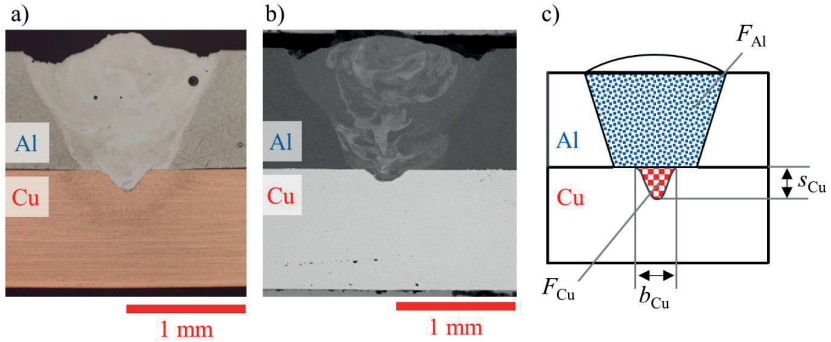
**Bild 3.2:** Skizze des Versuchsaufbaus und der Probengeometrie für die experimentellen Untersuchungen zum Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer.

Zunächst wurden Linienschweißungen mit einer konstanten Vorschubgeschwindigkeit von  $v_{global} = 6$  m/min und variierenden Laserleistungen von 1,5 kW bis zu 3,25 kW durchgeführt. Anschließend wurde eine räumliche Strahloszillation senkrecht zur Vorschubrichtung eingesetzt, mit einer Trajektorie entsprechend

$$\begin{pmatrix} x(t) \\ y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} v_{global} \cdot t \\ a_y \cdot \sin(2\pi f_y \cdot t) \end{pmatrix}. \quad (3.3)$$

Bei den Versuchen mit räumlicher Strahloszillation war die globale Vorschubgeschwindigkeit in  $x$ -Richtung konstant bei  $v_{global} = 6$  m/min und die Laserleistung war ebenfalls konstant bei  $P_L = 3,25$  kW (mit Ausnahme der Stichversuche zur lokalen Leistungsanpassung bei der räumlichen Strahloszillation, bei denen die Laserleistung in Abhängigkeit der  $y$ -Auslenkung angepasst wurde, Abschnitt 3.4.7). Die Oszillationsfrequenz  $f_y$  wurde zwischen 200 Hz und 1000 Hz variiert und die Oszillationsamplitude  $a_y$  zwischen 0,25 mm und 1 mm. Alle Versuche wurden ohne den Einsatz von Schutzgas durchgeführt.

Zur Auswertung der Versuche wurden die geometrischen Größen, der elektrische Widerstand, sowie die ertragbaren Scherzugkräfte der erzeugten Schweißnähte herangezogen. In Bild 3.3 ist eine Lichtmikroskopaufnahme (Bild 3.3a) und eine Rasterelektronenmikroskop (REM-) Aufnahme (Bild 3.3b) von typischen Querschliffen von Linear-schweißungen ohne räumliche Strahloszillation gezeigt.



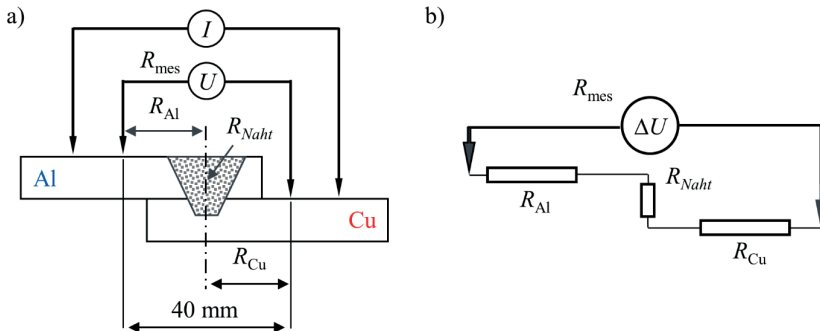
**Bild 3.3:** Aufnahmen typischer Querschliffe von Schweißnähten, erzeugt mit Linear-schweißungen ohne räumliche Strahloszillation: a) Lichtmikroskopaufnahme, b) REM-Aufnahme. Parameter:  $P_L = 2 \text{ kW}$ ;  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ . c) Skizze eines typischen Nahtquerschnitts mit eingezeichneten geometrischen Größen für die Auswertung: Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface, Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu und aufgeschmolzene Nahtflächen von Aluminium  $F_{Al}$  und Kupfer  $F_{Cu}$ .

Die vermessenen geometrischen Größen der Schweißnähte waren die Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface, die Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu und die aufgeschmolzenen Nahtflächen von Aluminium  $F_{Al}$  und von Kupfer  $F_{Cu}$ . In Bild 3.3c) ist eine Skizze eines typischen Nahtquerschnitts gezeigt, in dem die geometrischen Größen für die Auswertung eingezeichnet sind. Aus der REM-Aufnahme (Bild 3.3b) ist ersichtlich, dass für eine unmodulierte Linear-schweißung eine inhomogene Verteilung des Kupfers (hellere Bereiche im Nahtquerschnitt) über den gesamten Nahtquerschnitt vorliegt, selbst bei nur geringen Einschweißtiefen in das Cu. Der gemittelte Cu-Anteil

$$X_{Cu,m} = (F_{Cu} \cdot \rho_{Cu}) / (F_{Cu} \cdot \rho_{Cu} + F_{Al} \cdot \rho_{Al}) \quad (3.4)$$

der Schweißnaht wurde zur Quantifizierung des Mischungsverhältnisses der beiden Metalle herangezogen. Er wurde aus den aufgeschmolzenen Nahtflächen von Al und Cu bestimmt, jeweils gewichtet mit deren Dichte. Die Nahtflächen wurden hierzu aus den Querschliffen ermittelt, wie in Bild 3.3c) dargestellt.

Der elektrische Widerstand der Schweißnaht wurde mit einer 4-Punkt-Messung [85] ermittelt. In Bild 3.4a) ist eine Skizze des 4-Punkt-Messaufbaus gezeigt, der für die Messung des elektrischen Widerstands der Schweißnaht verwendet wurde und in Bild 3.4b) das entsprechende Ersatzschaltbild für den gemessenen elektrischen Widerstand  $R_{\text{mes}}$ .



**Bild 3.4:** a) Skizze des Aufbaus zur 4-Punkt-Messung des elektrischen Widerstands der Schweißnaht. b) Ersatzschaltbild für den gemessenen Widerstand.

Der gemessene elektrische Widerstand  $R_{\text{mes}} = R_{\text{Al}} + R_{\text{Naht}} + R_{\text{Cu}}$  wurde idealisiert als Summe der Widerstände der beiden Bleche  $R_{\text{Al}}$  und  $R_{\text{Cu}}$  bis zur Schweißnaht und dem Widerstand der Schweißnaht  $R_{\text{Naht}}$  selbst angenommen. Es wurde weiterhin angenommen, dass die Widerstände in den beiden Ausgangsmaterialien durch den Schweißprozess nicht beeinflusst werden und daher ausschließlich der Widerstand der Schweißnaht von Interesse ist. Der Beitrag der beiden Bleche zwischen den Messspitzen und der Mittelachse der Schweißnaht  $R_{\text{Al}} + R_{\text{Cu}}$  zum insgesamt gemessenen Widerstand  $R_{\text{mes}}$  wurde in einer Kalibrierung ermittelt und betrug  $21 \mu\Omega$ . Dieser Offset von  $21 \mu\Omega$  wurde von jedem gemessenen elektrischen Widerstand abgezogen, um so den elektrischen Widerstand der Schweißnaht  $R_{\text{Naht}}$  zu erhalten. Der elektrische Strom könnte auch durch die Kontaktfläche zwischen den beiden Blechen geleitet werden, was als Parallelschaltung betrachtet werden kann. Der elektrische Widerstand wurde ebenfalls für zwei Bleche gemessen, die nur angespresst, aber nicht zusammengeschweißt wurden. Dieser lag zwischen  $10 \text{ m}\Omega$  und  $50 \text{ m}\Omega$ , was etwa drei Größenordnung höher ist, als der Widerstand der geschweißten Proben. Die Kontaktfläche zwischen den beiden Blechen würde den gemessenen Widerstand  $R_{\text{mes}}$  nur um bis zu 2 % beeinflussen und wurde daher vernachlässigt.



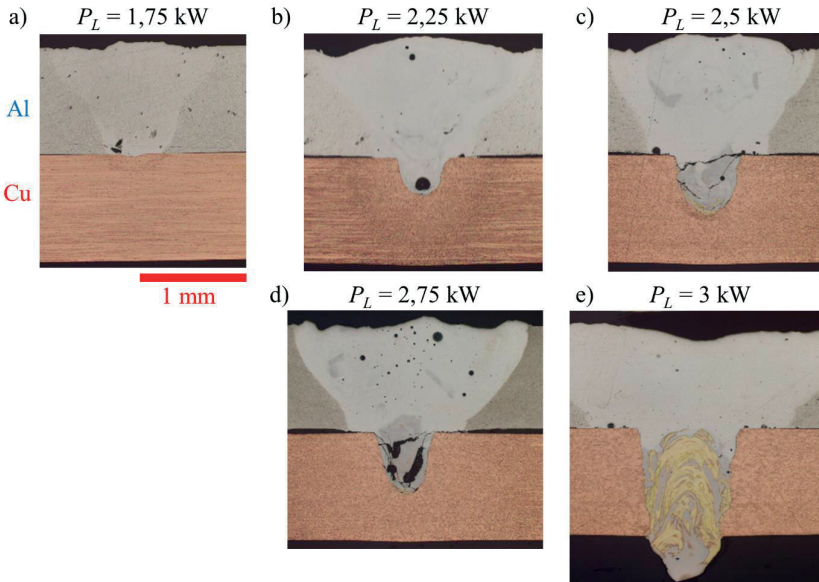
Für die Bestimmung der mechanischen Festigkeit der erzeugten Schweißnähte wurden Scherzugversuche (in Anlehnung an DIN EN ISO 14273 [84]) der angefertigten Proben durchgeführt und jeweils die maximal ertragbare Scherzugkraft ausgewertet.

Im Folgenden werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen des Schweißprozesses dargelegt. Dabei wird zunächst ein Überblick über die erzeugten Schweißnähte ohne und mit räumlicher Strahloszillation gegeben (Abschnitt 3.4.1 und 3.4.2). Anschließend werden die Zusammenhänge zwischen der Nahtgeometrie und den Oszillationsparametern, sowie die Abhängigkeiten der Eigenschaften der Schweißnähte von der Nahtgeometrie aufgezeigt (Abschnitt 3.4.3 bis 3.4.5). Abschließend wird die Korrelation zwischen elektrischem Widerstand und mechanischer Festigkeit der erzeugten Schweißnähte diskutiert (Abschnitt 3.4.6), sowie das Potential einer lokalen Leistungsanpassung bei der räumlichen Strahloszillation auf die Naht und deren elektrischen Widerstand (Abschnitt 3.4.7).

### 3.4.1 Schweißen ohne räumliche Strahloszillation

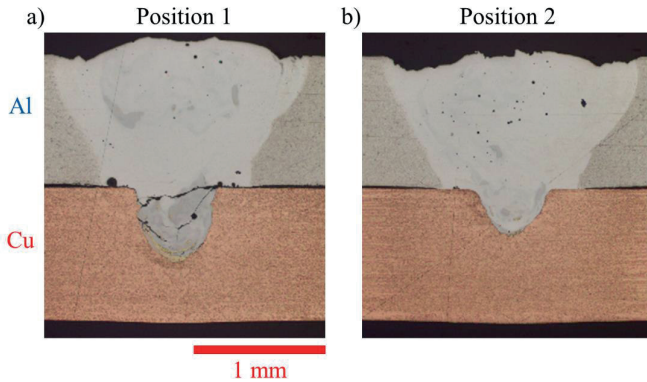
Die ohne räumliche Strahloszillation erzeugten Schweißnähte dienen als Referenz für die Schweißnähte, die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurden. In Bild 3.5 sind Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten gezeigt, die durch Linear-schweißungen bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit und unterschiedlichen Laserleistungen erzeugt wurden.

Wie erwartet nimmt die Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu mit zunehmender Laserleistung zu. Die aufgeschmolzene Nahtfläche des Cu, sowie die Durchmischung der beiden Materialien (erkennbar an den dunkelgrauen und goldfarbenen Bereichen in den Querschliffen) nehmen ebenfalls zu. Außerdem sind Risse und Poren in den Schweißnähten erkennbar. Risse sind in den Schweißnähten zu finden, bei denen eine Einschweißung in das Cu-Blech mit einer Einschweißtiefe in das Cu von mehr als 0,5 mm erzeugt wurde. Für nur geringe Einschweißiefen in das Cu oder für eine vollständige Durchschweißung durch das Cu konnten hingegen keine Risse gefunden werden.



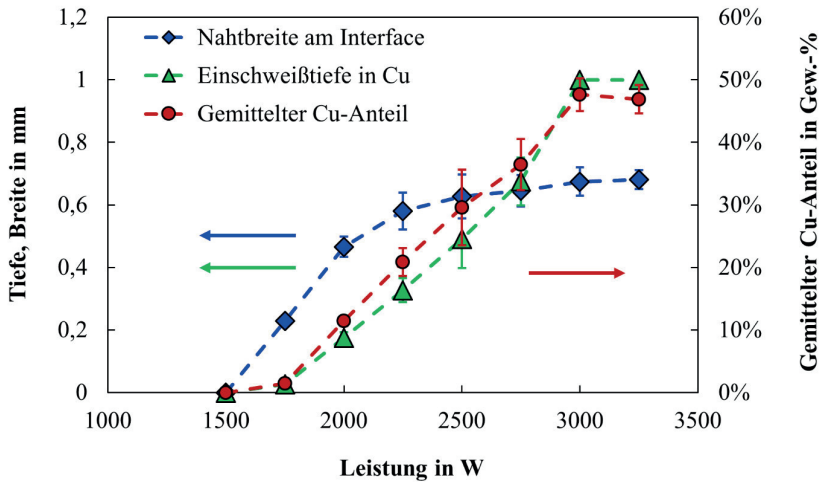
**Bild 3.5:** Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten, die mit Linear-schweißungen bei unterschiedlichen Leistungen und konstanter Vorschubgeschwindigkeit von  $v_{\text{global}} = 6 \text{ m/min}$  erzeugt wurden. Parameter:  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ .

Wie bereits erwähnt, ist lineares cw-Laserstrahlschweißen ohne Strahlmodulation der beiden Materialien Al und Cu jeweils für sich bereits sehr instabil und anfällig für die Ausbildung von Nahtdefekten und Fluktuationen der Einschweißtiefe [36, 72–79]. Dies gilt ebenfalls für das Laserstrahlschweißen der Materialkombination dieser beiden Metalle. Dies wird aus Bild 3.6 ersichtlich, in dem Mikroskopaufnahmen von Querschliffen derselben Schweißnaht an zwei unterschiedlichen Positionen der Naht gezeigt sind. Es ist ersichtlich, dass  $s_{\text{Cu}}$  und  $b_{\text{Cu}}$  nicht konstant entlang der mit unmoduliertem Linear-schweißen erzeugten Naht sind und somit Punkt 3) der in Abschnitt 3.3 postulierten Einflussfaktoren nicht erfüllt ist.



**Bild 3.6:** Mikroskopaufnahmen von Querschliffen an zwei Positionen derselben Schweißnaht. Parameter:  $P_L = 2,5 \text{ kW}$ ;  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ .

Der Einfluss der Laserleistung auf die Nahtgeometrie ist im Diagramm in Bild 3.7 dargestellt. Sowohl die Breite als auch die Tiefe nehmen mit zunehmender Laserleistung zu. Die Einschweißtiefe weist eine nahezu lineare Zunahme mit zunehmender Laserleistung auf, bis bei  $P_L = 3 \text{ kW}$  die Durchschweißung durch das Cu-Blech erfolgt ist. Im Gegensatz dazu nimmt die Nahtbreite mit der Laserleistung zunächst deutlich zu von  $P_L = 1,5 \text{ kW}$  bis etwa  $P_L = 2,25 \text{ kW}$  und konvergiert anschließend gegen einen oberen Grenzwert. Der gemittelte Cu-Anteil nimmt in guter Übereinstimmung mit der Einschweißtiefe in das Cu zu.

