

TECHNISCHE UNIVERSITÄT MÜNCHEN

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

**Remote-Laserstrahlschweißen
mit brillanten Laserstrahlquellen**

Florian Oefele

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

Doktor-Ingenieurs (Dr.-Ing.)

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. Michael Zäh
2. Hon.-Prof. Dr.-Ing. Walter Wohnig

Die Dissertation wurde am 18.01.2012 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Fakultät für Maschinenwesen am 30.05.2012 angenommen.

Geleitwort der Herausgeber

Die Produktionstechnik ist für die Weiterentwicklung unserer Industriegesellschaft von zentraler Bedeutung, denn die Leistungsfähigkeit eines Industriebetriebes hängt entscheidend von den eingesetzten Produktionsmitteln, den angewandten Produktionsverfahren und der eingeführten Produktionsorganisation ab. Erst das optimale Zusammenspiel von Mensch, Organisation und Technik erlaubt es, alle Potentiale für den Unternehmenserfolg auszuschöpfen.

Um in dem Spannungsfeld Komplexität, Kosten, Zeit und Qualität bestehen zu können, müssen Produktionsstrukturen ständig neu überdacht und weiterentwickelt werden. Dabei ist es notwendig, die Komplexität von Produkten, Produktionsabläufen und -systemen einerseits zu verringern und andererseits besser zu beherrschen.

Ziel der Forschungsarbeiten des *iwb* ist die ständige Verbesserung von Produktentwicklungs- und Planungssystemen, von Herstellverfahren sowie von Produktionsanlagen. Betriebsorganisation, Produktions- und Arbeitsstrukturen sowie Systeme zur Auftragsabwicklung werden unter besonderer Berücksichtigung mitarbeiterorientierter Anforderungen entwickelt. Die dabei notwendige Steigerung des Automatisierungsgrades darf jedoch nicht zu einer Verfestigung arbeitsteiliger Strukturen führen. Fragen der optimalen Einbindung des Menschen in den Produktentstehungsprozess spielen deshalb eine sehr wichtige Rolle.

Die im Rahmen dieser Buchreihe erscheinenden Bände stammen thematisch aus den Forschungsbereichen des *iwb*. Diese reichen von der Entwicklung von Produktionssystemen über deren Planung bis hin zu den eingesetzten Technologien in den Bereichen Fertigung und Montage. Steuerung und Betrieb von Produktionssystemen, Qualitätssicherung, Verfügbarkeit und Autonomie sind Querschnittsthemen hierfür. In den *iwb* Forschungsberichten werden neue Ergebnisse und Erkenntnisse aus der praxisnahen Forschung des *iwb* veröffentlicht. Diese Buchreihe soll dazu beitragen, den Wissenstransfer zwischen dem Hochschulbereich und dem Anwender in der Praxis zu verbessern.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Werkzeugmaschinen und Betriebswissenschaften (*iwb*) der Technischen Universität München.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh und Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart, den Leitern dieses Instituts. Sie haben mir die Erstellung dieser Arbeit ermöglicht. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Michael F. Zäh bedanke ich mich für die wohlwollende Förderung und großzügige Unterstützung meiner Arbeit. Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Gunther Reinhart bedanke ich mich zusätzlich für die regen Fachdiskussionen in den Versuchszellen und den Doktorandenseminaren. Herrn Prof. Dr.-Ing. Karsten Stahl, dem Leiter des Lehrstuhls für Maschinenelemente Technischen Universität München danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission. Weiterhin gilt Herrn Hon.-Prof. Dr.-Ing. Walter, mein Dank für die Übernahme des Koreferates, die interessanten Diskussionen und die aufmerksame Durchsicht der Arbeit.

Darüber hinaus bedanke ich mich recht herzlich bei allen Mitarbeiterinnen und Mitarbeiter des Institutes sowie bei allen Studentinnen und Studenten, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt haben. Hervorheben möchte ich meinen Kollegen Herrn Dr.-Ing. Christoph Rimpau der mit einer gründlichen Durchsicht zum Gelingen dieser Arbeit beitrug sowie meinem Studenten Chris der durch unglaublichen Eifer und Ideenreichtum an wesentlichen wissenschaftlichen Erkenntnissen beteiligt war.

Besonderer Dank gilt meiner Familie und hier insbesondere meinen Eltern, die mich in meinem Handeln stets unterstützt und gefördert haben. Außerdem bedanke ich mich bei dir Papa für deine Durchsicht der Arbeit und die wertvollen inhaltlichen Diskussionen. Nicht zuletzt und in ganz besonderem Maße danke ich meiner Frau Tina für ihre unermüdliche Motivation und Unterstützung, ohne die diese Arbeit wohl nicht entstanden wäre.

Für meinen Sohn
Lukas Maximilian

„Man kann gar nicht so kompliziert denken, wie es plötzlich kommt“

Willy Brandt

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis.....	I
Abbildungsverzeichnis.....	V
Tabellenverzeichnis.....	XV
Formelzeichen und Abkürzungen	XVII
Formelzeichen.....	XVII
Abkürzungsverzeichnis.....	XXI
1 Einleitung.....	1
1.1 Motivation und Zielsetzung	1
1.2 Vorgehensweise und Gliederung der Arbeit.....	4
2 Grundlagen des Laserstrahlschweißens	7
2.1 Allgemeines	7
2.2 Laserstrahlung.....	7
2.3 Laserstrahlquellen	12
2.3.1 Scheibenlaser.....	13
2.3.2 Faserlaser.....	14
2.4 Strahlformung	16
2.4.1 Allgemeines.....	16
2.4.2 Bearbeitungsoptik	17
2.4.3 Thermisch induzierte Fokusänderung.....	19
2.5 Laserstrahlschweißen.....	20
2.5.1 Allgemeines.....	20

2.5.2	Absorption von Laserstrahlung.....	23
2.5.3	Modellvorstellungen zur Beschreibung des Tiefschweißens	26
2.5.4	Methoden und Ansätze zur Analyse der Dampfkapillare.....	33
2.5.5	Parameter und Kenngrößen beim Laserstrahlschweißen.....	37
3	Stand der Technik beim Remote-Laserstrahlschweißen	41
3.1	Allgemeines	41
3.2	Definition und Begriffsklärung.....	41
3.3	Anlagentechnik.....	43
3.3.1	Übersicht.....	43
3.3.2	Lasergerät.....	45
3.3.3	Strahlpositioniersysteme.....	47
3.3.4	Spannvorrichtung.....	51
3.3.5	Prozessüberwachungssysteme	53
3.3.6	Lasersicherheit	54
3.4	Einflussgrößen beim RLS.....	55
3.4.1	Allgemeines	55
3.4.2	Metaldampfabsorption.....	56
3.4.3	Einfluss langer Rayleighlängen	61
3.4.4	Einfluss unterschiedlicher Strahlanstellungen.....	63
3.5	Zusammenfassung und Ableitung des Handlungsbedarfs.....	68
4	Systemtechnik und Versuchsdurchführung	71
4.1	Allgemeines	71
4.2	Versuchsmethodik	71

4.3	Versuchsaufbau	73
4.3.1	Allgemeines.....	73
4.3.2	Laserstrahlquelle und Strahlführung	73
4.3.3	Bearbeitungsoptik	75
4.3.4	Handhabungs- und Spanntechnik.....	77
4.3.5	Verfahren zur Analyse der Dampfkapillare	78
4.4	Versuchsplanung	86
4.5	Versuchsdurchführung	88
4.6	Versuchsauswertung	89
4.7	Zusammenfassung.....	92
5	Experimentelle Untersuchung des Remote-Laserstrahlschweißens	93
5.1	Kapitelübersicht	93
5.2	Einfluss der Laserstrahlleistung	94
5.3	Einfluss der Strahlanstellung	105
5.3.1	Allgemeines.....	105
5.3.2	Geometrische Betrachtungen	107
5.3.3	Empirische Beschreibungsmodelle zur Strahlanstellung	112
5.3.3.1	Lateral	112
5.3.3.2	Longitudinal.....	115
5.3.3.3	Zusammenfassung	126
5.3.4	Kombinierte laterale und longitudinale Strahlanstellung	130
5.3.5	Prozessverhalten bei kontinuierlicher Anstellwinkeländerung..	133
5.4	Einfluss der Fokuslage	134

5.5	Einfluss der Fokuslage bei gleichzeitiger Strahlanstellung	137
5.6	Einfluss der Nahtgeometrie	140
5.7	Empirisches Prozessmodell zum RLS	143
5.8	Zusammenfassung und Fazit	146
6	Produktionstechnische Umsetzung	149
6.1	Anwendungsbeispiel	149
6.2	Prozess- und Systemtechnik	151
6.3	Technologisches Potenzial.....	155
6.4	Wirtschaftliches Potenzial	157
7	Zusammenfassung und Ausblick	161
8	Literaturverzeichnis	165
9	Anhang.....	185
9.1.1	MATLAB-Code zur Parametrisierung und Darstellung der Schnittkontur.....	185
9.1.2	MATLAB-Code zur Berechnung der Schnittfläche durch die Strahlkaustik ($\alpha, \beta = 0^\circ$)	186
9.1.3	MATLAB-Code zur Berechnung der Schnittfläche in Abhängigkeit von α, β und z	187

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1:	Gliederung der Arbeit	5
Abbildung 2:	Abhängigkeit des Strahldurchmessers von der Divergenz	9
Abbildung 3:	Aufbau einer Doppelkernfaser (ZELLMER 2006).....	14
Abbildung 4:	Aufbau eines Singlemode-Faserlasersmoduls (oben) und eines Multimode-Faserlasersystems (unten) (GAPONTSEV ET AL. 2002)	16
Abbildung 5:	Prinzipieller Aufbau einer transmissiven Bearbeitungsoptik zum Laserstrahlschweißen mit Festkörperlasern.....	17
Abbildung 6:	Theoretische Fokussierbedingungen mit Formel (15) bei unterschiedlichen Strahlqualitäten im Vergleich zu den Abbildungsverhältnissen β bei kommerziellen Bearbeitungsoptiken; $f_k = 150$ mm	18
Abbildung 7:	Unterschiedliche Phasen der Absorption von Laserstrahlung (HERZIGER 1993); links: Wärmeleitungsschweißen; rechts: Tiefschweißen	21
Abbildung 8:	Schematische Beschreibung des Tiefschweißprozesses	22
Abbildung 9:	Absorptionsgrad von Nd:YAG-Laserstrahlung ($\lambda = 1064$ nm) an metallischen Oberflächen von S235JR+AR, die nicht oxidiert und deren Rauigkeit der von gewalzten Blechen entspricht, in Abhängigkeit des Einstrahlwinkels θ und ihrer Polarisation: parallel (p), senkrecht (s) und zirkular (z) (MICHEL 2003) (links); Einkoppelgrad nach (DAUSINGER 1995) beim Tiefschweißen von Stahl in Abhängigkeit von unterschiedlichen Aspektenverhältnissen (rechts)	25
Abbildung 10:	Wechselwirkungen und physikalische Mechanismen beim Laserstrahl-tiefschweißen.....	27
Abbildung 11:	Berechnung des Dampfkapillarneigungswinkels δ auf Basis von Strecken- (links) und Geschwindigkeitsvektoren (rechts) über die Bestrahlungsdauer t (FABBRO ET AL. 2000A)	30

Abbildung 12:	Links: Einfluss der Strahlungsintensität auf die Bohrgeschwindigkeit v_d bei Stahl (SEMAK ET AL. 1997); $d_f = 380 \mu\text{m}$; rechts: Neigung der Dampfkapillarfront bei unterschiedlichen Schweißgeschwindigkeiten (FABBRO ET AL. 2005); $d_f = 600 \mu\text{m}$	33
Abbildung 13:	Kamerabasierte Verfahren zur Dampfkapillaranalyse	34
Abbildung 14:	Prinzipielle Darstellung der koaxialen Kamerabeobachtung der Dampfkapillare (links), Kameraaufnahmen (Mitte) und Auswertergebnisse zur Ableitung der Dampfkapillarneigung (rechts) (FABBRO ET AL. 2005)	35
Abbildung 15:	Versuchsaufbau zur In-situ-Dampfkapillaranalyse mittels Röntgendurchstrahlung (MATSUNAWA ET AL. 2003)	36
Abbildung 16:	Prinzip der seitlichen Dampfkapillarbeobachtung mittels eines hochtemperaturbeständigen Beobachtungsglases	37
Abbildung 17:	Einfluss- und Einstellgrößen beim Laserstrahl-tiefschweißen ...	38
Abbildung 18:	Komponenten von Remote-Laseranlagen (in Anlehnung an DIN EN ISO 11145, MUNZERT (2009)).	44
Abbildung 19:	Marktübersicht kommerzieller Laserstrahlquellen und Vergleich im Hinblick auf die Laserstrahlleistung und die Strahlbrillanz (Stand 2010); Quellen: IPG LASER GMBH (2010); TRUMPF GMBH + Co. KG (2010A); TRUMPF GMBH + Co. KG (2010B); ROFIN-SINAR LASER GMBH (2010); LASERLINE GMBH (2010)	46
Abbildung 20:	Anforderungen an Lasergeräte zum RLS	46
Abbildung 21:	Strahlpositionierprinzipien beim RLS	47
Abbildung 22:	Schematischer Aufbau eines Scannersystems zur zweidimensionalen Ablenkung des Laserstrahls mit F-Theta Linse (links) und ohne F-Theta-Linse (rechts)	48
Abbildung 23:	Bewertung der Strahlpositionierprinzipien.....	49
Abbildung 24:	Anforderungen an RLS-Spannvorrichtungen.....	51