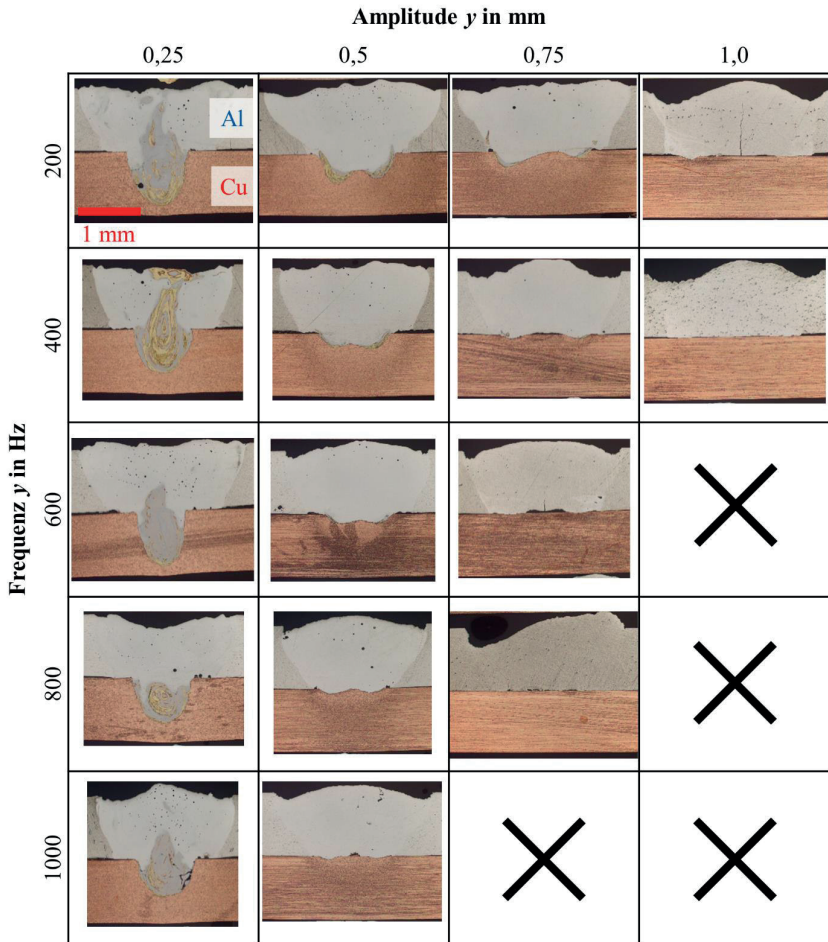


**Bild 3.7:** Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface (blaue Rauten), Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu (grüne Dreiecke) und gemittelter Cu-Anteil (rote Punkte) aufgetragen über der Laserleistung für Schweißnähte erzeugt mit Linearschweißungen bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit. Parameter:  $v_{global} = 6$  m/min;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu$ m;  $d_f = 280$   $\mu$ m;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

### 3.4.2 Schweißen mit räumlicher Strahloszillation

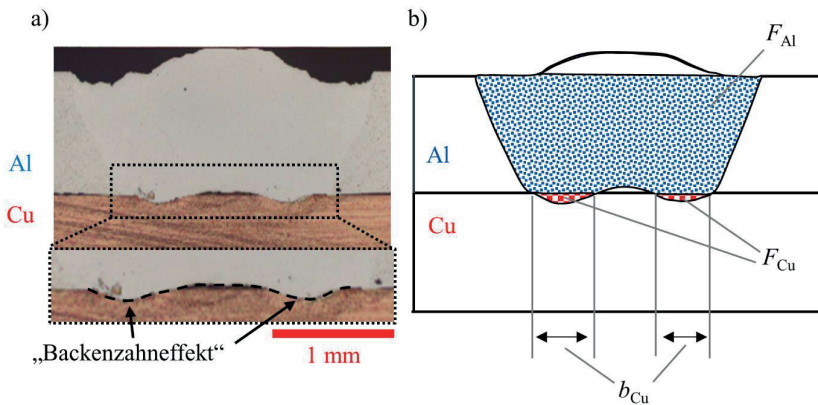
In Bild 3.8 ist eine Übersicht von Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten gezeigt, die mit einer räumlichen Oszillation des Laserstrahls bei unterschiedlichen Oszillationsparametern erzeugt wurden. Bei der geringsten verwendeten Amplitude von  $a_y = 0,25$  mm ist das Erscheinungsbild der Schweißnähte dem der mittels konventionellem Linearschweißen erzeugten Nähte sehr ähnlich. Diese weisen eine hohe Einschweißtiefe in das Cu auf, sowie eine starke Durchmischung der beiden Materialien (erkennbar an den dunkelgrauen und goldfarbenen Bereichen in den Querschliffen). Mit zunehmender Amplitude sinkt die Einschweißtiefe und die Nahtbreite nimmt zu. Gleichzeitig werden die dunkelgrauen und goldfarbenen Bereiche deutlich geringer. In manchen der Schweißnähte, die mit einer großen Oszillationsamplitude erzeugt wurden, sind Risse in der Mitte der Naht im Al-Blech erkennbar. Für große Amplituden und hohe Frequenzen ist die verwendete Laserleistung von 3,25 kW nicht mehr ausreichend, um eine Einschweißung in das untenliegende Cu-Blech und somit

eine Anbindung zwischen den beiden Blechen zu erzeugen. Anhand der gezeigten Querschliffe ist bereits ersichtlich, dass sich mit unterschiedlichen Oszillationsparametern unterschiedliche Nahtgeometrien erzeugen lassen. Die Abhängigkeit der Nahtgeometrie von den Oszillationsparametern wird im nächsten Abschnitt detaillierter betrachtet.



**Bild 3.8:** Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten, die mit einer räumlichen Oszillation des Laserstrahls erzeugt wurden. Parameter:  $P_L = 3,25$  kW;  $d_f = 280$   $\mu\text{m}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,08$   $\mu\text{m}$ ;  $v_{\text{global}} = 6$  m/min;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm.

An dieser Stelle sei noch darauf hingewiesen, dass bei den mit räumlicher Strahloszillation erzeugten Schweißnähten bei manchen Oszillationsparametern eine höhere Einschweißtiefe an den Rändern der Schweißnaht (in y-Richtung) erzeugt wurde, als in der Schweißnahtmitte. In den Querschliffen der Schweißnähte ist dies als „Backenzahneffekt“ erkennbar. Insbesondere wurde bei manchen Oszillationsparametern nur an den Rändern der Schweißnaht (in y-Richtung) auch wirklich in das untenliegende Kupferblech eingeschweißt, in der Schweißnahtmitte jedoch nicht. Dies ist in Bild 3.9a) beispielhaft anhand eines Querschliffs einer Schweißnaht gezeigt, die mit den Oszillationsparametern  $f_y = 400$  Hz und  $a_y = 0,75$  mm erzeugt wurde. In diesen Fällen wurden für die Bestimmung der Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface und der aufgeschmolzenen Nahtfläche des Kupfers  $F_{Cu}$  auch nur die Bereiche der Schweißnaht berücksichtigt, an denen tatsächlich in das untenliegende Kupferblech eingeschweißt wurde. Dies ist beispielhaft in der in Bild 3.9b) gezeigten Skizze eines Nahtquerschnitts mit „Backenzahneffekt“ dargestellt.



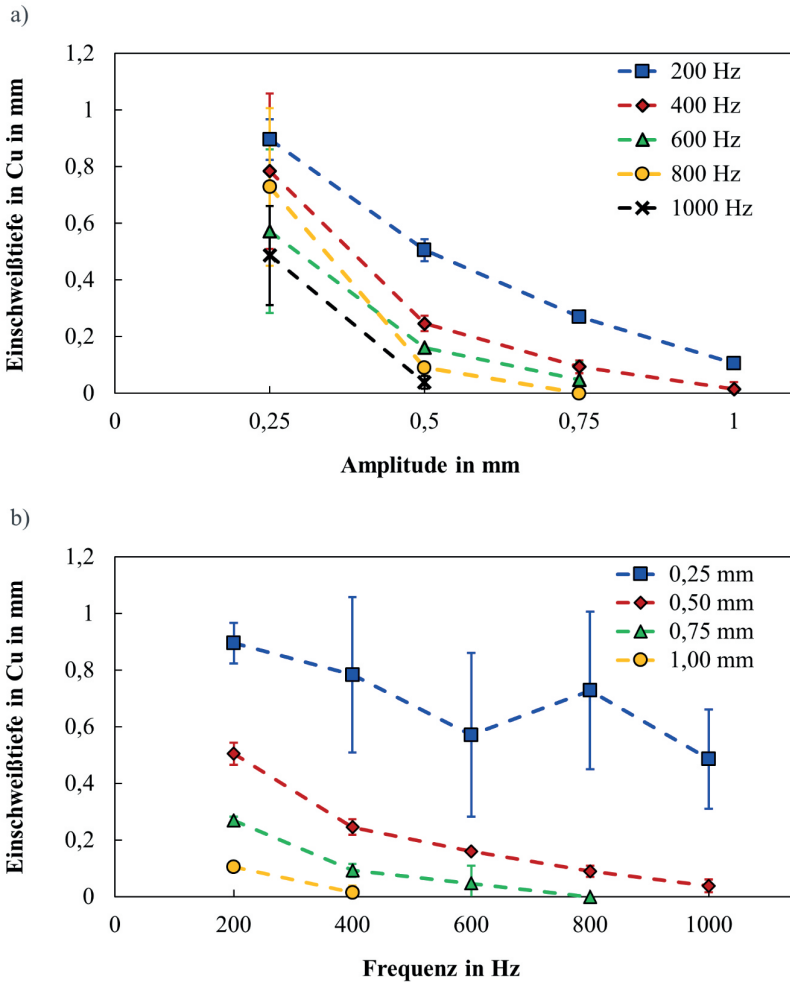
**Bild 3.9:** a) Mikroskopaufnahme eines Querschliffs einer Schweißnaht, die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurde, mit auftretendem „Backenzahneffekt“. Parameter:  $P_L = 3,25$  kW;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu$ m;  $d_f = 280$   $\mu$ m;  $v_{global} = 6$  m/min;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm;  $f_y = 400$  Hz;  $a_y = 0,75$  mm. b) Skizze eines Nahtquerschnitts mit eingezeichneten geometrischen Größen für die Auswertung bei auftretendem „Backenzahneffekt“: Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface und aufgeschmolzene Nahtflächen von Aluminium  $F_{Al}$  und Kupfer  $F_{Cu}$ .

### 3.4.3 Nahtgeometrie als Funktion der Oszillationsparameter

Es wurde angenommen, dass für die Erzeugung eines geringen elektrischen Widerstands der Schweißnähte die gezielte Einstellung der Nahtgeometrie erforderlich ist und, dass eine räumliche Strahloszillation ein geeignetes Mittel hierfür ist. Um dies zu verifizieren wird in diesem Abschnitt die Abhängigkeit der Nahtgeometrie von den Oszillationsparametern aufgezeigt. Die Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu ist in Bild 3.10 in Abhängigkeit von der Oszillationsamplitude  $a_y$  (Bild 3.10a) und der Oszillationsfrequenz  $f_y$  (Bild 3.10b) dargestellt.

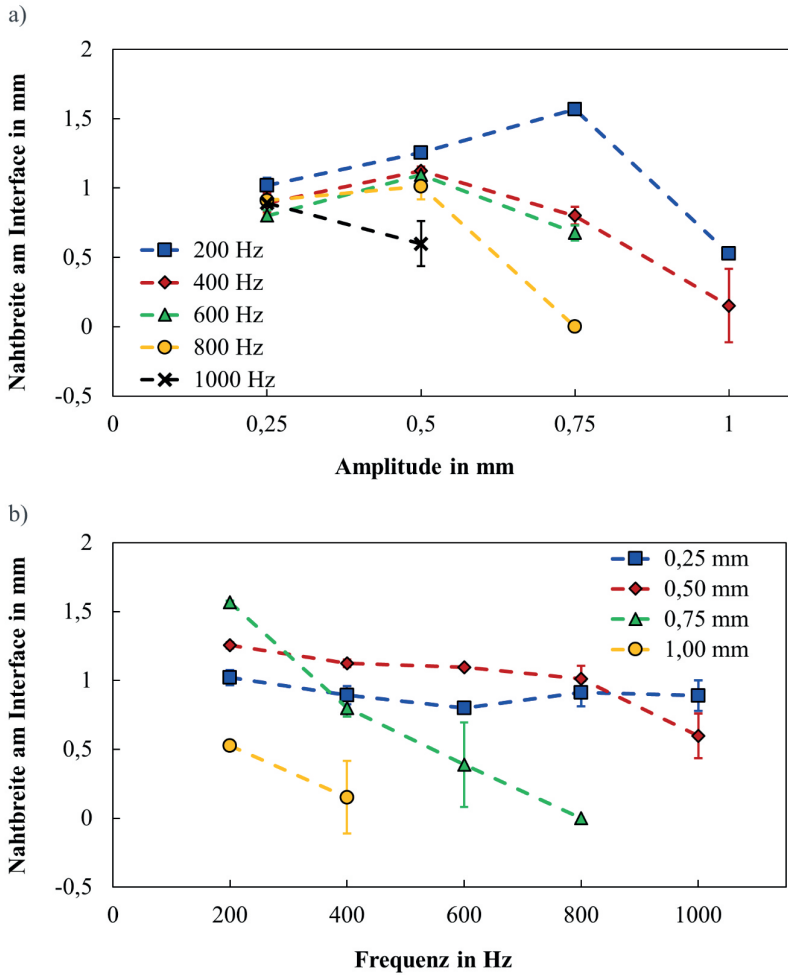
Die gemessene Einschweißtiefe nimmt sowohl mit zunehmender Amplitude, als auch zunehmender Frequenz ab, wobei die Amplitude einen größeren Einfluss hat. Gemittelt über alle Messungen wurde eine Abhängigkeit der Einschweißtiefe von der Amplitude  $\partial s_{Cu} / \partial a_y$  von  $-0,2 \text{ mm/mm}$  ermittelt und eine Abhängigkeit der Einschweißtiefe von der Frequenz  $\partial s_{Cu} / \partial f_y$  von  $-0,051 \text{ mm/100 Hz}$ . Die Standardabweichung ist für die kleinsten Oszillationsamplituden am größten. Dies deutet darauf hin, dass der Schweißprozess in diesem Fall immer noch instabil und vergleichbar mit dem Schweißprozess bei linearen cw-Schweißungen ohne Oszillation des Laserstrahls ist. Dies steht in guter Übereinstimmung mit den stark fluktuierenden Ergebnissen der Linearschweißungen (vergleiche hierzu auch die in Bild 3.8 gezeigten Mikroskopaufnahmen der Querschliffe für  $a_y = 0,25 \text{ mm}$  und die in Bild 3.6 gezeigten Mikroskopaufnahmen der Querschliffe für Linearschweißungen). Für größere Oszillationsamplituden ist die Standardabweichung hingegen sehr gering, was auf den stabilisierenden Effekt der räumlichen Strahloszillation auf die Geometrie der Schweißnaht hindeutet. Die Einschweißtiefe kann demnach mithilfe der Oszillationsamplitude grob und mithilfe der Oszillationsfrequenz fein eingestellt werden.

Die Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface ist in Bild 3.11 dargestellt, sowohl in Abhängigkeit von der Oszillationsamplitude  $a_y$  (Bild 3.11a), als auch der Oszillationsfrequenz  $f_y$  (Bild 3.11b). Die gemessene Nahtbreite nimmt mit zunehmender Amplitude  $a_y$  zu, solange die lokal verfügbare Energie ausreicht, um das untenliegende Cu-Blech aufzuschmelzen. Dies hängt von der Oszillationsfrequenz ab. Für kleine Amplituden hat die Frequenz keinen nennenswerten Einfluss auf die Nahtbreite. Für Amplituden größer als  $0,5 \text{ mm}$  nimmt die Nahtbreite mit zunehmender Frequenz ab (mit Ausnahme bei einer Frequenz von  $200 \text{ Hz}$ ).



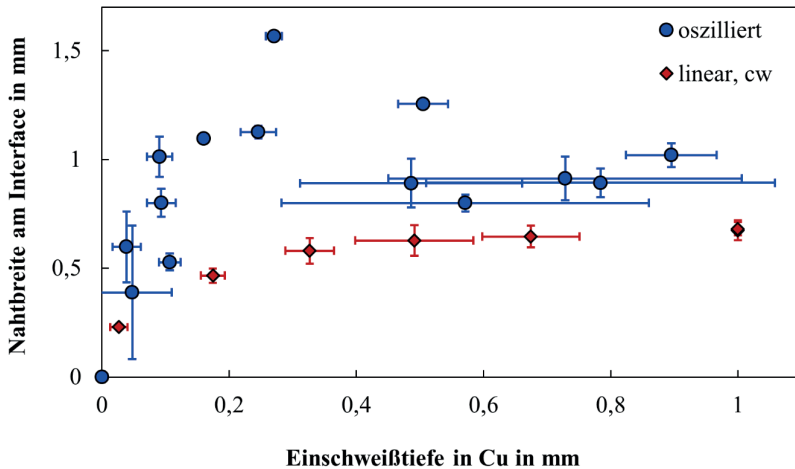
**Bild 3.10:** Einschweißtiefe in das Cu in Abhängigkeit von: a) Oszillationsamplitude; b) Oszillationsfrequenz. Parameter:  $P_L = 3,25$  kW;  $v_{global} = 6$  m/min;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu$ m;  $d_f = 280$   $\mu$ m;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.