Abbildung 25:	Einkopplung der Laserstrahlung in die aus der Dampfkapillare aufsteigende Metaldampffackel bei $\lambda = 1070 \text{ nm}$, $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$, $P_L = 8 \text{ kW}$; $f = 1200 \text{ mm}$	57
Abbildung 26:	Einfluss unterschiedlicher Prozessgase auf die Einschweißtiefe bei S 235 JR+AR (ZÄH ET AL. 2007); $d_f = 800 \text{ }\mu\text{m}$; $P_L = 8 \text{ kW}$; $d = 12 \text{ mm}$; $z_R = 40,35 \text{ mm}$	60
Abbildung 27:	Anstellung der Metaldampf Wolke bei unterschiedlichen Schweißgeschwindigkeiten (FABBRO ET AL. 2006A); links: niedrige Schweißgeschwindigkeit ($v_s = 1 \text{ m/min}$); rechts: hohe Schweißgeschwindigkeit ($v_s = 5 \text{ m/min}$).....	61
Abbildung 28:	Unterschiedliche Strahlpositionierungen beim RLS	63
Abbildung 29:	Prozessfenster für Strahlanstellungen bei unterschiedlichen wissenschaftlichen Untersuchungen	65
Abbildung 30:	Vorgehensmethodik zur Ermittlung eines empirischen Prozessmodells zum RLS in Anlehnung an SCHEFFLER (1997)	72
Abbildung 31:	Strahlkaustik (links) und thermischer Fokusshift (rechts) des eingesetzten Faserlasers in z-Richtung (Strahlrichtung) direkt nach der Strahlauskopplung aus dem Quarzblock der Feeding- und der Prozess-Faser (Bestrahlungsdauer = 90 s).....	75
Abbildung 32:	Bearbeitungsoptik (links), Strahlkaustik (Mitte) und Strahlleistungsdichte (rechts) bei $P_L = 8 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $f_f = 460 \text{ mm}$	76
Abbildung 33:	Relativer Fokusshift bei unterschiedlichen optischen Konfigurationen (Bestrahlungsdauer 90 s): $f_k = 143 \text{ mm}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $f_f = 460 \text{ }\mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$	77
Abbildung 34:	Versuchsaufbau (links) mit Spannvorrichtung und integriertem Schutzgaszuführ- und Schweißrauchabsaugsystem (rechts)	78
Abbildung 35:	Anordnung der HG-Kamera und der Beleuchtungstechnik zur seitlichen Beobachtung der Dampfkapillare.....	79
Abbildung 36:	Positionierung des Laserstrahlfokus relativ zur Kontaktlinie; Intensitätsverteilungen zwischen Bauteil und Beobachtungsglas links: 50 % : 50 %; Mitte: 75 % : 25 %; rechts: 25 % : 75 % ...	80

Abbildung 37: Unterschiedliche Kameraanordnungen zur seitlichen Beobachtung der Dampfkapillargeometrie; oben: ohne Beleuchtungssystem; unten: mit Diodenlaserbeleuchtung	82
Abbildung 38: Seitliche Referenzaufnahme der Dampfkapillargeometrie beim Laserstrahl-tiefschweißen mit Beobachtungsglas.....	85
Abbildung 39: Dampfkapillaröffnung in koaxialer Darstellung bei 3 mm dickem Tiefziehstahl DC04, $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$, $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$, $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: konventioneller Tiefschweißprozess; rechts: halbierte Dampfkapillare beim Tiefschweißprozess mit Beobachtungsglas	85
Abbildung 40: Präzisierung der Versuchsaufgabe mit Hilfe des Ursache-Wirkungs-Modells nach DREYER ET AL. (1993).....	87
Abbildung 41: Verwendete Prüfverfahren und Zielgrößen zur Ermittlung der Schweißnahtqualität.....	90
Abbildung 42: Vorgehensmethodik zur Bewertung der Versuchsergebnisse (links) und Geometrie sowie Anordnung der Scher- und Kopfzugproben (rechts).....	91
Abbildung 43: Untersuchungsschwerpunkte zur experimentellen Qualifizierung des Prozessverhaltens beim RLS	93
Abbildung 44: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Nahtgeometrie bei S235JR+AR; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: Einschweißtiefe; rechts: Nahtbreite der Oberraupe.....	94
Abbildung 45: Einfluss der Streckenenergie auf die Nahtgeometrie bei S235JR+AR; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: Einschweißtiefe s ; rechts: Nahtquerschnittsfläche Q	95
Abbildung 46: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die geometrischen Schweißnahttiefe bei einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$	96
Abbildung 47: Prinzipieller Zusammenhang zwischen der Streckenenergie und der Nahttiefe s am Beispiel der DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$	97

- Abbildung 48: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit (links) und der Streckenenergie (rechts) auf den Neigungswinkel der Dampfkapillarfront (DKF) einer DC04-Überlappverbindung; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 98
- Abbildung 49: Einfluss der Blechdicke der DC04-Überlappverbindung auf die zum Verschweißen notwendige Streckenenergie (links) und die Schweißgeschwindigkeit (rechts); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 101
- Abbildung 50: Einfluss der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit auf die Nahtunterwölbung bei einer DC04-Überlappverbindung mit $d = 2 \times 1 \text{ mm}$ (links) und $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$ (rechts); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 102
- Abbildung 51: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Schweißspritzeranzahl bei einer DC04-Überlappverbindung mit $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$; Aufnahmezeit 2500 Bilder/s; Schweißnahtlänge $l = 80 \text{ mm}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 103
- Abbildung 52: Optimale Schweißgeschwindigkeit (links) und charakteristische Nahtformen (rechts) für die untersuchten Blechdicken; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 104
- Abbildung 53: Longitudinale (α) und laterale (β) Anstellwinkel beim RLS im x-y-z-Koordinatensystem 106
- Abbildung 54: Mantelfläche $M_{\text{Kauistik}}(x,y)$ des parametrisierten Laserstrahls und die um die x- und y-Achse gedrehte sowie in z-Richtung verschobene Schnittebene im x-y-z-Koordinatensystem..... 108
- Abbildung 55: Links: Strahlversatz Δz von der Werkstückoberfläche A_{Ebene} bei gleichzeitiger Strahlanstellung θ ; rechts: Geometrischer Zusammenhang zwischen longitudinalem (α) und lateralem (β) Anstellwinkel sowie dem resultierenden Gesamtwinkel (θ) ... 108
- Abbildung 56: Schnittfläche A_{Schnitt} bei einer Strahlanstellung in α - bzw. β -Richtung (links) sowie bei kombinierter Strahlanstellung in α - und β -Richtung (rechts) im Verhältnis zum Flächeninhalt bei senkrechter Einstrahlung, $w_0 = 320 \mu\text{m}$; $z_R = 14 \text{ mm}$; $z = 0$; $\lambda = 1070 \text{ nm}$ 110

- Abbildung 57: Schnittfläche A_{Schnitt} bei kombinierten Strahlanstellungen und gleichzeitigem Versatz der Fokuslage im Verhältnis zur Schnittfläche bei senkrechter Einstrahlung; $w_0 = 320 \mu\text{m}$; $z_R = 14 \text{ mm}$; $\lambda = 1070 \text{ nm}$; links: Strahlanstellung in α - und β -Richtung sowie $z_0 = 0$ und $z_0 = 14 \text{ mm}$; rechts: Kombinierte Strahlanstellung mit dem Winkel θ und z-Versatz..... 111
- Abbildung 58: Einfluss der lateralen Strahlanstellung auf die Anstellung der Schweißnaht und die Nahttiefe einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha = 0^\circ$ 113
- Abbildung 59: Vergleich der experimentell ermittelten mit der mit Formel (40) berechneten Einschweißtiefe für laterale Strahlanstellungen bei einer DC04- Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha = 0^\circ$ 114
- Abbildung 60: Einfluss der lateralen Strahlanstellung auf die Nahtbreite b auf der Nahtoberfläche sowie im Anbindungsquerschnitt (links) bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$ und auf die Neigung $\delta(\beta)$ der Dampfkapillare (rechts) gemittelt über die untersuchten Überlappverbindungen bei $\alpha = 0^\circ$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$ 115
- Abbildung 61: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung auf die Anstellung der Schweißnaht und die Nahttiefe einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\beta = 0^\circ$ 116
- Abbildung 62: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung α auf den Neigungswinkel δ der Dampfkapillare bei einer $2 \times 1,5 \text{ mm}$ dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $\beta = 0^\circ$ 116
- Abbildung 63: Winkeldefinitionen zur Beschreibung der Dampfkapillarneigung für die stechende und die schleppende Strahlanstellung; oben: aufgezeichnete Dampfkapillare des Tiefschweißprozesses; unten: schematische Darstellung des Differenzwinkels ε , des Strahleinfallswinkels α und des Neigungswinkels δ der Dampfkapillare 117

- Abbildung 64: Geometrische Zusammenhänge zur Bestimmung des Differenzwinkels; links: stechende Strahlanstellung; rechts: schleppende Strahlanstellung..... 118
- Abbildung 65: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}$ bei unterschiedlichen DC04-Blehdicken ($\alpha = 0^\circ$); links: HG-Kameraaufnahmen zur experimentellen Ermittlung der Bohrgeschwindigkeit bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $d = 3 \text{ mm}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; rechts: mit Formel (44) und der Schweißgeschwindigkeit v_{opt} berechnete Werte im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten bei $v_S = 6 \text{ m/min}$ 121
- Abbildung 66: Einfluss der Strahlanstellung auf die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}$ (links) und $v_{\text{Bohr,L}}$ (rechts) bei unterschiedlichen Proportionalitätskonstanten k (links) bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $d = 2 \text{ mm}$ 122
- Abbildung 67: Einfluss der Strahlanstellung auf den Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ (rechts) und den Dampfkapillarneigungswinkel $\delta(\alpha)$ (links) bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $s = 3 \text{ mm}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$ 124
- Abbildung 68: Einfluss der Strahlanstellung und unterschiedlicher Proportionalitätsfaktoren k auf die Einschweißtiefe bei einer $2 \times 2 \text{ mm}$ dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$ 125
- Abbildung 69: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung auf die Einschweißtiefe $s(\alpha)$ bei $\beta = 0^\circ$ und Vergleich zur Einschweißtiefe $s(\beta)$ bei lateraler Strahlanstellung; links: bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$; rechts: auf die Durchschweißung bezogene und über alle Überlappverbindungen gemittelte Einschweißtiefe s_0 bei v_{opt} . 126
- Abbildung 70: Einfluss der longitudinalen und der lateralen Strahlanstellung auf die Schweißspritzeranzahl (links) und auf die Nahtunterwölbung (rechts) am Beispiel einer 2 mm dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $l = 80 \text{ mm}$; $v_S = 9 \text{ m/min}$ 128
- Abbildung 71: Einfluss der longitudinalen und der lateralen Strahlanstellung auf die statische Zugkraft bei DC04-Überlappverbindungen im