**Bild 3.11:** Nahtbreite am Interface in Abhängigkeit von: a) Oszillationsamplitude; b) Oszillationsfrequenz. Parameter:  $P_L = 3,25$  kW;  $v_{global} = 6$  m/min;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu$ m;  $d_f = 280$   $\mu$ m;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

Bild 3.12 zeigt die gemessenen Nahtbreiten  $b_{Cu}$  am Interface über den entsprechenden Einschweißtiefen  $s_{Cu}$  in das Cu. Bei den Ergebnissen für Schweißprozesse ohne räumliche Strahloszillation (linear, cw, rote Rauten) wurde festgestellt, dass für jede erzielte Einschweißtiefe auch ein bestimmter Wert der Nahtbreite am Interface erzielt wurde. Dies deutet darauf hin, dass die Breite und Tiefe der Naht nicht unabhängig voneinander eingestellt werden können. Die Ergebnisse der Schweißprozesse mit räumlicher Strahloszillation (blaue Punkte) weisen hingegen für gleiche Einschweißtiefen in das Cu auch unterschiedliche Werte für die Nahtbreite am Interface auf. Dies deutet drauf hin, dass diese beiden geometrischen Größen durch den Einsatz einer räumlichen Strahloszillation auch nahezu unabhängig voneinander eingestellt werden können. Bei den im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen konnten bei gleicher Einschweißtiefe größere Nahtbreiten durch Schweißprozesse mit räumlicher Strahloszillation erzeugt werden.



**Bild 3.12:** Nahtbreite  $b_{Cu}$  am Interface über der Einschweißtiefe  $s_{Cu}$  in das Cu für Schweißnähte erzeugt mit räumlicher Strahloszillation (blaue Punkte) und ohne räumliche Strahloszillation (rote Rauten). Parameter:  $v_{global} = 6$  m/min;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu$ m;  $d_f = 280$   $\mu$ m;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm; oszilliert:  $P_L = 3,25$  kW; linear, cw:  $P_L =$  variiert. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

### Fazit

Somit hat sich gezeigt, dass mithilfe einer räumlichen Strahloszillation die Nahtgeometrie gezielt eingestellt werden kann. Die Einschweißtiefe ist gezielt und reproduzierbar

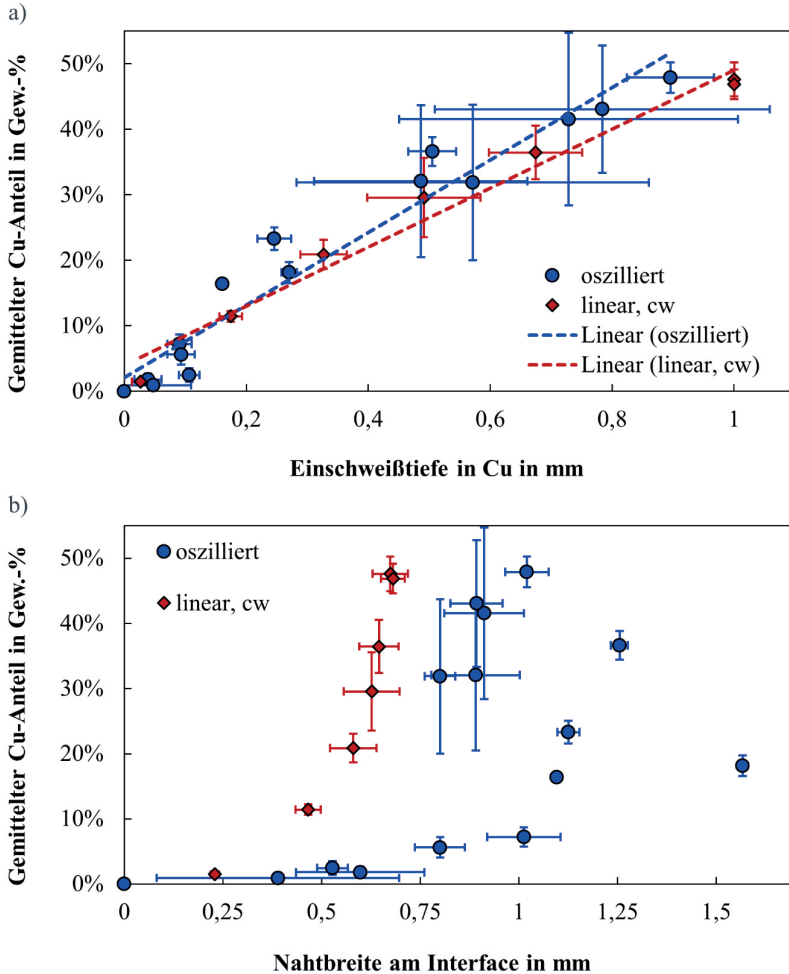
einstellbar und insbesondere können die Nahtbreite und die Einschweißtiefe nahezu unabhängig voneinander eingestellt werden. Dies bekräftigt den Ansatz, eine räumliche Oszillation des Laserstrahls als Prozessstrategie für *die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung* einzusetzen.

### 3.4.4 Gemittelter Cu-Anteil als Funktion der Nahtgeometrie

Beim Laserstrahltiefschweißen kommt es aufgrund der ausgeprägten Konvektion im Schmelzbad zu einer Durchmischung der flüssigen Fügepartner. Daher wird der gemittelte Cu-Anteil in der Schweißnaht (Definition siehe Gl. (3.4), S. 105) als mögliches Maß für den Anteil der durchmischten Fügepartner herangezogen. In Bild 3.13 ist der gemittelte Cu-Anteil in der Schweißnaht in Abhängigkeit der Einschweißtiefe  $s_{\text{Cu}}$  in das Cu (Bild 3.13a) und der Nahtbreite  $b_{\text{Cu}}$  am Interface (Bild 3.13b) dargestellt. Es hat sich gezeigt, dass der gemittelte Cu-Anteil in etwa proportional zur Einschweißtiefe ist<sup>9</sup>, sowohl für Schweißprozesse mit als auch ohne räumliche Strahloszillation. Eine lineare Regression des gemittelten Cu-Anteils in Abhängigkeit der Einschweißtiefe in das Cu (gestrichelte Linien in Bild 3.13a) ergibt ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 0,98$  im Fall der nicht oszillierten Schweißungen und ein Bestimmtheitsmaß von  $R^2 = 0,95$  für die Schweißungen mit räumlicher Strahloszillation. Dies bestätigt die zuvor getroffene Annahme, dass die Menge an aufgeschmolzenem Cu, und damit auch der gemittelte Cu-Anteil in der Schweißnaht, im Wesentlichen von der Einschweißtiefe in das untenliegende Cu-Blech abhängen. Der gemittelte Cu-Anteil nimmt sehr stark mit der Nahtbreite zu. Dies ist mit der gleichzeitig zunehmenden Einschweißtiefe (siehe auch Bild 3.12) zu erklären. Der Anstieg ist weniger steil für Schweißnähe, die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurden. Auch hier weisen die Ergebnisse der Schweißungen ohne räumliche Strahloszillation für jede erzielte Nahtbreite einen bestimmten Wert für den gemittelten Cu-Anteil auf, wohingegen die Ergebnisse der Schweißungen mit räumlicher Strahloszillation für gleiche Nahtbreiten auch unterschiedliche Werte für den gemittelten Cu-Anteil aufweisen und umgekehrt. Dies ist ein weiterer Hinweis dafür, dass es durch das Schweißen mit räumlicher Strahloszillation möglich ist, sowohl die geometrischen Größen, als auch den gemittelten Cu-Anteil in der Naht nahezu unabhängig voneinander einzustellen, was mit einem Schweißprozess ohne räumliche Strahloszillation nicht möglich ist.

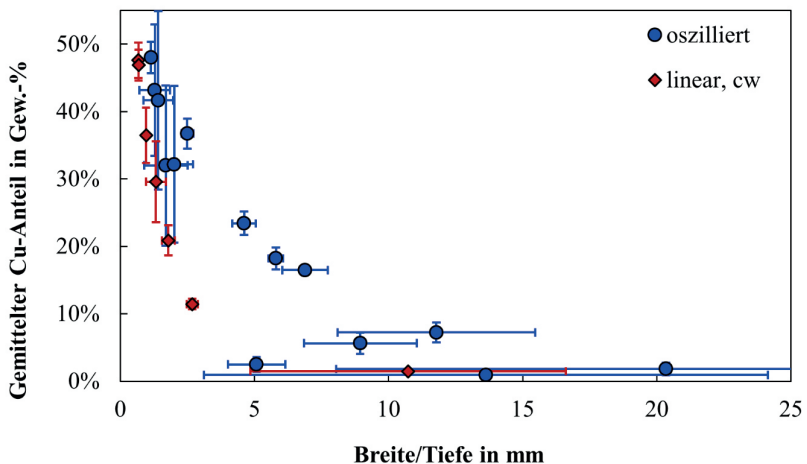
---

<sup>9</sup> Es liegt kein exakt linearer Zusammenhang vor, die Ergebnisse der Messungen zeigen lediglich, dass der gemittelte Cu-Anteil für die hier betrachteten Experimente in etwa proportional zur Einschweißtiefe in das Cu ist. Anhand von Gl. (3.4) ist außerdem ersichtlich, dass aus diesem Zusammenhang nicht direkt auf die Nahtbreite am Interface geschlossen werden kann.



**Bild 3.13:** a) Gemittelter Cu-Anteil in der Schweißnaht in Abhängigkeit der Einschweißtiefe in das Cu. Die Marker zeigen die gemessenen Werte an und die gestrichelten Linien stellen die Ergebnisse einer linearen Regression dar. b) Gemittelter Cu-Anteil in der Schweißnaht in Abhängigkeit der Nahtbreite am Interface. Parameter:  $d_f = 280 \mu\text{m}$ ;  $v_{\text{global}} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,08 \mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ ; oszilliert:  $P_L = 3,25 \text{ kW}$ ; linear, cw:  $P_L$  variiert. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

Bild 3.14 zeigt den gemittelten Cu-Anteil in der Schweißnaht in Abhängigkeit des Verhältnisses von Nahtbreite am Interface zur Einschweißtiefe in das Cu (Verhältnis Breite/Tiefe). Wie bereits in Abschnitt 3.4.3 gezeigt, können mithilfe einer räumlichen Strahloszillation die Nahtbreite am Interface und die Einschweißtiefe in das Cu nahezu unabhängig voneinander eingestellt werden. Insbesondere konnten für gleiche Einschweißtiefen in das Cu auch unterschiedliche Nahtbreiten am Interface erzeugt werden, was bei den mit linearen cw-Schweißungen erzeugten Nähten nicht beobachtet werden konnte (siehe auch Bild 3.12). Somit kann mithilfe einer räumlichen Strahloszillation auch das Verhältnis Breite/Tiefe eingestellt werden. Die im Rahmen der vorliegenden Arbeit ermittelten Zusammenhänge zwischen den Oszillationsparametern Oszillationsamplitude und Oszillationsfrequenz und der Einschweißtiefe in das Cu, sowie der Nahtbreite am Interface sind in den Diagrammen in Bild 3.10 und Bild 3.11 dargestellt. Der gemittelte Cu-Anteil sinkt mit zunehmendem Verhältnis Breite/Tiefe. Bei gleichem Cu-Anteil in der Schweißnaht können für Schweißnähte, die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurden, höhere Verhältnisse von Breite zu Tiefe erlangt werden. Für Schweißnähte die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurden, können generell höhere Verhältnisse von Breite zu Tiefe erzeugt werden.



**Bild 3.14:** Gemittelter Cu-Anteil in der Schweißnaht in Abhängigkeit des Verhältnisses von Breite zu Tiefe für Schweißnähte, die mit (blaue Punkte) und ohne (rote Rauten) räumliche Strahloszillation erzeugt wurden. Parameter:  $v_{\text{global}} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{\text{Laser}} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ ; oszilliert:  $P_L = 3,25 \text{ kW}$ ; linear, cw:  $P_L$  = variiert. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

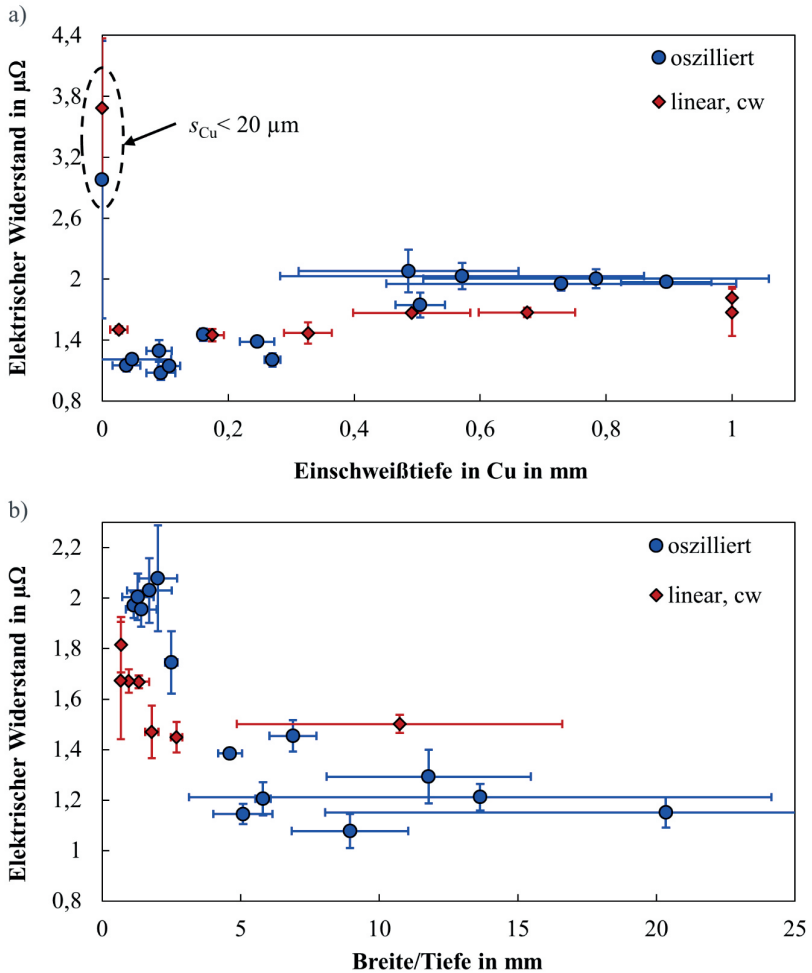
### 3.4.5 Elektrischer Widerstand als Funktion der Nahtgeometrie

In den vorangegangenen Abschnitten wurde bereits gezeigt, dass die Nahtgeometrie mittels räumlicher Strahloszillation gezielt eingestellt werden kann. Bei den Überlegungen zur Prozessstrategie (Abschnitt 3.3) wurde postuliert, dass insbesondere ein hohes Verhältnis von Nahtbreite am Interface zur Einschweißtiefe in das Cu vorteilhaft für die Erzeugung eines geringen elektrischen Widerstands der Schweißnaht ist. Um dies zu verifizieren wird in diesem Abschnitt die Abhängigkeit des elektrischen Widerstands der Schweißnähte von der Nahtgeometrie aufgezeigt. In Bild 3.15 ist der gemessene elektrische Widerstand der Schweißnähte gezeigt, zum einen in Abhängigkeit der Einschweißtiefe in das Cu (Bild 3.15a) und zum anderen über dem Verhältnis von Breite zu Tiefe (Bild 3.15b).

Es hat sich gezeigt, dass eine minimale Einschweißtiefe in das Cu von etwa 20  $\mu\text{m}$  erforderlich ist, um akzeptable Widerstandswerte zu erhalten. Bei einer geringeren Einschweißtiefe in das Cu steigt der Widerstand aufgrund eines mangelnden Kontakts zwischen den beiden Blechen an ( $R_{\text{Naht}} > 2 \mu\Omega$ ). Für geringe Verhältnisse von Breite zu Tiefe ( $< 3$ ) wiesen die ohne räumliche Strahloszillation erzeugten Schweißnähte einen geringeren (besseren) Widerstand auf. Bei höheren Verhältnissen von Breite zu Tiefe ( $> 4$ ) wiesen hingegen die mit räumlicher Strahloszillation erzeugten Schweißnähte die geringeren Widerstände auf. Allgemein konnten mit räumlicher Strahloszillation höhere Verhältnisse von Breite zu Tiefe und damit einhergehend auch geringere elektrische Widerstände erzeugt werden. So konnte durch den Einsatz räumlicher Strahloszillation der elektrische Widerstand der erzeugten Schweißnähte um etwa 25 % reduziert werden (auf etwa 1,1  $\mu\Omega$ ), verglichen mit den Widerständen der Schweißnähte, welche ohne räumliche Strahloszillation erzeugt wurden.

#### Fazit

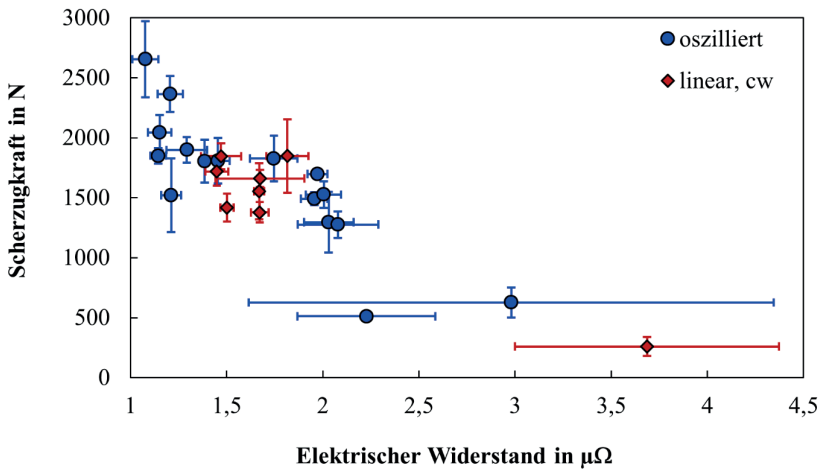
Die experimentell ermittelten Ergebnisse für das Laserstrahlschweißen von Al an Cu haben gezeigt, dass ein hohes Verhältnis von Breite zu Tiefe vorteilhaft für die Erzeugung eines geringen elektrischen Widerstands ist, und dass eine räumliche Oszillation des Laserstrahls eine geeignete Prozessstrategie hierfür darstellt. Das Verhältnis von Breite zu Tiefe hat sich als geeignetes Bewertungskriterium für die Eignung der Schweißnähte herausgestellt, und es wird angenommen, dass darin die beiden Punkte 1) + 2) der in Abschnitt 3.3 postulierten Einflussfaktoren zusammengeführt werden.



**Bild 3.15:** Elektrischer Widerstand in Abhängigkeit von: a) Einschweißtiefe in das Cu; b) Verhältnis von Breite zu Tiefe. Parameter:  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,08 \mu m$ ;  $d_f = 280 \mu m$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ ; oszilliert:  $P_L = 3,25 \text{ kW}$ ; linear, cw:  $P_L = \text{variabel}$ . Die Nahtlänge der Schweißnähte betrug jeweils 35 mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

### 3.4.6 Korrelation von elektrischem Widerstand und mechanischer Festigkeit

Um eine Korrelation zwischen den elektrischen und mechanischen Eigenschaften der erzeugten Schweißnähte aufzeigen zu können, wurden an den erzeugten Proben auch Scherzugversuche in Anlehnung an DIN EN ISO 14273 [84] durchgeführt. Dabei wurden die maximal ertragbaren Scherzugkräfte ermittelt, um die mechanischen Eigenschaften der Schweißnähte zu quantifizieren. Diese Werte wurden mit den gemessenen elektrischen Widerständen korreliert. Wie bereits zu Beginn von Abschnitt 3.4 beschrieben, wurden jeweils Linearnähte mit einer Nahtlänge von 35 mm untersucht. In Bild 3.16 sind sowohl die maximal ertragbaren Scherzugkräfte, als auch die zugehörigen elektrischen Widerstände dargestellt, für Schweißnähte die mit und ohne räumliche Strahloszillation erzeugt wurden.



**Bild 3.16:** Korrelation zwischen dem elektrischen Widerstand und der ertragbaren Scherzugkraft für Schweißnähte, die mit (blaue Punkte) und ohne (rote Rauten) räumliche Strahloszillation erzeugt wurden. Parameter:  $v_{global} = 6$  m/min;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280$   $\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm; oszilliert:  $P_L = 3,25$  kW; linear, cw:  $P_L =$  variiert. Die Nahtlänge der Schweißnähte betrug jeweils 35 mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

Es wurden maximale Scherzugkräfte von bis zu 3 kN ermittelt, die mit den geringsten elektrischen Widerständen von etwa 1,1  $\mu\Omega$  zusammenfielen. Es hat sich gezeigt, dass



die mechanische und elektrische Qualität der Schweißnähte korrelieren und so konnten für hohe ertragbare Scherzugkräfte auch geringe elektrische Widerstände gemessen werden und umgekehrt. Dies bekräftigt die Annahme, dass die Optimierung der Fügeverbindung bezüglich einer der beiden Eigenschaften (elektrisch oder mechanisch) gleichzeitig auch zu einer Verbesserung der anderen führt. Außerdem erlaubt eine Messung des elektrischen Widerstands eine Vorhersage der mechanischen Festigkeit der Verbindung mittels einer zerstörungsfreien Messung. Die hier gezeigten Ergebnisse stehen in guter Übereinstimmung mit Ergebnissen für das Schweißen von Al-Cu Dünnschichtverbindungen, für die ebenfalls eine Korrelation zwischen geringem elektrischem Widerstand und hoher mechanischer Festigkeit berichtet wurde [71].

### 3.4.7 Schweißen mit räumlicher Strahloszillation und lokaler Leistungsanpassung

Beim Laserstrahlschweißen von Al an Cu können mit der Prozessstrategie einer räumlichen Strahloszillation und *konstanter* Laserleistung bereits geringe elektrische Widerstände der Schweißnähte erzeugt werden, wie in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt wurde. Beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation und *konstanter* Laserleistung ist der lokale Energieeintrag jedoch nicht konstant über den Oszillationszyklus. Daher soll in diesem Abschnitt das Potential einer *lokalen Anpassung der Laserleistung* während der Strahloszillation für die weitere Reduzierung des elektrischen Widerstands der Schweißnähte aufgezeigt werden.

#### Energieeintrag beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation

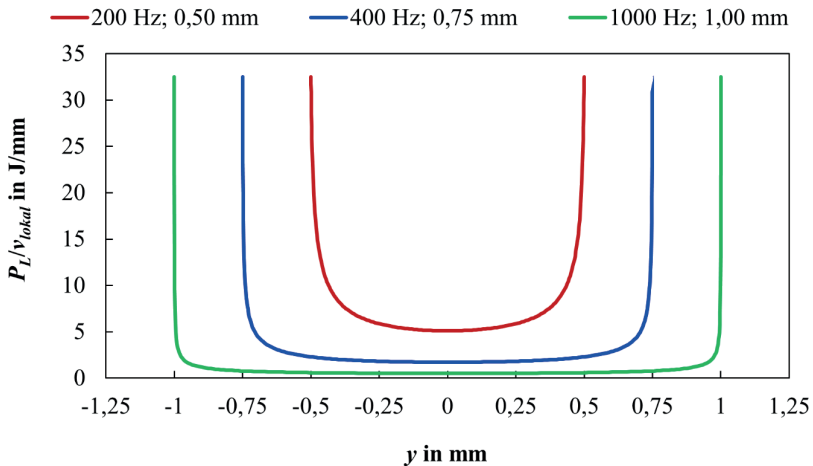
Beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation und konstanter Laserleistung ist die lokale Streckenenergie  $P_L/v_{\text{lokal}}$  nicht konstant über den Oszillationszyklus, da die lokale Relativgeschwindigkeit

$$v_{\text{lokal}}(t) = \sqrt{v_x^2(t) + v_y^2(t)} \quad (3.5)$$

des Laserstrahls zum Werkstück über den Oszillationszyklus variiert. Die Geschwindigkeitskomponenten in x und y-Richtung

$$\begin{pmatrix} v_x(t) \\ v_y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{\partial}{\partial t} x(t) \\ \frac{\partial}{\partial t} y(t) \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} v_{\text{global}} \\ 2\pi f_y \cdot a_y \cdot \cos(2\pi f_y \cdot t) \end{pmatrix} \quad (3.6)$$

ergeben sich aus der zeitlichen Änderung der Position des Laserstrahls entlang der Trajektorie der Strahloszillation (Gl. (3.3)). Da nur eine Oszillation des Laserstrahls in  $y$ -Richtung (quer zur globalen Vorschubrichtung) ausgeführt wurde, resultierte eine unterschiedliche lokale Streckenenergie in Abhängigkeit der Auslenkung des Laserstrahls in  $y$ -Richtung. In Bild 3.17 ist exemplarisch die berechnete lokale Streckenenergie  $P_L/v_{\text{lokal}}$  in Abhängigkeit der  $y$ -Position für unterschiedliche Oszillationsparameter dargestellt.



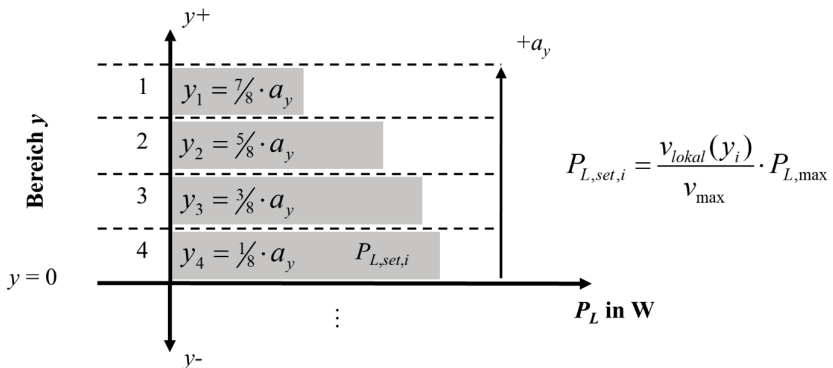
**Bild 3.17:** Berechnete lokale Streckenenergie  $P_L/v_{\text{lokal}}$  in Abhängigkeit der  $y$ -Position für unterschiedliche Oszillationsparameter. Parameter:  $v_{\text{global}} = 6 \text{ m/min}$ ;  $P_L = 3,25 \text{ kW}$ .

Es ist erkennbar, dass insbesondere zu den Rändern der Oszillationsbewegung (zur maximalen  $y$ -Auslenkung des Laserstrahls) hin die lokale Streckenenergie deutlich ansteigt. Hierdurch kommt es in den Randbereichen der Schweißnaht (in  $y$ -Richtung) zu einer lokal höheren Energieeintragsrate als in der Schweißnahtmitte und somit auch zu einer höheren Einschweißtiefe an den Rändern der Schweißnaht als in der Schweißnahtmitte. In den Querschliffen der Schweißnähte ist dies als „Backenzahneffekt“ in der Einschweißtiefe erkennbar (siehe hierzu Querschliffe in Bild 3.19a und Bild 3.8). Das Auftreten dieses „Backenzahneffekts“ mit einer höheren Einschweißtiefe an den Rändern der Schweißnaht (in Oszillationsrichtung) beim Laserstrahlschweißen mit räumlicher Strahloszillation, sowie das Erzielen einer gleichmäßigeren Einschweißtiefe über die gesamte Nahtbreite durch eine lokale Anpassung der Laserleistung über den Oszillationszyklus, wurden auch bereits in [69] berichtet. Beim Laserstrahlschweißen mit

räumlicher Strahloszillation und *konstanter Laserleistung* sind der Möglichkeit zur gezielten Einstellung der lokal eingebrachten Energie somit Grenzen gesetzt. Um die Möglichkeiten der lokal gezielten Energieeinbringung beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation zu erweitern ist eine *lokale Anpassung der Laserleistung* an die Oszillationsbewegung erforderlich.

### Lokale Anpassung der Laserleistung

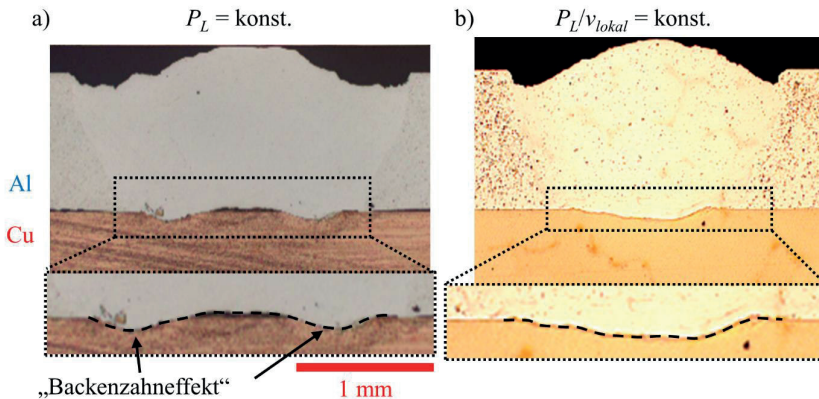
Für die vorliegende Arbeit wurde angenommen, dass die (lokale) Einschweißtiefe mit der (lokal) eingebrachten Streckenenergie skaliert. Daher ist die Anpassung der Laserleistung in solch einer Weise erforderlich, dass  $P_L/v_{\text{lokal}}$  über den gesamten Oszillationszyklus konstant ist. Systemtechnisch erfolgte die Anpassung der Laserleistung über die Scannersoftware. In dieser konnte die Laserleistung in 8 diskreten Bereichen in y-Richtung vorgegeben werden. Die Bereiche waren über die gesamte Oszillationsbreite ( $2 \cdot a_y$ ) gleichverteilt und symmetrisch zur globalen Vorschubrichtung ( $y = 0$ ) angeordnet. So ergaben sich jeweils 4 Bereiche von  $y = 0$  bis  $y = \pm a_y$ . Für die Umsetzung der Leistungsanpassung wurden jeweils die lokalen Geschwindigkeitswerte aus der Mitte jedes Bereichs gewählt ( $v_{\text{lokal}}(y = \pm 1/8 \cdot a_y; \pm 3/8 \cdot a_y; \pm 5/8 \cdot a_y; \pm 7/8 \cdot a_y)$ ) und die Laserleistung in diesem Bereich entsprechend  $P_L/v_{\text{lokal}} = \text{konstant}$  vorgegeben. Eine Skizze der Aufteilung der Oszillationsbewegung in y-Richtung in diese Bereiche für die Leistungsvorgabe ist in Bild 3.18 gezeigt.



**Bild 3.18:** Skizze zum Schema der Aufteilung der Oszillationsbewegung in y-Richtung in diskrete Bereiche für die Leistungsvorgabe beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation.

## Ergebnisse

Mit einer solchen lokal angepassten Laserleistungsvorgabe wurden Stichversuche durchgeführt, um das Potential zur Erweiterung der lokal gezielten Energieeinbringung beim Schweißen mit räumlicher Strahloszillation aufzuzeigen. In Bild 3.19 sind Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten gezeigt, die mit räumlicher Strahloszillation bei gleichen Oszillationsparametern einmal mit (Bild 3.19b) und einmal ohne (Bild 3.19a) eine lokal angepasste Laserleistungsvorgabe erzeugt wurden. Die Oszillationsparameter waren  $f_y = 400$  Hz;  $a_y = 0,75$  mm und  $v_{global} = 6$  m/min. Bei dem Schweißprozess ohne lokale Leistungsanpassung (zugehöriger Querschliff in Bild 3.19a) wurde eine Leistung von  $P_L = 3,25$  kW verwendet und bei dem Schweißprozess mit lokaler Leistungsanpassung (zugehöriger Querschliff in Bild 3.19b) wurde die Leistung in den einzelnen y-Bereichen (siehe Skizze in Bild 3.18) entsprechend  $P_L/v_{lokal} = \text{konstant}$  angepasst, mit  $P_{max} = 5$  kW und  $v_{lokal}(y_i)$  nach Gl. (3.5) und Gl. (3.6) für die in Bild 3.18 angegebenen y-Positionen.



**Bild 3.19:** Mikroskopaufnahmen von Querschliffen von Schweißnähten, die mit räumlicher Strahloszillation erzeugt wurden. Oszillationsparameter:  $f_y = 400$  Hz;  $a_y = 0,75$  mm;  $v_{global} = 6$  m/min. a) konstante Laserleistung; Parameter:  $P_L = 3,25$  kW;  $\lambda_{Laser} = 1,08$   $\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280$   $\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 5$  mm. b) lokal angepasste Laserleistung entsprechend  $P_L/v_{lokal} = \text{konst.}$ ; Parameter:  $P_{max} = 5$  kW;  $\lambda_{Laser} = 1,03$   $\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280$   $\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0$  mm;  $z_R = 4$  mm.

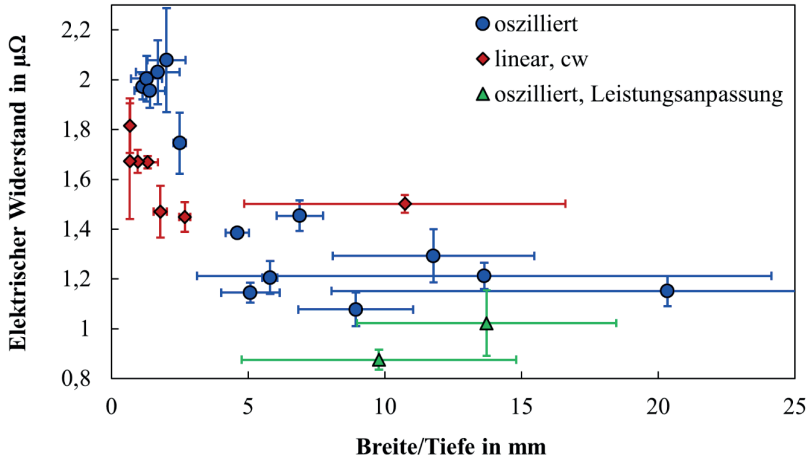
Im Falle der Schweißung mit konstanter Laserleistung ist im zugehörigen Querschliff (Bild 3.19a) der „Backenzahneffekt“ zu erkennen. Hier wurde hauptsächlich in den Randbereichen der Schweißnaht (in y-Richtung) in das untenliegende Cu-Blech eingeschweißt, in der Mitte der Schweißnaht jedoch nicht. Im Falle der Schweißung mit lokal

angepasster Laserleistung ist hingegen über einen deutlich weiteren Bereich (in y-Richtung) in das untenliegende Cu-Blech eingeschweißt worden (siehe Bild 3.19b). Somit konnte sowohl eine größere Nahtbreite am Interface, als auch eine gleichmäßigere Einschweißtiefe in das Cu über einen größeren Bereich der Nahtbreite erzielt werden. Das Laserstrahlschweißen mit räumlicher Strahloszillation *und lokal angepasster Laserleistung* bietet demnach die Möglichkeit, den Energieeintrag und damit auch die Nahtgeometrie lokal noch gezielter einzustellen, als dies beim Laserstrahlschweißen mit räumlicher Strahloszillation und konstanter Laserleistung der Fall ist.