- Blechdickenbereich zwischen $1,5 \text{ mm} \leq d \leq 3 \text{ mm}$; $P_L = 6 \text{ kW}$;
 $v_S = v_{\text{opt}}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; links: $\beta = 0^\circ$; rechts: $\alpha = 0^\circ$ 129
- Abbildung 72: Einfluss einer kombinierten Strahlanstellung auf die
 Einschweißtiefe bei einer 4 mm dicken Überlappverbindung
 ($d = 2 \times 2 \text{ mm}$); berechnet mit Formel (57); $P_L = 6 \text{ kW}$;
 $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) = 34 \text{ m/min}$; $k = 0,0038$
 $\text{m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$ 130
- Abbildung 73: Einfluss der kombinierten Strahlanstellung auf die
 Schweißnahtgeometrie; links: makroskopische
 Querschliffaufnahmen bei unterschiedlichen lateralen
 Strahlanstellungen für $\alpha = -20^\circ$ und $\alpha = 20^\circ$ bei einer 3 mm
 dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$;
 $v_S = 6 \text{ m/min}$; rechts: über alle untersuchten
 Überlappverbindungen gemittelte Auslenkung der Schweißnaht
 im Querschliff 131
- Abbildung 74: Einfluss einer kombinierten Strahlanstellung auf die Nahttiefe s
 bei einer 2 mm dicken Überlappverbindung ($v_S = 9 \text{ m/min}$)
 (links) und die Nahttiefe s_0 bei v_{opt} (rechts); $P_L = 6 \text{ kW}$;
 $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0$ 132
- Abbildung 75: Einfluss der Schweißnahtlänge l_S auf die Veränderung des
 Anstellwinkels $\Delta\alpha$ und der Fokusslage während des
 Schweißprozesses bei einer ortsfesten Bearbeitungsoptik 133
- Abbildung 76: Einfluss der z-Fokusslage auf die Nahttiefe bei einer DC04-
 Überlappverbindung ($d = 2 \times 1 \text{ mm}$); $\alpha, \beta = 0^\circ$; $l_S = 80 \text{ mm}$;
 $v_S = v_{\text{opt}}$; links: $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$; rechts: $d_f = 740 \text{ }\mu\text{m}$;
 $z_R = 43,1 \text{ mm}$ 135
- Abbildung 77: Einfluss der z-Fokusslage auf die Strahlfläche (rechts) und auf die
 Nahtbreite an der Werkstückoberfläche b sowie die Nahtbreite
 an der Nahtwurzel b_W (links) bei einer DC04-
 Überlappverbindung ($d = 2 \times 1 \text{ mm}$); $\alpha, \beta = 0^\circ$; $l_S = 80 \text{ mm}$;
 $v_S = 8 \text{ m/min}$; $z_R = 43,1 \text{ mm}$ 136
- Abbildung 78: Berechnete Bestrahlungsfläche (links) und Strahlungsintensität
 (rechts) auf der Werkstückoberfläche bei unterschiedlichen
 Rayleighlängen $z_{R,1} = 14,5 \text{ mm}$ und $z_{R,2} = 43,1 \text{ mm}$,

	z-Fokuslagen sowie Strahleinfallswinkel θ ; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_{f,1} = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $d_{f,2} = 740 \text{ }\mu\text{m}$	138
Abbildung 79:	Einfluss der z-Fokuslage und der Strahlanstellung in α - sowie in β -Richtung auf die Nahttiefe bei einer 2 mm dicken DC04-Überlappverbindung; $l_S = 80 \text{ mm}$; $v_S = 9 \text{ m/min}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$	139
Abbildung 80:	Lage der Nahtgeometrie in Relation zur Zugrichtung beim Scherzugversuch (links) und Einfluss der Nahtlänge sowie der Nahtgeometrie auf die Scherzugkraft (rechts)	141
Abbildung 81:	Einfluss der Nahtlage und der Überlappungslänge auf die Biegebeanspruchung beim statischen Scherzugversuch bei einer Nahtlänge $l_S = 45 \text{ mm}$	142
Abbildung 82:	Einfluss der Nahtgeometrie auf die Kopfzugkraft im Vergleich zur Scherzugkraft bei einer Nahtlänge $l = 30 \text{ mm}$ (links) und typische Bruchbilder einer I- und C-Naht (rechts)	143
Abbildung 83:	Wirkzusammenhang beim RLS mit brillanten Hochleistungsfestkörperlasern.....	144
Abbildung 84:	Prozessfenster zur optimalen Schweißgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Blechdicken und Laserstrahlleistungen	146
Abbildung 85:	Empirisch ermitteltes Prozessfenster für unterschiedliche Strahlanstellungen und z-Fokuslagen ($z = -10; 0 \text{ und } 7,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$; DC04-Überlappverbindung im Blechdickenbereich zwischen $1,5 \text{ mm} \leq d \leq 3 \text{ mm}$	147
Abbildung 86:	Einflussfaktoren auf die RLS-Eignung eines Bauteils	149
Abbildung 87:	Karosseriebauteil mit den bisherigen 19 Widerstandsschweißpunkten im Vergleich zur untersuchten RLS-Fertigungsstrategie mit 40 Steppnähten	150
Abbildung 88:	Verwendete Laserstrahlschweißanlage mit automatisierter Spannvorrichtung für zwei Bauteile	151
Abbildung 89:	Einfluss der Schutzgaszuführung und der Schweißrauchabsaugung auf die Prozessstabilität; links: laminare Gasströmung zwischen Zuführung und Absaugung;	

	Mitte: Schweißprozess ohne Schutzgaszufuhr und Absaugung; rechts: Schweißprozess mit optimierter Schutzgaszuführung und Absaugung	152
Abbildung 90:	RLS-Bauteil mit gekennzeichneteter Schweißreihenfolge (Bauteiloberseite) und tiefgezogener Entgasungssicke auf der Bauteilunterseite	154
Abbildung 91:	Vergleich der Taktzeiten pro Bauteil beim WPS und beim RLS des untersuchten Anwendungsbeispiels	156
Abbildung 92:	Gesamtkosten der Schweißanlagen bei unterschiedlichen Bauteilanzahlen für den in Tabelle 8 betrachteten Anwendungsfall.....	160

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1:	Unterschiedliche Bohrgeschwindigkeiten nach SEMAK ET AL. (1997) (analytisch) und FABBRO ET AL. (2005) (experimentell); $P_L = 4 \text{ kW}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$ 32
Tabelle 2:	Technische Daten des eingesetzten 8-kW-Faserlasers 74
Tabelle 3:	Gemessene Fokusbereiche der verwendeten Bearbeitungsoptik mit unterschiedlichen Linsenkombinationen..... 76
Tabelle 4:	Werkstoffeigenschaften der untersuchten Beobachtungsgläser 81
Tabelle 5:	Kennwerte der Versuchswerkstoffe..... 89
Tabelle 6:	Untersuchte Überlapp-Nahtgeometrien 140
Tabelle 7:	Charakteristika der Schweißaufgabe und prozesstechnischer Vergleich zwischen RLS und WPS 155
Tabelle 8:	Wirtschaftliche Bewertung der WPS- und der RLS-Anlage ... 159

Formelzeichen und Abkürzungen

Formelzeichen

Hinweis: Einige der aufgeführten Formelzeichen werden teilweise mit verschiedenen Bedeutungen verwendet. Die jeweils im verwendeten Zusammenhang zutreffende Bedeutung ist im Text angegeben.