In Bild 3.20 ist der gemessene elektrische Widerstand über dem Verhältnis von Breite zu Tiefe dargestellt. Gezeigt sind die Werte für Schweißnähte, die mit räumlicher Strahloszillation sowohl mit (grüne Dreiecke) als auch ohne lokal angepasster Laserleistung (blaue Punkte) erzeugt wurden. Zusätzlich sind die Werte für die Schweißnähte, die ohne räumliche Strahloszillation (rote Rauten) erzeugt wurden, dargestellt. Mit räumlicher Strahloszillation und lokal angepasster Laserleistung konnte der elektrische Widerstand der Schweißnähte weiter reduziert werden, auf etwa  $0,88 \mu\Omega$ . Dies entspricht einer Reduzierung des elektrischen Widerstands um bis zu etwa 18 % im Vergleich zu den Werten, die mit räumlicher Strahloszillation und konstanter Leistung erzielt wurden. Gegenüber den linearen cw-Schweißung wurde eine Reduzierung um etwa 39 % erzielt.

### Fazit

Somit konnte gezeigt werden, dass die Möglichkeiten der räumlichen Strahloszillation als Prozessstrategie für die lokal gezielte Einbringung der Energie durch eine *lokale Anpassung der Laserleistung* erweitert werden können. Dies resultiert in einer weiteren Reduzierung der Einschweißtiefenschwankung in das Cu über einen größeren Bereich der Nahtbreite, sowie in einer weiteren Reduzierung des elektrischen Widerstands der Schweißnähte.



**Bild 3.20:** Elektrischer Widerstand in Abhängigkeit des Verhältnisses von Breite zu Tiefe. Parameter oszilliert:  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ ;  $P_L = 3,25 \text{ kW}$ . Parameter linear, cw:  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,08 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 5 \text{ mm}$ ;  $P_L = \text{variiert}$ . Parameter oszilliert, Leistungsanpassung:  $v_{global} = 6 \text{ m/min}$ ;  $d_f = 280 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $\lambda_{Laser} = 1,03 \text{ }\mu\text{m}$ ;  $z_f = 0 \text{ mm}$ ;  $z_R = 4 \text{ mm}$ ;  $P_L/v_{lokal} = \text{konst.}$ ;  $P_{max} = 5 \text{ kW}$ ; ( $f_y = 400 \text{ Hz}$ ;  $a_y = 0,75 \text{ mm}$ ) und ( $f_y = 200 \text{ Hz}$ ;  $a_y = 0,75 \text{ mm}$ ). Die Nahtlänge der Schweißnähte betrug jeweils 35 mm. Die Fehlerbalken geben die Standardabweichung an.

## 4 Zusammenfassung

Um die steigenden Produktanforderungen erfüllen zu können nimmt auch der Materialmix innerhalb der Produkte immer weiter zu. Damit einhergehend steigt auch der Bedarf an geeigneten Füge Technologien. Beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften stellen diese Eigenschaften eine besondere Herausforderung für den Fügeprozess dar. In der Fügezone (am Interface) zwischen den beiden Fügepartnern kommt es beim Übergang vom einen Fügepartner zum anderen schlagartig zu einer Änderung der thermophysikalischen Eigenschaften und damit auch der Verteilung der eingebrachten Energie, sowie des erforderlichen Energiebedarfs. Dies erschwert es, die für den Fügeprozess benötigte Temperaturverteilung in der Fügezone und deren direkter Umgebung zu generieren. Die Hypothese der vorliegenden Arbeit lautet:

*Durch die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung, mittels an die jeweilige Fügeaufgabe angepasster Prozessstrategien, kann das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften realisiert werden.*

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden solche prozessangepassten Strategien für die gezielte Energieeinbringung beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften entwickelt und umgesetzt. Dies geschah anhand zweier Beispiele mit den dominierenden physikalischen Effekten Wärmeleitung und Konvektion für die Energieverteilung in der Fügezone:

- Das Fügen von Nickelschaum an Nickelblech (Wärmeleitung), und
- Das Fügen von Aluminium-Kupfer-Mischverbindungen (Konvektion).

Das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech in der Überlapp T-Stoß Konfiguration wurde als Beispiel mit Wärmeleitung als dominierendem physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone behandelt. Hierzu wurde ein offenporiger Nickelschaum mit einer Breite von  $b_{\text{Schaum}} = 135 \mu\text{m}$  und einer relativen Dichte von  $\gamma = 0,3$  verwendet, sowie ein Nickelblech mit einer Dicke von  $s_{\text{Ni}} = 0,3 \text{ mm}$ , beides bestehend aus Reinnickel (R-Ni99,2). Als Laserstrahlquelle wurden Festkörperlaser mit einer Emissionswellenlänge um  $1 \mu\text{m}$  eingesetzt.

Die unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner sind die Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_{\text{th}}$  (Faktor 7,95), die Dichte  $\rho$  (Faktor 3,34), die Temperaturleitfähigkeit  $\kappa$  (Faktor 2,38), und das thermische Ansprechvermögen  $r_{\text{th}}$  (Faktor 5,15). Darüber hinaus stellen die Struktur des Nickelschaums (Gefahr der Zerstörung der Schaumstruktur während des Schweißprozesses aufgrund der geringen Strukturgröße), sowie die geringe kritische Temperatur für die Ausbildung einer WEZ (Reduzierung der nutzbaren, beschichteten Fläche des Nickelschaums) weitere Herausforderungen dar.

Eine Abschätzung der erforderlichen Prozessleistungen hat ergeben, dass nur etwa 4,5 % der für die Bearbeitung des Nickelblechs erforderlichen Prozessleistung für die Bearbeitung des Nickelschaums erforderlich sind. Bei einer höheren Leistungszufuhr in den Nickelschaum kann es zu einer Zerstörung der Schaumstruktur kommen. Als Mechanismus hierfür wurde in den experimentellen Untersuchungen das Aufschmelzen eines größeren Volumens des Schaums und ein anschließendes Zusammenziehen der Schmelze, vermutlich aufgrund der Oberflächenspannung, beobachtet. Das Verdampfen einzelner Strukturelemente des Schaums bei direkter Bestrahlung durch den Laserstrahl konnte im Rahmen der vorliegenden Arbeit hingegen nicht beobachtet werden.

Für die anzuwendende Prozessstrategie wurden zwei wesentliche Anforderungen abgeleitet. Zum einen ist eine über die gesamte Schweißnahtlänge gezielt und reproduzierbar einstellbare Einschweißtiefe erforderlich, um eine Anbindung zwischen den Fügepartnern zu erzeugen und gleichzeitig eine Zerstörung der Schaumstruktur zu verhindern. Zum anderen sind kurze Wechselwirkungszeiten in der Fügezone erforderlich, um den Energieeintrag in den Nickelschaum gering zu halten und damit auch die Ausdehnung der WEZ.

Die Ergebnisse der theoretischen und experimentellen Untersuchungen haben die Vermutung bekräftigt, dass, zumindest für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit betrachteten Versuchskonfigurationen, diese beiden Anforderungen bei der hier betrachteten Fügeaufgabe weder durch einen Wärmeleitungsschweißprozess, noch durch einen „klassischen“ Laserstrahltiefschweißprozess gleichzeitig erfüllt werden können. Für einen Wärmeleitungsschweißprozess sind, den analytischen Berechnungen des Temperaturfelds zufolge, vergleichsweise geringe Vorschubgeschwindigkeiten ( $v \leq 0,3$  m/min bei  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$ ) für eine Durchschweißung durch das Nickelblech erforderlich. Dies deckt sich mit den Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen des Schweißprozesses, bei denen für  $d_f = 300$   $\mu\text{m}$  und  $v \geq 5$  m/min keine Durchschweißung durch das Nickelblech im Wärmeleitungsschweißen erzielt werden konnte. Bei einem „klassischen“ Tiefschweißprozess mit einem kleinen Fokusdurchmesser ( $d_f = 60$   $\mu\text{m}$ ) waren in Stichversuchen zwar sehr hohe Vorschubgeschwindigkeiten von  $v > 40$  m/min möglich,



es konnte jedoch keine durchgängige Durchschweißung ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite erzielt werden. Diese Ergebnisse bekräftigen die aufgestellte Hypothese, dass an die Fügeaufgabe angepasste Prozessstrategien erforderlich sind.

Als Prozessstrategie wurde daher ein Keybowl-Schweißprozess umgesetzt, welcher durch eine einsetzende Verdampfung an der Schmelzbadoberfläche, die Ausbildung einer Vertiefung mit Aspektverhältnis  $< 1$  und gleichzeitig stabiler Einschweißtiefe gekennzeichnet ist. Mit einem solchen Keybowl-Schweißprozess sind bei einem Fokushdurchmesser von  $d_f = 300 \mu\text{m}$  Vorschubgeschwindigkeiten von  $v \geq 5 \text{ m/min}$  mit einer durchgängigen Durchschweißung durch das Nickelblech ohne Öffnung der Kapillare an der Blechunterseite möglich. Somit können beide wesentlichen Anforderungen an die Prozessstrategie erfüllt werden. Das resultierende Prozessfenster ist jedoch mit nur etwa 50 W bis 75 W verhältnismäßig klein, was je nach Vorschubgeschwindigkeit nur etwa 18 % bis 5 % der erforderlichen Laserleistung entspricht. Die gewonnenen Erkenntnisse konnten erfolgreich auf das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech übertragen werden.

Die Ausdehnung der WEZ im Nickelschaum wurde als maximale Reichweite  $z_{WEZ} = \max(z_{T_{\text{crit}}}(t))$  der Isothermen einer gegebenen kritischen Temperatur  $T_{\text{crit}}$  definiert und beispielhaft für eine kritische Temperatur von  $T_{\text{crit}} = 156 \text{ }^\circ\text{C}$  untersucht. Dazu wurde ein analytisches Modell zur Beschreibung der Ausdehnung der WEZ beim Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften aufgestellt. Aufgrund der sehr unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften konnten die Temperaturfelder in den beiden Fügepartnern dabei jeweils durch separate Modelle beschrieben werden. Sowohl die experimentell als auch die theoretisch ermittelten Ergebnisse zeigten eine Abnahme der Ausdehnung der WEZ mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit. Diese Ergebnisse bestätigten die getroffene Annahme für die Prozessstrategie, dass eine kurze Wechselwirkungszeit und somit hohe Vorschubgeschwindigkeiten anzustreben sind, um den Wärmeeintrag in den Nickelschaum und die damit verbundene Ausdehnung der WEZ gering zu halten. Es zeigte sich jedoch auch, dass bei höheren Vorschubgeschwindigkeiten ab etwa  $v \geq 25 \text{ m/min}$  nur noch mit einer geringfügigen Abnahme von  $z_{WEZ}$  zu rechnen ist und einer Skalierung der Prozessstrategie hin zu noch höheren Vorschubgeschwindigkeiten somit Grenzen gesetzt sind.

Somit konnte durch die Umsetzung eines Keybowl-Schweißprozesses als *angepasste Prozessstrategie* für die *gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie* das Laserstrahlschweißen von Nickelschaum an Nickelblech erfolgreich demonstriert werden.

Das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer in der Überlappkonfiguration wurde als Beispiel mit Konvektion als dominierendem physikalischen Effekt für die Energieverteilung in der Fügezone behandelt. Hierzu wurden reines Aluminium (Al99,5) und reines Kupfer (Cu-OF) mit einer Dicke von jeweils 1 mm verwendet, sowie Festkörperlaser mit einer Emissionswellenlänge um 1  $\mu\text{m}$ .

Die Anforderungen an die Al-Cu Fügeverbindungen sind eine möglichst hohe elektrische Leitfähigkeit (respektive ein geringer elektrischer Widerstand) der Verbindung, bei gleichzeitig ausreichender Festigkeit. Zusätzlich zu den unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften der beiden Fügepartner stellen die Ausbildung intermetallischer Phasen in der Schweißnaht, sowie die schlechte Schweißbarkeit der beiden Materialien selbst bei artgleicher Fügeverbindung, spezielle Herausforderungen bei dieser Fügeaufgabe dar.

Die Ausbildung von intermetallischen Phasen in der Schweißnaht stellt dabei die Hauptherausforderung dar, da hierdurch sowohl die mechanischen als auch die elektrischen Eigenschaften der Schweißnaht negativ beeinflusst werden. Dies ist durch die höhere Sprödigkeit, geringere mechanischen Festigkeit und den höheren spezifischen elektrischen Widerstand (etwa Faktor 3 bis 8) der meisten intermetallischen Phasen im Vergleich zu den beiden Ausgangsmaterialien bedingt. Daher gilt es die Ausbildung und den Anteil der intermetallischen Phasen in der Schweißnaht zu minimieren.

Sowohl für einen geringen elektrischen Widerstand, als auch für eine hohe Festigkeit der erzeugten Schweißnähte sind jeweils eine möglichst große Anbindungsfläche, sowie ein möglichst geringer Anteil intermetallischer Phasen in der Schweißnaht vorteilhaft. Beides wurde über eine gezielte Einstellung der resultierenden Schweißnahtgeometrie zu erzielen versucht. Die Anbindungsfläche über die Nahtbreite am Interface und der geringe Anteil intermetallischer Phasen über eine geringe Einschweißtiefe in den unteren Fügepartner. Die beiden Nahtgrößen sollten dazu möglichst unabhängig voneinander, gezielt, reproduzierbar und über die gesamte Nahtlänge konstant eingestellt werden können. Als Prozessstrategie hierfür wurde das Laserstrahltiefschweißen mit räumlicher Strahloszillation quer zur globalen Vorschubrichtung abgeleitet, sowie die Materialanordnung mit Aluminium als oberem Fügepartner gewählt.

Mithilfe einer räumlichen Strahloszillation können die Nahtbreite am Interface und die Einschweißtiefe in das Cu nahezu unabhängig voneinander eingestellt werden. Die Einschweißtiefe kann durch die Oszillationsamplitude grob und durch die Oszillationsfrequenz fein eingestellt werden. Die Nahtbreite wird hingegen hauptsächlich durch die

Amplitude beeinflusst. Im Vergleich zu unmodulierten Linearschweißungen können sowohl größere Nahtbreiten erzielt, als auch die Fluktuationen in der Einschweißtiefe deutlich reduziert werden. Sowohl für die Linearschweißungen, als auch für die Schweißungen mit räumlicher Strahloszillation ergibt sich ein nahezu linearer Zusammenhang zwischen der Einschweißtiefe in das Cu und dem gemittelten Cu-Anteil in der Schweißnaht. Hierdurch wird die Annahme bekräftigt, dass das Mischungsverhältnis der beiden Materialien im Wesentlichen von der Einschweißtiefe in den untenliegenden Fügepartner beeinflusst wird.

Durch den Einsatz der räumlichen Strahloszillation konnte der elektrische Widerstand der erzeugten Schweißnähte um etwa 25 % reduziert werden (auf etwa  $1,1 \mu\Omega$ ), im Vergleich zu den Widerständen der Schweißnähte, die ohne räumliche Strahloszillation erzeugt wurden. Außerdem hat sich gezeigt, dass eine minimale Einschweißtiefe in das Cu von etwa  $20 \mu\text{m}$  erforderlich ist, um akzeptable Widerstandswerte zu erhalten. Ein hohes Verhältnis von Nahtbreite am Interface zu Einschweißtiefe in das Cu (Breite/Tiefe) hat sich als vorteilhaft für die Erzeugung eines geringen elektrischen Widerstands herausgestellt. Die Nähte mit einem Verhältnis Breite/Tiefe  $> 4$  weisen die geringsten elektrischen Widerstände auf. Somit konnten die getroffenen Annahmen für die Anforderungen an die zu erzeugende Nahtgeometrie bekräftigt werden.

Außerdem hat sich gezeigt, dass die mechanische und elektrische Qualität der Schweißnähte korrelieren und so konnten für hohe ertragbare Scherzugkräfte auch geringe elektrische Widerstände gemessen werden und umgekehrt. Hierdurch wurde die Annahme bekräftigt, dass die Optimierung der Fügeverbindung bezüglich einer der beiden Eigenschaften (elektrisch oder mechanisch) gleichzeitig auch zu einer Verbesserung der anderen führt.

Darüber hinaus konnte in Stichversuchen das Potential einer lokalen Anpassung der Laserleistung zur Erweiterung der Möglichkeiten der räumlichen Strahloszillation bezüglich der lokal angepassten Energieeinbringung aufgezeigt werden. Durch eine Anpassung der Laserleistung über den Oszillationszyklus entsprechend  $P_L/v_{\text{lokal}} = \text{konstant}$  konnte eine gleichmäßigere Einschweißtiefe in das Cu über einen größeren Bereich der Nahtbreite erzielt werden. Hierdurch konnte der elektrische Widerstand der Schweißnähte um weitere 18 % (auf etwa  $0,88 \mu\Omega$ ) reduziert werden, verglichen mit den Schweißnähten, die mit räumlicher Strahloszillation und konstanter Laserleistung erzeugt wurden. Diese Resultate verdeutlichen nochmals die Relevanz einer lokal gezielten Energieeinbringung für das Laserstrahlschweißen von Al an Cu.