Größe	Einheit	Beschreibung
A	mm ²	Fläche
A	%	Absorptionsgrad
A(α)	%	winkelabhängiger Absorptionsgrad
A _{Ebene}	mm ²	angestellte Werkstückoberfläche
A _{Schnitt}	mm ²	Schnittfläche
A _{Lasernaht}	mm ²	Anbindungsquerschnitt
α	deg	longitudinaler Anstellwinkel
α	cm ⁻¹	wellenlängenabhängiger Absorptionskoeffizient
α_{Ext}	-	Extinktionskoeffizient
α_{Str}	-	Extinktionskoeffizient der Streuung
α_{Str}	-	Extinktionskoeffizient der Absorption
$\Delta\alpha$	deg	longitudinale Winkeländerung
a	mm	Arbeitsabstand
a _B	mm	Blechabstand
a _s	cm ² /s	Temperaturleitfähigkeit des Festkörpers
a _s	nm ²	Größe des Streuzentrums
B	W/mm ² ·sr	Strahlbrillanz
b _y	mm	Nahtwurzelversatz
β	deg	lateraler Anstellwinkel
β	-	Abbildungsverhältnis
C _{Ext}	mm ²	effektiver Querschnitt der Extinktion
C _{Str}	mm ²	effektiver Querschnitt der Streuung
C _{Abs}	mm ²	effektiver Querschnitt der Absorption

D	mm	Strahldurchmesser auf der Linse
d	mm	Materialstärke oder Blechdicke
d_0, d_f	mm	Strahldurchmesser an der Strahltaile
$d_{f,WS}$	mm	Laserstrahldurchmesser auf der Werkstückoberfläche
d_k	mm	Faserkerndurchmesser
$d_{Düse}$	mm	Durchmesser der Schutzgasdüse
d_{WSP}	mm	Durchmesser eines Widerstandsschweißpunktes
dn/dT	-	Brechungsindexänderung über der Temperatur
δ	deg	Neigungswinkel der Dampfkapillarfront
δ_β	deg	lateraler Neigungswinkel der Dampfkapillarfront
E_i	eV	Ionisierungsenergie
E_S	J/mm	Streckenenergie
$E_{S,grenz}$	J/mm	Grenzstreckenenergie
e	As	Elementarladung
$\varepsilon (\alpha)$	deg	Differenzwinkel
ξ	nm	Größe des Streuparameters
F_S	kN	Zugkraft
f, f_0, f_f, f_k	mm	Fokussierbrennweite
Δf	mm	Fokuslagenänderung
γ	deg	Verformungswinkel
$\theta_i, \theta_f, \theta_0$	mrad	Strahldivergenz oder Divergenzwinkel
θ	deg	Einstrahlwinkel
I_0	W/cm^2	Strahlungsintensität
$I_{0,DKF}$	W/cm^2	Strahlungsintensität auf der Dampfkapillarfront
h	mm	Nahtunterwölbung (-) oder Nahtüberhöhung (+)
K	-	Strahlpropagationsfaktor
k	$m \cdot mm^2 / min \cdot k$	Proportionalitätskonstante
k_W	$W/(m \cdot K)$	materialspezifische Wärmeleitfähigkeit
κ	-	Absorptionsindex

l, l_s	mm	Nahtlänge
λ	nm	Wellenlänge
M^2	-	Beugungsmaßzahl
M_{Kauistik}	mm^2	Mantelfläche der Strahlkaustik
m_s	-	gesamter aufgeschmolzener Materialstrom
m_m	-	Schmelzstrom entlang der Dampfkapillarfront
m_v	-	Verdampfungsstrom (Metaldampf)
μ	deg	Kosinuswert des Einstrahlwinkels
N	cm^{-3}	Anzahl der Partikel pro Volumeneinheit
n	-	Brechungsindex
n	-	Anzahl der Partikel
Ω_0	sr	Raumwinkel (Einheit: sr = Steradian - dimensionslose Einheit zur Angabe der Größe eines Raumwinkels)
P_L	kW	Laserstrahlleistung
P_R	kW	reflektierte Laserstrahlleistung
P_A	kW	absorbierte Laserstrahlleistung
P_T	kW	transmittierte Laserstrahlleistung
P_V	kW	Verlustleistung
p	bar	Druck
p_{max}	bar	maximaler Düsendruck
Q	mm^2	Nahtquerschnittsfläche
q	-	Strahlqualität
ρ_m	kg/m^3	Dichte der Metallschmelze
ρ_s	kg/m^3	Dichte des Festkörpers
ρ_{Fe}	kg/m^3	Dichte von Eisen
r_B	mm	Radius des Nahtbogens
s	mm	Einschweißtiefe oder Nahttiefe senkrecht zur Werkstückoberfläche
$s_0(\alpha, \beta)$	-	normierte Einschweißtiefe

$s_L(\alpha, \beta)$	mm	Einschweiß- oder Nahttiefe in Laserstrahlrichtung
S_{DKF}	mm	Länge der Dampfkapillarfront
SPP	mm·mrad	Strahlparameterprodukt
SPP_{00}	mm·mrad	Strahlparameterprodukt eines Laserstrahls in der Grundmode (idealer Laserstrahl)
TEM_{00}	-	transversal-elektro-magnetisch, Grundmode
T	K	Temperatur
T_D	-	Transformationsmatrix
t_i	s	Interaktionszeit
t_1, t_2, t_3	s	Variablen für Bestrahlungszeiten
v_S	m/min	Schweißgeschwindigkeit
v_m	m/min	Geschwindigkeitskomponente der Schmelze
v_v	m/min	Geschwindigkeitskomponente der Verdampfung
v_{dm}	m/min	Bohrgeschwindigkeit der Schmelze
v_{dv}	m/min	Bohrgeschwindigkeit der Verdampfung
v_d	m/min	Bohrgeschwindigkeit nach SEMAK ET AL. (1997)
$v_{Bohr,L}$	m/min	Bohrgeschwindigkeit in z-Laserstrahlrichtung
$v_{Bohr,\delta}$	m/min	Bohrgeschwindigkeit senkrecht zur Dampfkapillarfront
v_{opt}	m/min	identifizierte Schweißgeschwindigkeit für eine qualitativ hochwertige Schweißnaht
$w_0, w_f, w(z)$	mm	Strahlradius (an der Strahltaile)
X	-	beliebiger Punkt im dreidimensionalen euklidischen Raum R^3
$X_{Schnitt}$	-	dreidimensionale Schnittkurve im euklidischen Raum R^3
z_R	mm	Rayleighlänge

Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Bedeutung
2D	zweidimensional
3D	dreidimensional
bspw.	beispielsweise
bzw.	beziehungsweise
ca.	circa
CCD	Charge-coupled Device
CMOS	Complementary Metal Oxide Semiconductor
CO ₂	Kohlendioxid
const.	konstant
DKF	Dampfkapillarfront
d.h.	das heißt
engl.	englisch
ggf.	gegebenenfalls
HG	Hochgeschwindigkeit
i.d.R.	in der Regel
kW	Kilowatt
kN	Kilonewton
LLK	Lichtleitkabel
MM	Multimode
Mrd.	Milliarde
Nd:YAG	Neodym-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat
o.a.	oder auch
RLS	Remote-Laserstrahlschweißen
s.g.	so genannte
SM	Singlemode

SPP	Strahlparameterprodukt
Stk.	Stück
u.a.	unter anderem
vgl.	vergleiche
WEZ	Wärmeeinflusszone
WSP	Widerstandsschweißpunkt
WPS	Widerstands-Punktschweißen
Yb:YAG	Ytterbium-dotierter Yttrium-Aluminium-Granat
z.B.	zum Beispiel

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung

Die Globalisierung, die Ressourcenverknappung, die Dynamisierung der Produktlebenszyklen und die Durchdringung mit neuen Technologien sind einige der Rahmenbedingungen für die Produktion 2020 (ABELE 2010). Um vor diesem Hintergrund auch im Hochlohnland Deutschland nicht nur hochtechnologische Produkte, sondern ebenso Produkte mit mittlerem bis niedrigem Technologieinhalt kostengünstig und konkurrenzfähig produzieren zu können, werden u.a. sowohl effiziente und flexible Produktionsprozesse als auch wandlungsfähige Produktionsanlagen benötigt (BRECHER ET AL. 2010). In diesem Umfeld gewinnen seit Jahren das Produktionswerkzeug Laser und die damit verbundenen Laserstrahlfertigungsverfahren aufgrund der hohen Leistungsintensität, der hohen Flexibilität durch die berührungslose Wirkweise und der guten Automatisierbarkeit an Bedeutung. Dies belegen auch die jährlichen Wachstumsraten für Lasersysteme zur Materialbearbeitung. Nachdem im Krisenjahr 2009 aufgrund des Konjunkturunbruchs der Brachenumsatz um 44 % zurückgegangen ist (MAYER 2010), stieg im Jahr 2010 das konsolidierte Produktionsergebnis deutscher Hersteller von Lasersystemen bei einem Brachenumsatz von 569 Mio. Euro wieder im Vergleich zum Vorjahr um 57 % an (HEIN 2011, BRAUN ET AL. 2011). Der weltweite Markt für Lasersysteme zur Materialbearbeitung umfasst inzwischen ein Volumen von 10 % des Werkzeugmaschinenmarktes (MAYER 2010).

In der Produktionstechnik werden Lasersysteme zum Generieren, Abtragen, Trennen, Zerspannen und Fügen industriell eingesetzt. Insbesondere das Laserstrahlschweißen konnte sich in den letzten Jahren in wichtigen Branchen, wie im Fahrzeug- und Anlagenbau sowie in der Elektronikfertigung und der Feinwerktechnik, als Schweißverfahren etablieren. Beim Laserstrahlschweißen ergeben sich eine Reihe von Vorteilen, die sich auf:

- die Funktion der Fügeverbindung,
- die Bauteilkonstruktion und
- insgesamt die Fertigungstechnik

beziehen. Aufgrund der meist linienförmig ausgebildeten Schweißverbindung ergeben sich **funktional** höhere Nahtfestigkeiten und insgesamt eine verbesserte

Struktursteifigkeit. Zudem verursacht die Wärmeeinbringung durch den Laserstrahl eine kleine Wärmeeinflusszone und somit eine reduzierte Schwächung des Grundwerkstoffs. Aus Sicht der **Konstruktion** können Bauteile im Hinblick auf die Bauteilmasse optimal gestaltet werden, da lediglich eine einseitige Zugänglichkeit zur Schweißstelle und geringere Flanschbreiten erforderlich sind. Wegen der reduzierten Wärmeeinbringung und des damit minimierten Bauteilverzugs sowie der hohen Festigkeitskennwerte einer Lasernaht können außerdem im Bauteil zusätzliche Verstärkungselemente oftmals entfallen. **Fertigungstechnische Vorteile** ergeben sich hauptsächlich durch die gute Automatisierbarkeit des Verfahrens, die qualitativ hochwertigen Nahtgüten und die geringen Taktzeiten aufgrund der hohen Prozessgeschwindigkeiten.

Obwohl dem Verfahren Laserstrahlschweißen aufgrund der Vielzahl an Vorteilen hohe Zuwachsraten und ein großes Anwendungspotential vorausgesagt werden, konnte der Markt des Laserstrahlschweißens in der Vergangenheit nie mehr als 10 % bis 20 % des gesamten Lasermarktes einnehmen (BELFORTE 2006, LEIBINGER ET AL. 2010). Einsatzhemmnisse stellten bislang die hohen Investitionskosten für Laseranlagen, der hohe Energieverbrauch und das schlechte Verhältnis aus Laserstrahlleistung und Strahlqualität dar. Die Einführung industrietauglicher Scheiben- und Faserlaser bedeutete jedoch in den letzten Jahren eine große technische Neuerung für die Laserstrahlschweißtechnik, da jetzt Lasersysteme mit hoher Strahlqualität und hohen Laserstrahlleistungen zu gleichzeitig niedrigeren Investitionskosten sowie verbesserter Energieeffizienz zur Verfügung stehen. Dadurch wurden neue Märkte in Branchen erschlossen, für die die Investitionskosten bisheriger lampen- und diodengepumpter Festkörperlasersysteme zu hoch waren. Zudem wurden z.B. im automobilen Karosseriebau neue Schweißapplikationen mit gesteigerter Produktivität möglich. Somit stellt jetzt auch dort das Laserstrahlschweißen eine sinnvolle wirtschaftliche Alternative zu herkömmlichen, etablierten Schweißverfahren dar.