Somit konnte mit dem Laserstrahltiefschweißen mit räumlicher Strahloszillation als *angepasste Prozessstrategie* für die *gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie* auch das Laserstrahlschweißen von Aluminium an Kupfer erfolgreich demonstriert werden.

Die Ergebnisse der vorliegenden Arbeit zeigen, dass durch den Einsatz angepasster Prozessstrategien für die gezielte Einstellung der lokal eingebrachten Energie und deren Verteilung das Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften erfolgreich realisiert werden kann. Anhand der beiden betrachteten Anwendungsbeispiele konnten konkrete Prozessstrategien hierfür aufgezeigt und deren erfolgreiche Umsetzung demonstriert werden. Somit ist der Ausgangspunkt für die Übertragung dieser Erkenntnisse auf die Entwicklung von Prozessstrategien für weitere Anwendungsfälle gegeben.

## 5 Literaturverzeichnis

- [1] SOLCHENBACH, T.; PLAPPER, P.: *Mechanical characteristics of laser braze-welded aluminium–copper connections*. Optics & Laser Technology **54** (2013), S. 249–256
- [2] HOLTKAMP, J.; ROESNER, A.; GILLNER, A.: *Advances in hybrid laser joining*. Int J Adv Manuf Technol **47** (2010), 9-12, S. 923–930
- [3] TAMRIN, K. F.; NUKMAN, Y.; ZAKARIYAH, S. S.: *Laser Lap Joining of Dissimilar Materials – A Review of Factors Affecting Joint Strength*. Materials and Manufacturing Processes **28** (2013), Nr. 8, 857-871
- [4] SUN, Z.; ION, J. C.: *Laser welding of dissimilar metal combinations*. JOURNAL OF MATERIALS SCIENCE **30** (1995), Nr. 17, S. 4205–4214
- [5] KATAYAMA, S.: *Laser welding of aluminium alloys and dissimilar metals*. Welding International **18** (2004), Nr. 8, S. 618–625
- [6] HÜGEL, H.; GRAF, T.: *Laser in der Fertigung: Grundlagen der Strahlquellen, Systeme, Fertigungsverfahren*. 3., überarb. und erw. Aufl. Wiesbaden: Springer Vieweg, 2014 (Lehrbuch)
- [7] MERKLEIN, M.; JOHANNES, M.; LECHNER, M.; KUPPERT, A.: *A review on tailored blanks—Production, applications and evaluation*. Journal of Materials Processing Technology **214** (2014), Nr. 2, S. 151–164
- [8] 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), Nr. 1, S. 12001
- [9] ZHAO, H.; WHITE, D. R.; DEBROY, T.: *Current issues and problems in laser welding of automotive aluminium alloys*. International Materials Reviews **44** (1999), Nr. 6, S. 238–266

- [10] WEBER, R.; HAFNER, M.; MICHALOWSKI, A.; GRAF, T.: *Minimum Damage in CFRP Laser Processing*. Physics Procedia **12** (2011), S. 302–307
- [11] HERZOG, D.; JÄSCHKE, P.; MEIER, O.; HÄFERKAMP, H.: *Investigations on the thermal effect caused by laser cutting with respect to static strength of CFRP*. International Journal of Machine Tools and Manufacture **48** (2008), 12–13, S. 1464–1473
- [12] WILSON, A.: *Vehicle weight is the key driver for automotive composites*. Reinforced Plastics **61** (2017), Nr. 2, S. 100–102
- [13] ASHBY, M. F.; EVANS, A. G.; FLECK, N. A.; GIBSON, L. J.; HUTCHINSON, J. W.; WADLEY, H. N. G.: *Metal foams: A design guide*. Materials & Design **23** (2002), Nr. 1, S. 119
- [14] LEFEBVRE, L.-P.; BANHART, J.; DUNAND, D. C.: *Porous Metals and Metallic Foams: Current Status and Recent Developments*. Adv. Eng. Mater. **10** (2008), Nr. 9, S. 775–787
- [15] RADSCHEIT, C. R.: *Laserstrahlfügen von Aluminium mit Stahl*. Bremen: BIAS-Verl., 1997 (Strahltechnik Bd. 4)
- [16] WELLER, D.; SIMON, J.; STRITT, P.; WEBER, R.; GRAF, T.; BEZENÇON, C.; BASSI, C.: *Temperature Controlled Laser Joining of Aluminum to Galvanized Steel*. Physics Procedia **83** (2016), S. 515–522
- [17] KIRCHHOFF, M.: *Laser applications in battery production — From cutting foils to welding the case*. In: 2013 3<sup>rd</sup> International Electric Drives Production Conference: IEEE (EDPC). Nuremberg, Germany, 2013, S. 1–3
- [18] LEE, S. J.; NAKAMURA, H.; KAWAHITO, Y.; KATAYAMA, S.: *Effect of welding speed on microstructural and mechanical properties of laser lap weld joints in dissimilar Al and Cu sheets*. Science and Technology of Welding and Joining **19** (2014), Nr. 2, S. 111–118
- [19] BIFFI, C. A.; TUISSI, A.: *Thermo-fluid dynamic modeling of Cu based metallic foams for heat exchanger applications*. In: Proc. of Comsol Conference. Rotterdam, 2013, S. 23–25

- [20] BURMESTER, I.; GOEDE, M.; BUNTE, J.: *Qualifizierung des lasergestützten Fügens von Metallschäumen*. Materialwissenschaft und Werkstofftechnik **31** (2000), Nr. 6, S. 436–439
- [21] BERNARD, T.; BURZER, J.; BERGMANN, H. W.: *Mechanical properties of structures of semifinished products joined to aluminium foams*. Journal of Materials Processing Technology **115** (2001), Nr. 1, S. 20–24
- [22] BIFFI, C. A.; COLOMBO, D.; TUISSI, A.: *Laser beam welding of CuZn open-cell foams*. Optics and Lasers in Engineering **62** (2014), S. 112–118
- [23] HAFERKAMP, H.; BUNTE, J.; HERZOG, D.; OSTENDORF, A.: *Laser based welding of cellular aluminium*. Science and Technology of Welding and Joining **9** (2004), Nr. 1, S. 65–71
- [24] LONGERICH, S.; PIONTEK, D.; OHSE, P.; HARMS, A.; DILTHEY, U.; ANGEL, S.; BLECK, W.: *Joining Strategies for Open Porous Metallic Foams on Iron and Nickel Base Materials*. Adv. Eng. Mater. **9** (2007), Nr. 8, S. 670–678
- [25] REISGEN, U.; OLSCHOK, S.; LONGERICH, S.: *Laser Beam Welding of Open-Porous Metallic Foams for Application in Cooling Structures of Combined Cycle Power Plants*. J. Eng. Gas Turbines Power **132** (2010), Nr. 5, S. 54502
- [26] MUCHA, P.; BERGER, P.; WEBER, R.; SPEKER, N.; SOMMER, B.; GRAF, T.: *Calibrated heat flow model for the determination of different heat-affected zones in single-pass laser-cut CFRP using a cw CO2 laser*. Appl. Phys. A **118** (2015), Nr. 4, S. 1509–1516
- [27] HENDERSON, J. B.; WIECEK, T. E.: *A Mathematical Model to Predict the Thermal Response of Decomposing, Expanding Polymer Composites*. Journal of Composite Materials **21** (1987), Nr. 4, S. 373–393
- [28] DE LUCA, L. (Hrsg.); PRICE, E. W. (Hrsg.); SUMMERFIELD, M. (Hrsg.): *Nonsteady Burning and Combustion Stability of Solid Propellants*. Reston: American Institute of Aeronautics and Astronautics, 1992 (Progress in Astronautics and Aeronautics v. 143)
- [29] HAYNES, W. M. (Hrsg.); LIDE, D. R. (Hrsg.): *CRC handbook of chemistry and physics: A ready-reference book of chemical and physical data*. 94. ed., 2013–2014. Boca Raton, Fla.: CRC Press, 2013

- [30] POPRAWE, R.: *Lasertechnik für die Fertigung: Grundlagen, Perspektiven und Beispiele für den innovativen Ingenieur; mit 26 Tabellen*. Berlin: Springer, 2005 (VDI-Buch)
- [31] DIN 32532. 2009. *Schweißen – Laserstrahlverfahren zur Materialbearbeitung – Begriffe für Prozesse und Geräte*
- [32] FABBRO, R.; DAL, M.; PEYRE, P.; COSTE, F.; SCHNEIDER, M.; GUNENTHIRAM, V.: *Analysis and possible estimation of keyhole depths evolution, using laser operating parameters and material properties*. Journal of Laser Applications **30** (2018), Nr. 3, S. 32410
- [33] CHO, J.-H.; FARSON, D. F.; REITER, M. J.: *Analysis of penetration depth fluctuations in single-mode fibre laser welds*. J. Phys. D: Appl. Phys. **42** (2009), Nr. 11, S. 115501
- [34] TSUKAMOTO, S.; KAWAGUCHI, I.; ARAKANE, G.; HONDA, H.: *Keyhole behavior in high power laser welding*. In: Proceedings of LAMP 2002: International Congress on Laser Advanced Materials Processing: SPIE (SPIE Proceedings). Osaka, Japan, 2002, S. 251–256
- [35] BEYER, E.; BRENNER, B.; MORGENTHAL, L.: *Laser beam application with high power fiber lasers*. In: Proceedings of the XVI International Symposium on Gas Flow, Chemical Lasers, and High-Power Lasers: SPIE (SPIE Proceedings). Gmunden, Austria, 2006, 63460U
- [36] LIN, R.; WANG, H.-p.; LU, F.; SOLOMON, J.; CARLSON, B. E.: *Numerical study of keyhole dynamics and keyhole-induced porosity formation in remote laser welding of Al alloys*. International Journal of Heat and Mass Transfer **108** (2017), S. 244–256
- [37] WEI, P. S.; CHUANG, K. C.; KU, J. S.; DEBROY, T.: *Mechanisms of Spiking and Humping in Keyhole Welding*. IEEE Trans. Compon., Packag. Manufact. Technol. **2** (2012), Nr. 3, S. 383–394
- [38] ZOU, J. L.; HE, Y.; WU, S. K.; HUANG, T.; XIAO, R. S.: *Experimental and theoretical characterization of deep penetration welding threshold induced by 1- $\mu$ m laser*. Applied Surface Science **357** (2015), S. 1522–1527



- [39] GRAF, T.; BERGER, P.; WEBER, R.; HÜGEL, H.; HEIDER, A.; STRITT, P.: *Analytical expressions for the threshold of deep-penetration laser welding*. Laser Phys. Lett. **12** (2015), Nr. 5, S. 56002
- [40] WEBERPALS, J.-P.: *Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserschweißen*. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2010. München: Herbert Utz Verlag, 2010 (Laser in der Materialbearbeitung)
- [41] ALTER, L.; HEIDER, A.; BERGMANN, J.-P.: *Investigations on copper welding using a frequency-doubled disk laser and high welding speeds*. Procedia CIRP **74** (2018), S. 12–16
- [42] ALTER, L.; HEIDER, A.; LEIMSER, M.; SCHMID, L.: *Laser Welding of Copper Using a frequency-doubled Disk Laser*. In: 20<sup>th</sup> INTERNATIONAL WORKSHOP Process fundamentals of laser welding and cutting. Freudenstadt, Deutschland, 2018
- [43] CUNNINGHAM, R.; ZHAO, C.; PARAB, N.; KANTZOS, C.; PAUZA, J.; FEZZAA, K.; SUN, T.; ROLLETT, A. D.: *Keyhole threshold and morphology in laser melting revealed by ultrahigh-speed x-ray imaging*. Science (New York, N.Y.) **363** (2019), Nr. 6429, S. 849–852
- [44] WATANABE, H.; SUSA, M.; FUKUYAMA, H.; NAGATA, K.: *Phase (Liquid/Solid) Dependence of the Normal Spectral Emissivity for Iron, Cobalt, and Nickel at Melting Points*. International Journal of Thermophysics **24** (2003), Nr. 2, S. 473–488
- [45] ZHANG, Y.; EVANS, J. R. G.; YANG, S.: *Corrected Values for Boiling Points and Enthalpies of Vaporization of Elements in Handbooks*. J. Chem. Eng. Data **56** (2011), Nr. 2, S. 328–337
- [46] DAUSINGER, F.: *Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozesseffektivität: Laser in der Materialbearbeitung, Forschungsberichte des IFSW*. Habilitationsschrift. 1995
- [47] CLINE, H. E.; ANTHONY, T. R.: *Heat treating and melting material with a scanning laser or electron beam*. Journal of Applied Physics **48** (1977), Nr. 9, S. 3895–3900
- [48] CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C.: *Conduction of heat in solids*. Oxford: Clarendon Press, 1959, 2nd ed (1959)

- [49] BECK, M.: *Modellierung des Lasertiefschweißens*. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss. Stuttgart: Teubner, 1996 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [50] JARWITZ, M.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Analytical model for the extent of the heat-affected zone occurring during overlap laser welding of dissimilar materials*. Journal of Applied Physics **122** (2017), Nr. 13, S. 135104
- [51] BRONŠTEJN, I. N.; SEMENDJAEV, K. A.: *Taschenbuch der Mathematik*. 6., vollst. überarb. und erg. Aufl., Nachdruck. Frankfurt am Main: Deutsch, 2006
- [52] *NumPy v1.18 Manual: Documentation "numpy.logspace"*. URL <https://numpy.org/doc/1.18/reference/generated/numpy.logspace.html#numpy.logspace>. – Aktualisierungsdatum: 2020-02-05 – Überprüfungsdatum 2020-02-12
- [53] BERGER, P. Persönliche Mitteilung. Stuttgart, 2018
- [54] JOHANNSEN, J. B. M.: *Untersuchung des Wärmeeintrags beim Laserstrahlschweißen von Nickelschaum*. Stuttgart, Universität Stuttgart, Institut für Strahlwerkzeuge. Masterarbeit. 2016
- [55] JARWITZ, M.; JOHANNSEN, J. B. M.; STRITT, P.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Heat Transfer and Heat Conduction during Laser Welding of Ni-Sheets to Ni-Foam*. In: Proceedings of the 35<sup>th</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). San Diego (CA), USA, 2016
- [56] OMEGA ENGINEERING INC.: *Datenblatt OMEGALAQ LAQ-0313G*
- [57] DIN EN ISO 11146-1. 2005. *Laser und Laseranlagen – Prüfverfahren für Laserstrahlmessungen, Divergenzwinkel und Beugungsmaßzahlen – Teil 1: Stigmatische und einfach astigmatische Strahlen*.
- [58] GEBHART, B.: *Heat conduction and mass diffusion*. New York: McGraw Hill, 1993 (McGraw Hill series in mechanical engineering)
- [59] JARWITZ, M.; FETZER, F.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Weld Seam Geometry and Electrical Resistance of Laser-Welded, Aluminum-Copper Dissimilar Joints Produced with Spatial Beam Oscillation*. Metals **8** (2018), Nr. 7, S. 510

- [60] SCHMIDT, P.; SCHWEIER, M.; ZAEH, M. F.: *JOINING OF LITHIUM-ION BATTERIES USING LASER BEAM WELDING: ELECTRICAL LOSSES OF WELDED ALUMINUM AND COPPER JOINTS*. In: Proceedings of the 31<sup>st</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Anaheim (CA), USA, 2012
- [61] SCHMALEN, P.; PLAPPER, P.; PERAL, I.; TITOV, I.; VALLCORBA, O.; RIUS, J.: *Composition and phases in laser welded Al-Cu joints by synchrotron x-ray micro-diffraction*. Procedia CIRP **74** (2018), S. 27–32
- [62] SMITH, S.; BLACKBURN, J.; GITTOS, M.; BONO, P. de; HILTON, P.: *Welding of dissimilar metallic materials using a scanned laser beam*. In: Proceedings of the 32<sup>nd</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Miami (FL), USA, 2013, S. 493–502
- [63] RABKIN, D. M.; RYABOV, V. R.; LOZOVSKAYA, A. V.; DOVZHENKO, V. A.: *Preparation and properties of copper-aluminum intermetallic compounds*. Powder Metall Met Ceram **9** (1970), Nr. 8, S. 695–700
- [64] STRITT, P.; HAGENLOCHER, C.; KIZLER, C.; WEBER, R.; RÜTTIMANN, C.; GRAF, T.: *Laser Spot Welding of Copper-aluminum Joints Using a Pulsed Dual Wavelength Laser at 532 and 1064 nm*. Physics Procedia **56** (2014), S. 759–767
- [65] HOLTZ, R.; DURY, N.; LEIS, S.: *Controlled pulsed laser welding*. In: 15<sup>th</sup> INTERNATIONAL WORKSHOP Process fundamentals of laser welding and cutting. Hirschegg, Österreich, 2013
- [66] JARWITZ, M.; FETZER, F.; WEBER, R.: *Abschlussbericht zum Teilvorhaben: Grundlagen zum Remotefügen von Mischverbindungen im Verbundprojekt ReMi-Las: remotefähiges Fügen von leichtbaurelevanten Mischverbindungen mit effizienter Lasertechnik: Laufzeit des Vorhabens und Berichtszeitraum: 01.09.2013 bis 31.12.2016*. 2017 (FKZ: 13N12707)
- [67] FETZER, F.; JARWITZ, M.; STRITT, P.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Laser Power Modulation to Minimize the Electrical Resistance of Aluminum-Copper Welds*. In: Proceedings of the Lasers in Manufacturing Conference (LiM). München, 2015
- [68] FETZER, F.; JARWITZ, M.; STRITT, P.: *Comprehensive Diagnostics of CW and Power Modulated Welding of Dissimilar Metals*. In: Proceedings of LAMP 2015 -

- the 7<sup>th</sup> International Congress on Laser Advanced Materials Processing. Kitakyushu, Fukuoka, Japan, 2015
- [69] KRAETZSCH, M.; STANDFUSS, J.; KLOTZBACH, A.; KASPAR, J.; BRENNER, B.; BEYER, E.: *Laser Beam Welding with High-Frequency Beam Oscillation: Welding of Dissimilar Materials with Brilliant Fiber Lasers*. Physics Procedia **12** (2011), S. 142–149
- [70] GEDICKE, J.; OLOWINSKY, A.; ARTAL, J.; GILLNER, A.: *Influence of temporal and spatial laser power modulation on melt pool dynamics*. In: Proceedings of the 26<sup>th</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Orlando (FL), USA, 2007, S. 1502
- [71] SOLCHENBACH, T.; PLAPPER, P.; CAI, W.: *Electrical performance of laser brazed aluminum–copper interconnects*. Journal of Manufacturing Processes **16** (2014), Nr. 2, S. 183–189
- [72] 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), S. 112–118
- [73] HEIDER, A.: *Erweitern der Prozessgrenzen beim Laserstrahlschweißen von Kupfer mit Einschweißiefen zwischen 1 mm und 10 mm*. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2018. München: Herbert Utz Verlag, 2018 (Laser in der Materialbearbeitung)
- [74] HEIDER, A.; STRITT, P.; HESS, A.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Process Stabilization at welding Copper by Laser Power Modulation*. Physics Procedia **12** (2011), S. 81–87
- [75] HEIDER, A.; WEBER, R.; HERRMANN, D.; HERZOG, P.; GRAF, T.: *Power modulation to stabilize laser welding of copper*. Journal of Laser Applications **27** (2015), Nr. 2, S. 22003
- [76] ENGLER, S. M.: *Laserstrahlschweißen von Kupferwerkstoffen mit brillanten Strahlquellen im infraroten und grünen Wellenlängenbereich*: Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, 2015
- [77] HAGENLOCHER, C.; FETZER, F.; WEBER, R.; GRAF, T.: *Benefits of very high feed rates for laser beam welding of AlMgSi aluminum alloys*. Journal of Laser Applications **30** (2018), Nr. 1, S. 12015

- [78] DAUSINGER, F.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Laser Welding of Aluminum Alloys: Problems, Approaches for Improvement and Applications*. In: Proceedings of the 21<sup>st</sup> International Congress on Applications of Lasers & Electro-Optics (ICALEO). Scottsdale (AZ), USA, 2002
- [79] FETZER, F.; SOMMER, M.; WEBER, R.; WEBERPALS, J.-P.; GRAF, T.: *Reduction of pores by means of laser beam oscillation during remote welding of AlMgSi*. Optics and Lasers in Engineering **108** (2018), S. 68–77
- [80] FETZER, F.; STRITT, P.: *Efficient estimation of welding depth*. In: 18<sup>th</sup> INTERNATIONAL WORKSHOP Process fundamentals of laser welding and cutting. Hirschegg, Österreich, 2016
- [81] BERGMANN, J. P.; PETZOLDT, F.; SCHÜRER, R.; SCHNEIDER, S.: *Solid-state welding of aluminum to copper—case studies*. Weld World **57** (2013), Nr. 4, S. 541–550
- [82] STRITT, P.: *Prozessstrategien zur Vermeidung von Heißrissen beim Remote-Laserstrahlschweißen von AlMgSi 6016*. Zugl.: Stuttgart, Univ., Diss., 2015. München: Herbert Utz Verlag, 2015 (Laser in der Materialbearbeitung 81)
- [83] THIEL, C.; WEBER, R.; JOHANNSEN, J.; GRAF, T.: *Stabilization of a Laser Welding Process Against Focal Shift Effects using Beam Manipulation*. Physics Procedia **41** (2013), S. 209–215
- [84] DIN EN ISO 14273. 2016. *Widerstandsschweißen – Zerstörende Prüfung von Schweißverbindungen – Probenmaße und Verfahren für die Scherzugprüfung an Widerstandspunkt-, Rollennaht- und Buckelschweißungen mit geprägten Buckeln*.
- [85] SCHRÜFER, E.; REINDL, L. M.; ZAGAR, B.: *Elektrische Messtechnik: Messung elektrischer und nichtelektrischer Größen ; mit 364 Bildern, 44 Tabellen und 34 Beispielen*. 12., aktualisierte Auflage. München: Fachbuchverl. Leipzig im Carl-Hanser-Verl., 2018

# Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strahlwerkzeuge an der Universität Stuttgart. An dieser Stelle möchte ich die Gelegenheit nutzen und all denjenigen danken, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt haben und mir somit diese Arbeit ermöglichten.

Meinem Doktorvater Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf danke ich herzlich für die wissenschaftliche Betreuung und die zahlreichen Anregungen, die maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, sowie für die Aufnahme an sein Institut.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Christoph Leyens bedanke ich mich für die Übernahme des Mitberichts.

Herrn PD Dr. phil. nat. Ruedi Weber möchte ich herzlich für seine stetige Unterstützung, auch in schwierigen Zeiten, danken, sowie die zahlreichen Diskussionen und Anregungen. Seine positive Einstellung war stets motivierend und inspirierend.

Bei Herrn Peter Berger möchte ich mich für die wissenschaftliche Unterstützung und zahlreichen Diskussionen bedanken.

Bedanken möchte ich mich bei allen Kolleginnen und Kollegen am IFSW, insbesondere in der Verfahrensentwicklung: Volker Onuseit, Anne Feuer, Christian Freitag, Margit Wiedenmann, Felix Abt, Peter Stritt, Andreas Heider, Daniel Weller, Christiane Thiel, Meiko Boley, Florian Fetzner, Christian Hagenlocher, Daniel Förster, Thomas Arnold, Sebastian Faas, Michael Sawannia, Jannik Lind, Jonas Wagner, Artur Leis, Eveline Reinheimer, Ella Kunze, Daniel Holder, Manuel Henn, Julian Holland, sowie dem „Ehren-VE‘ler“ Christian Röhrer. Dank Euch hatte ich stets viel Spaß bei der Arbeit und auch darüber hinaus. Darüber hinaus möchte ich auch den zahlreichen Studentinnen und Studenten danken, mit denen ich die Freude hatte zusammen arbeiten zu dürfen.

Besonders bedanken möchte ich mich auch bei meinen Eltern für Ihre Unterstützung und dafür, dass Sie es mir ermöglicht haben zu studieren wodurch mir der Weg zu dieser Dissertation erst ermöglicht wurde.

Leinfelden, im September 2020

Michael Jarwitz

# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW von 1992 bis 1999 erschienen im Teubner Verlag, Stuttgart

### **Zoske, Uwe**

Modell zur rechnerischen Simulation von Laserresonatoren und Strahlführungssystemen  
1992, 186 Seiten, ISBN 3-519-06205-4

### **Gorriz, Michael**

Adaptive Optik und Sensorik im Strahlführungssystem von Laserbearbeitungsanlagen  
1992, vergriffen, ISBN 3-519-06206-2

### **Mohr, Ursula**

Geschwindigkeitsbestimmende Strahleigenschaften und Einkoppelmechanismen beim CO<sub>2</sub>-Laserschneiden von Metallen  
1993, 130 Seiten, ISBN 3-519-06207-0

### **Rudlaff, Thomas**

Arbeiten zur Optimierung des Umwandlungshärtens mit Laserstrahlen  
1993, 152 Seiten, ISBN 3-519-06208-9

### **Borik, Stefan**

Einfluß optischer Komponenten auf die Strahlqualität von Hochleistungslasern  
1993, 200 Seiten, ISBN 3-519-06209-7

### **Paul, Rüdiger**

Optimierung von HF-Gasentladungen für schnell längsgeströmte CO<sub>2</sub>-Laser  
1994, 149 Seiten, ISBN 3-519-06210-0

### **Wahl, Roland**

Robotergeführtes Laserstrahlschweißen mit Steuerung der Polarisationsrichtung  
1994, 150 Seiten, ISBN 3-519-06211-9

### **Frederking, Klaus-Dieter**

Laserlöten kleiner Kupferbauteile mit geregelter Lotdrahtzufuhr  
1994, 139 Seiten, ISBN 3-519-06212-7

### **Grünewald, Karin M.**

Modellierung der Energietransferprozesse in längsgeströmten CO<sub>2</sub>-Lasern  
1994, 158 Seiten, ISBN 3-519-06213-5

### **Shen, Jialin**

Optimierung von Verfahren der Laseroberflächenbehandlung mit gleichzeitiger Pulverzufuhr  
1994, 160 Seiten, ISBN 3-519-06214-3

### **Arnold, Johannes M.**

Abtragen metallischer und keramischer Werkstoffe mit Excimerlasern  
1994, 192 Seiten, ISBN 3-519-06215-1

### **Holzwarth, Achim**

Ausbreitung und Dämpfung von Stoßwellen in Excimerlasern  
1994, 153 Seiten, ISBN 3-519-06216-X

### **Dausinger, Friedrich**

Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozesseffektivität  
1995, 143 Seiten, ISBN 3-519-06217-8

### **Meiners, Eckhard**

Abtragende Bearbeitung von Keramiken und Metallen mit gepulstem Nd:YAG-Laser als zweistufiger Prozeß  
1995, 120 Seiten, ISBN 3-519-06222-4

### **Beck, Markus**

Modellierung des Lasertiefschweißens  
1996, 160 Seiten, ISBN 3-519-06218-6

### **Breining, Klaus**

Auslegung und Vermessung von Gasentladungsstrecken für CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaser  
1996, 131 Seiten, ISBN 3-519-06219-4

### **Griebsch, Jürgen**

Grundlagenuntersuchungen zur Qualitätssicherung beim gepulsten Lasertiefschweißen  
1996, 133 Seiten, ISBN 3-519-06220-8

### **Krepulat, Walter**

Aerodynamische Fenster für industrielle Hochleistungslaser  
1996, 144 Seiten, ISBN 3-519-06221-6

### **Xiao, Min**

Vergleichende Untersuchungen zum Schneiden dünner Bleche mit CO<sub>2</sub>- und Nd:YAG-Lasern  
1996, 118 Seiten, ISBN 3-519-06223-2

### **Glumann, Christiane**

Verbesserte Prozeßsicherheit und Qualität durch Strahlkombination beim Laserschweißen  
1996, 143 Seiten, ISBN 3-519-06224-0

### **Gross, Herbert**

Propagation höhermodiger Laserstrahlung und deren Wechselwirkung mit optischen Systemen  
1996, 191 Seiten, ISBN 3-519-06225-9

### **Rapp, Jürgen**

Laserschweißignung von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Leichtbau  
1996, 202 Seiten, ISBN 3-519-06226-7

**Wittig, Klaus**

Theoretische Methoden und experimentelle Verfahren zur Charakterisierung von Hochleistungslaserstrahlung  
1996, 198 Seiten, ISBN 3-519-06227-5

**Grünenwald, Bernd**

Verfahrensoptimierung und Schichtcharakterisierung beim einstufigen Cermet-Beschichten mittels CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaser  
1996, 160 Seiten, ISBN 3-519-06229-1

**Lee, Jae-Hoon**

Laserverfahren zur strukturierten Metallisierung  
1996, 154 Seiten, ISBN 3-519-06232-1

**Albinus, Uwe N. W.**

Metallisches Beschichten mittels PLD-Verfahren  
1996, 144 Seiten, ISBN 3-519-06233-X

**Wiedmaier, Matthias**

Konstruktive und verfahrenstechnische Entwicklungen zur Komplettbearbeitung in Drehzentren mit integrierten Laserverfahren  
1997, 129 Seiten, ISBN 3-519-06228-3

**Bloehs, Wolfgang**

Laserstrahlhärten mit angepassten Strahlformungssystemen  
1997, 143 Seiten, ISBN 3-519-06230-5

**Bea, Martin**

Adaptive Optik für die Materialbearbeitung mit CO<sub>2</sub>-Laserstrahlung  
1997, 143 Seiten, ISBN 3-519-06231-3

**Stöhr, Michael**

Beeinflussung der Lichtemission bei mikrokanalgekühlten Laserdioden  
1997, 147 Seiten, ISBN 3-519-06234-8

**Plaß, Wilfried**

Zerstörschwellen und Degradation von CO<sub>2</sub>-Laseroptiken  
1998, 158 Seiten, ISBN 3-519-06235-6

**Schaller, Markus K. R.**

Lasergestützte Abscheidung dünner Edelmetallschichten zum Heißgaskorrosionsschutz für Mo-lybdän  
1998, 163 Seiten, ISBN 3-519-06236-4

**Hack, Rüdiger**

System- und verfahrenstechnischer Vergleich von Nd:YAG- und CO<sub>2</sub>-Lasern im Leistungsbereich bis 5 kW  
1998, 165 Seiten, ISBN 3-519-06237-2

**Krupka, René**

Photothermische Charakterisierung optischer Komponenten für Hochleistungslaser  
1998, 139 Seiten, ISBN 3-519-06238-0

**Pfeiffer, Wolfgang**

Fluidynamische und elektrophysikalisch optimierte Entladungsstrecken für CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaser  
1998, 152 Seiten, ISBN 3-519-06239-9

**Volz, Robert**

Optimiertes Beschichten von Gußeisen-, Aluminium- und Kupfergrundwerkstoffen mit Lasern  
1998, 133 Seiten, ISBN 3-519-06240-2

**Bartelt-Berger, Lars**

Lasersystem aus kohärent gekoppelten Grundmode-Diodenlasern  
1999, 135 Seiten, ISBN 3-519-06241-0

**Müller-Hummel, Peter**

Entwicklung einer Inprozeßtemperaturmeßvorrichtung zur Optimierung der laserunterstützten Zerspansung  
1999, 139 Seiten, ISBN 3-519-06242-9

**Rohde, Hansjörg**

Qualitätsbestimmende Prozeßparameter beim Einzelpulsbohren mit einem Nd:YAG-Slablaser  
1999, 171 Seiten, ISBN 3-519-06243-7

**Huonker, Martin**

Strahlführung in CO<sub>2</sub>-Hochleistungslasersystemen zur Materialbearbeitung  
1999, 121 Seiten, ISBN 3-519-06244-5

**Callies, Gert**

Modellierung von qualitäts- und effektivitätsbestimmenden Mechanismen beim Laserabtragen  
1999, 119 Seiten, ISBN 3-519-06245-3

**Schubert, Michael E.**

Leistungsskalierbares Lasersystem aus fasergekoppelten Singlemode-Diodenlasern  
1999, 105 Seiten, ISBN 3-519-06246-1

**Kern, Markus**

Gas- und magnetofluidynamische Maßnahmen zur Beeinflussung der Nahtqualität beim Laserstrahlschweißen  
1999, 132 Seiten, ISBN 3-519-06247-X

**Raiber, Armin**

Grundlagen und Prozeßtechnik für das Lasermikrobohren technischer Keramiken  
1999, 135 Seiten, ISBN 3-519-06248-8



# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2000 erschienen im Herbert Utz Verlag, München

### **Schittenhelm, Henrik**

Diagnostik des laserinduzierten Plasmas  
beim Abtragen und Schweißen

2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-712-1

### **Stewen, Christian**

Scheibenlaser mit Kilowatt-Dauerstrichleistung

2000, 145 Seiten, ISBN 3-89675-763-6

### **Schmitz, Christian**

Gaselektronische Analysemethoden zur Optimierung von Lasergasentladungen

2000, 107 Seiten, ISBN 3-89675-773-3

### **Karszewski, Martin**

Scheibenlaser höchster Strahlqualität

2000, 132 Seiten, ISBN 3-89675-785-7

### **Chang, Chin-Lung**

Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik

2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-825-X

### **Haag, Matthias**

Systemtechnische Optimierungen der Strahlqualität von Hochleistungsdiodenlasern

2000, 166 Seiten, ISBN 3-89675-840-3

### **Bahn Müller, Jochen**

Charakterisierung gepulster Laserstrahlung zur Qualitätssteigerung beim Laserbohren

2000, 138 Seiten, ISBN 3-89675-851-9

### **Schellhorn, Martin Carl Johannes**

CO-Hochleistungslaser: Charakteristika und Einsatzmöglichkeiten beim Schweißen

2000, 142 Seiten, ISBN 3-89675-849-7

### **Angstenberger, Birgit**

Fliehkraftunterstütztes Laserbeschichten

2000, 153 Seiten, ISBN 3-89675-861-6

### **Bachhofer, Andreas**

Schneiden und Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Festkörperlasern für den Karoseriebau

2001, 194 Seiten, ISBN 3-89675-881-0

### **Breitschwerdt, Sven**

Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen

2001, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0032-5

### **Mochmann, Gunter**

Laserkristallisation von Siliziumschichten auf Glas- und Kunststoffsubstraten für die Herstellung verbesserter Dünnschichttransistoren

2001, 170 Seiten, ISBN 3-89675-811-X

### **Herrmann, Andreas**

Fertigungsorientierte Verfahrensentwicklung des Weichlötens mit Diodenlasern

2002, 133 Seiten, ISBN 3-8316-0086-4

### **Mästle, Rüdiger**

Bestimmung der Propagationseigenschaften von Laserstrahlung

2002, 147 Seiten, ISBN 3-8316-0113-5

### **Voß, Andreas**

Der Scheibenlaser: Theoretische Grundlagen des Dauerstrichbetriebs und erste experimentelle Ergebnisse anhand von Yb:YAG

2002, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0121-6

### **Müller, Matthias G.**

Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen durch Auswertung der reflektierten Leistung

2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0144-5

### **Abeln, Tobias**

Grundlagen und Verfahrenstechnik des reaktiven Laserpräzisionsabtrags von Stahl

2002, 138 Seiten, ISBN 3-8316-0137-2

### **Erhard, Steffen**

Pumpoptiken und Resonatoren für den Scheibenlaser

2002, 184 Seiten, ISBN 3-8316-0173-9

### **Contag, Karsten**

Modellierung und numerische Auslegung des Yb:YAG-Scheibenlasers

2002, 155 Seiten, ISBN 3-8316-0172-0

### **Krastel, Klaus**

Konzepte und Konstruktionen zur laserintegrierten Komplettbearbeitung in Werkzeugmaschinen

2002, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0176-3

### **Staud, Jürgen**

Sensitive Werkzeuge für ein neues Montagekonzept in der Mikrosystemtechnik

2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0175-5

### **Schinzl, Cornelius M.**

Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Automobilbau

2002, 177 Seiten, ISBN 3-8316-0201-8

### **Sebastian, Michael**

Grundlagenuntersuchungen zur Laser-Plasma-CVD Synthese von Diamant und amorphen Kohlenstoffen

2002, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0200-X

**Lücke, Bernd**

Kohärente Kopplung von Vertikalemitter-Arrays  
2003, 120 Seiten, ISBN 3-8316-0224-7

**Hohenberger, Bernd**

Laserstrahlschweißen mit Nd:YAG-Doppelfokus-  
technik – Steigerung von Prozeßsicherheit, Fle-  
xibilität und verfügbarer Strahlleistung  
2003, 128 Seiten, ISBN 3-8316-0223-9

**Jasper, Knut**

Neue Konzepte der Laserstrahlformung und  
-führung für die Mikrotechnik  
2003, 152 Seiten, ISBN 3-8316-0205-0

**Heimerdinger, Christoph**

Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen  
für die Luftfahrt  
2003, 112 Seiten, ISBN 3-8316-0256-5

**Christoph Fleig**

Evaluierung eines Messverfahrens zur genauen  
Bestimmung des Reflexionsgrades optischer  
Komponenten  
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0274-3

**Joachim Radtke**

Herstellung von Präzisionsdurchbrüchen in ke-  
ramischen Werkstoffen mittels repetierender  
Laserbearbeitung  
2003, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0285-9

**Michael Brandner**

Steigerung der Prozesseffizienz beim Löten und  
Kleben mit Hochleistungsdiodelnlasern  
2003, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0288-3

**Reinhard Winkler**

Porenbildung beim Laserstrahlschweißen von  
Aluminium-Druckguss  
2004, 153 Seiten, ISBN 3-8316-0313-8

**Helmut Kindler**

Optische und gerätetechnische Entwicklungen  
zum Laserstrahlspritzen  
2004, 117 Seiten, ISBN 3-8316-0315-4

**Andreas Ruf**

Modellierung des Perkussionsbohrens von Metal-  
len mit kurz- und ultrakurzgepulsten Lasern  
2004, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0372-3

**Guido Hergenhan**

Kohärente Kopplung von Vertikalemittern – Sys-  
temkonzept und experimentelle Verifizierung  
2004, 115 Seiten, ISBN 3-8316-0376-6

**Klaus Goth**

Schweißen von Mischverbindungen aus Alumi-  
numguß- und Knetlegierungen mit CO<sub>2</sub>-Laser  
unter besonderer Berücksichtigung der Nahtart  
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0427-4

**Armin Strauch**

Effiziente Lösung des inversen Problems beim  
Laserstrahlschweißen durch Simulation und  
Experiment  
2004, 169 Seiten, ISBN 3-8316-0425-8

**Thomas Wawra**

Verfahrensstrategien für Bohrungen hoher Präzi-  
sion mittels Laserstrahlung  
2004, 162 Seiten, ISBN 3-8316-0453-3

**Michael Honer**

Prozesssicherungsmaßnahmen beim Bohren  
metallischer Werkstoffe mittels Laserstrahlung  
2004, 113 Seiten, ISBN 3-8316-0441-x

**Thomas Herzinger**

Prozessüberwachung beim Laserbohren von  
Turbinenschaufeln  
2004, 143 Seiten, ISBN 3-8316-0443-6

**Reiner Heigl**

Herstellung von Randschichten auf Aluminium-  
gusslegierungen mittels Laserstrahlung  
2004, 173 Seiten, ISBN 3-8316-0460-6

# **Laser in der Materialbearbeitung**

## **Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)**

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2005 erschienen im Herbert Utz Verlag, München

### **Thomas Fuhrich**

Marangoni-effekt beim Laserstrahltaiefschweißen von Stahl

2005, 163 Seiten, ISBN 3-8316-0493-2

### **Daniel Müller**

Pulsenergiestabilität bei regenerativen Kurzpuls-verstärkern im Scheibenlaserdesign

2005, 172 Seiten, ISBN 3-8316-0508-4

### **Jiancun Gao**

Neodym-dotierte Quasi-Drei-Niveau-Scheiben-laser: Hohe Ausgangsleistung und Frequenzver-dopplung

2005, 148 Seiten, ISBN 3-8316-0521-1

### **Wolfgang Gref**

Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit der Fokusmatrixtechnik

2005, 136 Seiten, ISBN 3-8316-0537-8

### **Michael Weikert**

Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laser-pulsen

2005, 116 Seiten, ISBN 3-8316-0573-4

### **Julian Sigel**

Lasergenerieren metallischer Bauteile mit variabel-em Laserstrahldurchmesser in modularen Ferti-gungssystemen

2006, 132 Seiten, ISBN 3-8316-0572-6

### **Andreas Ruß**

Schweißen mit dem Scheibenlaser-Potentiale der guten Fokussierbarkeit

2006, 142 Seiten, ISBN 3-8316-0580-7

### **Gabriele Seibold**

Absorption technischer Oberflächen in der La-sermaterialbearbeitung

2006, 156 Seiten, ISBN 3-8316-0618-8

### **Dirk Lindenau**

Magnetisch beeinflusstes Laserstrahlschweißen

2007, 180 Seiten, ISBN 978-3-8316-0687-0

### **Jens Walter**

Gesetzmäßigkeiten beim Lasergenerieren als Basis für die Prozesssteuerung und -regelung

2008, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-0770-9

### **Heiko Ridderbusch**

Longitudinal angeregte passiv gütegeschaltete Laserzündkerze

2008, 175 Seiten, ISBN 978-3-8316-0840-9

### **Markus Leimser**

Strömungsinduzierte Einflüsse auf die Nahteigenschaften beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen

2009, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-0854-6

### **Mikhail Larionov**

Kontakterung und Charakterisierung von Kristal-len für Scheibenlaser

2009, 186 Seiten, ISBN 978-3-8316-0855-3

### **Jürgen Müller-Borhanian**

Kamerabasierte In-Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen

2009, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-0890-4

### **Andreas Letsch**

Charakterisierung allgemein astigmatischer La-serstrahlung mit der Methode der zweiten Mo-mente

2009, 176 Seiten, ISBN 978-3-8316-0896-6

### **Thomas Kübler**

Modellierung und Simulation des Halbleiterschei-benlasers

2009, 152 Seiten, ISBN 978-3-8316-0918-5

### **Günter Ambrosy**

Nutzung elektromagnetischer Volumenkräfte beim Laserstrahlschweißen

2009, 170 Seiten, ISBN 978-3-8316-0925-3

### **Agnes Ott**

Oberflächenmodifikation von Aluminiumlegierun-gen mit Laserstrahlung: Prozessverständnis und Schichtcharakterisierung

2010, 226 Seiten, ISBN 978-3-8316-0959-8

### **Detlef Breitting**

Gasphaseneinflüsse beim Abtragen und Bohren mit ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 200 Seiten, ISBN 978-3-8316-0960-4

### **Dmitrij Walter**

Online-Qualitätssicherung beim Bohren mittels ultrakurz gepulster Laserstrahlung

2010, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-0968-0

### **Jan-Philipp Weberpals**

Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserstrahlschweißen

2010, 154 Seiten, ISBN 978-3-8316-0995-6

### **Angelika Beyertt**

Yb:KYW regenerativer Verstärker für ultrakurze Pulse

2010, 166 Seiten, ISBN 978-3-8316-4002-7

**Christian Stolzenburg**

Hochrepetierende Kurzpuls-Scheibenlaser im infraroten und grünen Spektralbereich  
2011, 184 Seiten, ISBN 978-3-8316-4041-6

**Svent-Simon Beyertt**

Quantenfilm-Pumpen zur Leistungsskalierung von Halbleiter-Scheibenlasern  
2011, 130 Seiten, ISBN 978-3-8316-4051-5

**Sonja Kittel**

Verzugsarmes Laserstrahlschweißen an axial-symmetrischen Bauteilen  
2011, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-4088-1

**Andrey Andreev**

Schweißen mit dem Scheibenlaser im Getriebebau – Prozessmerkmale und Anlagenkonzepte  
2011, 140 Seiten, ISBN 978-3-8316-4103-1

**Christian Föhl**

Einsatz ultrakurz gepulster Laserstrahlung zum Präzisionsbohren von Metallen  
2011, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-4120-8

**Andreas Josef Birnesser**

Prozessregelung beim Laserstrahlschweißen  
2011, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4133-8

**Christoph Neugebauer**

Thermisch aktive optische Bauelemente für den resonatorinternen Einsatz beim Scheibenlaser  
2012, 220 Seiten, ISBN 978-3-8316-4178-9

**Andreas Dauner**

Fluidmechanische Maßnahmen zur Reduzierung von Schmelzablagerungen beim Hochgeschwindigkeitslaserbohren  
2012, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4194-9

**Axel Heß**

Vorteile und Herausforderungen beim Laserstrahlschweißen mit Strahlquellen höchster Fokussierbarkeit  
2012, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4198-7

**Christian Gehrke**

Überwachung der Struktureigenschaften beim Oberflächenstrukturieren mit ultrakurzen Laserpulsen  
2013, 164 Seiten, ISBN 978-3-8316-4271-7

**David Schindhelm**

In-Prozess Qualitätssicherung für das Laserstrahlschneiden von Metallen  
2013, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4345-5

**Tilman Froschmeier-Hanns**

Festigkeitsverhalten laserstrahlgeschweißter belastungsangepasster Stahlwerkstoffverbindungen  
2014, 200 Seiten, ISBN 978-3-8316-4347-9

**Moritz Vogel**

Speciality Fibers for High Brightness Laser Beam Delivery  
2014, 187 Seiten, ISBN 978-3-8316-4382-0

**Andreas Michalowski**

Untersuchungen zur Mikrobearbeitung von Stahl mit ultrakurzen Laserpulsen  
2014, 176 Seiten, ISBN 978-3-8316-4424-7

**Georg Stöppler**

Untersuchung eines OPOs im mittleren Infrarot im Hinblick auf Anwendungen für minimalinvasive Chirurgie  
2015, 144 Seiten, ISBN 978-3-8316-4437-7

**Patrick Mucha**

Qualitäts- und produktivitätsbeeinflussende Mechanismen beim Laserschneiden von CF und CFK  
2015, 120 Seiten, ISBN 978-3-8316-4516-9

**Claus-Dieter Reiniger**

Fluiddynamische Effekte beim Remote-Laserstrahlschweißen von Blechen mit Fügespalt  
2015, 188 Seiten, ISBN 978-3-8316-4528-2

**Andreas Leitz**

Laserstrahlschweißen von Kupfer- und Aluminiumwerkstoffen in Mischverbindung  
2016, 172 Seiten, ISBN 978-3-8316-4549-7

**Peter Stritt**

Prozessstrategien zur Vermeidung von Heißrissen beim Remote-Laserstrahlschweißen von AlMgSi 6016  
2016, 194 Seiten, ISBN 978-3-8316-4555-8

**Katrin Sarah Wentsch**

Analyse Ytterbium-dotierter Materialien für den Einsatz in ultrakurz-gepulsten Scheibenlasersystemen  
2016, 162 Seiten, ISBN 978-3-8316-4578-7

**Jan-Philipp Negel**

Scheibenlaser-Multipassverstärker für ultrakurze Laserpulse mit Ausgangsleistungen im kW-Bereich  
2017, 142 Seiten, ISBN 978-3-8316-4632-6

**Christian Freitag**

Energietransportmechanismen bei der gepulsten Laserbearbeitung Carbonfaser verstärkter Kunststoffe  
2017, 152 Seiten, ISBN 978-3-8316-4638-8

**Andreas Popp**

Faserlaser und Faserlaserverstärker als Brillanzkonverter für Scheibenlaserstrahlen  
2017, 242 Seiten, ISBN 978-3-8316-4643-2

**Karin Heller**

Analytische Temperaturfeldbeschreibung beim Laserstrahlschweißen für thermographische Prozessbeobachtung  
2017, 130 Seiten, ISBN 978-3-8316-4654-8

**Stefan Piehler**

Resonatorinterne Kompensation thermisch induzierter Wellenfrontstörungen in hochbrillanten Scheibenlasern  
2017, 148 Seiten, ISBN 978-3-8316-4690-6

**Felix Abt**

Bildbasierte Charakterisierung und Regelung von Laserschweißprozessen  
2017, 232 Seiten, ISBN 978-3-8316-4691-3

**Volker Rominger**

Untersuchungen der Prozessvorgänge bei Einschweißungen in Baustahl mit Lasern hoher Brillanz  
2017, 186 Seiten, ISBN 978-3-8316-4692-0

**Thomas Rataj**

Hochleistungstaugliche faserintegrierte Strahlweichen  
2018, 142 Seiten, ISBN 978-3-8316-4733-0

**Michael Diez**

Pulsformung zur schadigungsarmen Laserbearbeitung von Silizium  
2018, 194 Seiten, ISBN 978-3-8316-4737-8

**Andreas Heider**

Erweitern der Prozessgrenzen beim Laserstrahlschweißen von Kupfer mit Einschweißtiefen zwischen 1 mm und 10 mm  
2018, 156 Seiten, ISBN 978-3-8316-4738-5

**Marcel Schäfer**

Energetische Beeinflussung von Schmelzefluss und Heißrissbildung beim Laserstrahlschweißen von Vergütungsstahl  
2018, 146 Seiten, ISBN 978-3-8316-4742-2

## Laser in der Materialbearbeitung

### Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

Prof. Dr. phil. nat. Thomas Graf, Universität Stuttgart

Forschungsberichte des IFSW ab 2019 erschienen im utzverlag, München

**Tom Dietrich**

Gitterwellenleiterstrukturen zur Strahlformung in Hochleistungsscheibenlasern  
2019, 154 Seiten, ISBN 978-3-8316-4785-9

**Martin Rumpel**

Applications of Grating Waveguide Structures in Solid-State Lasers  
2019, 112 Seiten, ISBN 978-3-8316-4801-6

**Michael Eckerle**

Generation and amplification of ultrashort pulsed high-power cylindrical vector beams  
2019, 112 Seiten, ISBN 978-3-8316-4804-7

**Martin Stubenvoll**

Messung und Kompensation thermisch induzierter Wellenfrontdeformationen in optischen Elementen  
2019, 118 Seiten, ISBN 978-3-8316-4819-1

**Christian Hagenlocher**

Die Kornstruktur und der Heißrisswiderstand von Laserstrahlschweißnähten in Aluminiumlegierungen  
2020, 150 Seiten, ISBN 978-3-8316-4864-1

**Florian Fetzner**

Analyse der Geometrie und Stabilität der Kapillare beim Laserstrahl-tiefschweißen mittels reduzierter Modelle.  
2020, 180 Seiten, ISBN 978-3-8316-4874-0

**Michael Jarwitz**

Laserstrahlschweißen von Metallen mit unterschiedlichen thermophysikalischen Eigenschaften.  
2020, 154 Seiten, ISBN 978-3-8316-4882-5