Ein Ansatz zur Steigerung der Produktivität von Laserstrahlschweißanlagen ist die Reduzierung der gesamten Schweißzeit eines Bauteils durch die Vergrößerung des Arbeitsabstandes bzw. der Brennweite gegenüber dem konventionellen Laserstrahlschweißen (HAMMER ET AL. 2006, DEBSCHÜTZ ET AL. 2005, HORNIG ET AL. 2002, BERGMANN 2009B). Diese Technik wird wegen der großen Brennweiten von üblicherweise mehr als 300 mm (THOMY ET AL. 2004) als *Remote-Laserstrahlschweißen* (RLS) bezeichnet. Laut einer Studie aus der Automobilindustrie kann durch das Verfahren RLS im Vergleich zum Widerstands-

Punktschweißen der benötigte Flächenbedarf um 50 % und die Prozesszeit um bis zu 60 % gesenkt werden (MCKINSEY & COMPANY 2006).

Bedingt durch die großen Arbeitsabstände führen beim RLS kleine Strahlauslenkungen bereits zu einer deutlich größeren Versatzbewegung des Laserstrahls auf dem Bauteil. Die Strahlauslenkung kann zudem durch dynamische Strahlauslenkungssysteme wie Scannersysteme mit hohen Geschwindigkeiten realisiert werden. Damit werden flexible Nahtgeometrien (I-, C- und S-Nähte) bei gleichzeitig sehr kurzen Versatzzeiten des Laserstrahls zwischen zwei Schweißnähten möglich. Dies führt zu einer erhöhten Bearbeitungs- und Anlagenflexibilität. Ein weiterer positiver Aspekt der langen Brennweiten beim RLS ist die Minimierung der Verunreinigungen auf der Schweißoptik durch Spritzer und die verringerte Kollisionsgefahr zwischen Optik und Anlagenperipherie. Damit reduziert sich bei einer RLS-Anlage der Wartungsaufwand.

Trotz der Vielzahl an Vorteilen ist das Marktpotenzial des RLS von prognostizierten 8 % aller Fügeverfahren im Automobilbau (MCKINSEY & COMPANY 2006) im Jahr 2015 bei Weitem noch nicht ausgeschöpft. Einsatzhemmnisse bestehen derzeit aufgrund der aufwendigen Spann- und Sicherheitstechnik, der komplexen Anlagenprogrammierung und -simulation sowie der komplexen Prozesssensorik und Qualitätssicherung. Außerdem existiert kein umfassendes Modell zur Beschreibung des RLS-Prozesses und zum Einfluss der spezifischen Prozessparameter auf die Schweißnahtqualität.

Nach HAMMANN ET AL. (2010) basiert jedoch eine Technologiebeherrschung auf einem fundierten Prozessverständnis. Nur dieses erschließt eine zielgerichtete Weiterentwicklung eines Fertigungsprozesses hin zu höheren Qualitätsniveaus, die eine Substitution konventioneller Technologien und Prozessketten ermöglicht. Zusätzlich führt ein umfassendes Prozessverständnis zu einem optimalen an den physikalischen Grenzen orientierten Prozessablauf und lässt eine kostenoptimale Systemauslegung ohne die Notwendigkeit teurer Sicherheitsreserven zu.

Vor diesem Hintergrund ist es Gegenstand und Zielsetzung dieser Arbeit, durch ein empirisches Prozessmodell zum RLS dieses potentialträchtige Verfahren in erhöhtem Umfang der produktionstauglichen und wirtschaftlichen Nutzung zugänglich zu machen. Dazu sollen zuerst wichtige Prozessparameter beim RLS mit brillanten Hochleistungslasern analysiert und dann der Zusammenhang zwischen den Hauptprozessparametern des RLS und der Schweißnahtqualität theoretisch und experimentell untersucht werden. Die ermittelte Wissensbasis dient

einerseits als eine Eingangsgröße für eine versatzzeitoptimierte Offline-Bahnplanung zur automatisierten Bewegungsführung von Handhabungssystemen und andererseits ermöglicht sie Anwendern den RLS-Prozess in der Produktion effizient und aufwandsarm einzustellen.

1.2 Vorgehensweise und Gliederung der Arbeit

Die vorliegende Arbeit gliedert sich inklusive der Einleitung und Zusammenfassung in sieben Kapitel (siehe Abbildung 1).

In **Kapitel 2** werden die zum Verständnis der Arbeit notwendigen Grundlagen und Definitionen zum Laserstrahlschweißen vorgestellt. Dazu wird auf die speziellen Eigenschaften und die theoretischen Abbildungsverhältnisse der Laserstrahlung detailliert eingegangen. Im Anschluss daran wird das Prinzip der Strahlerzeugung beim Festkörperlaser anhand des systemtechnischen Aufbaus von Scheiben- und Faserlaser beschrieben. Zudem werden vor dem Hintergrund der hohen Strahlbrillanz die Strahlformung in einer Bearbeitungsoptik und die dabei auftretenden thermischen Fokusverschiebungen erläutert. Als Basis des Laserstrahlschweißens werden dann zunächst die Absorption von Laserstrahlung im Werkstück und darauf aufbauend die unterschiedlichen Modellansätze zur Beschreibung sowie zur Analyse des Tiefschweißprozesses beschrieben. Abschließend werden unter Einbezug der Grundlagen aus diesem Kapitel die wichtigsten Prozessparameter und Kenngrößen beim Laserstrahlschweißen zusammengefasst.

Im anschließenden **Kapitel 3** wird aufbauend auf den Grundlagen zum Laserstrahlschweißen eine allgemeine Definition des RLS entwickelt und die spezifische Anlagentechnik dargestellt. Die wesentlichen Einflussparameter auf den RLS-Prozess werden durch die Analyse des Standes der Technik identifiziert und diskutiert. Anhand der Ergebnisse dieses Abschnittes wird der Handlungsbedarf für die Arbeit abgeleitet.

Die verwendete Versuchsmethodik mit der Versuchsplanung, der Versuchsauswertung und der Laserstrahlschweißanlage sowie die untersuchten Werkstoffe und Fertigungszustände werden in **Kapitel 4** aufgezeigt. Außerdem wird der entwickelte Versuchsaufbau zur seitlichen Analyse der Dampfkapillargeometrie vorgestellt.

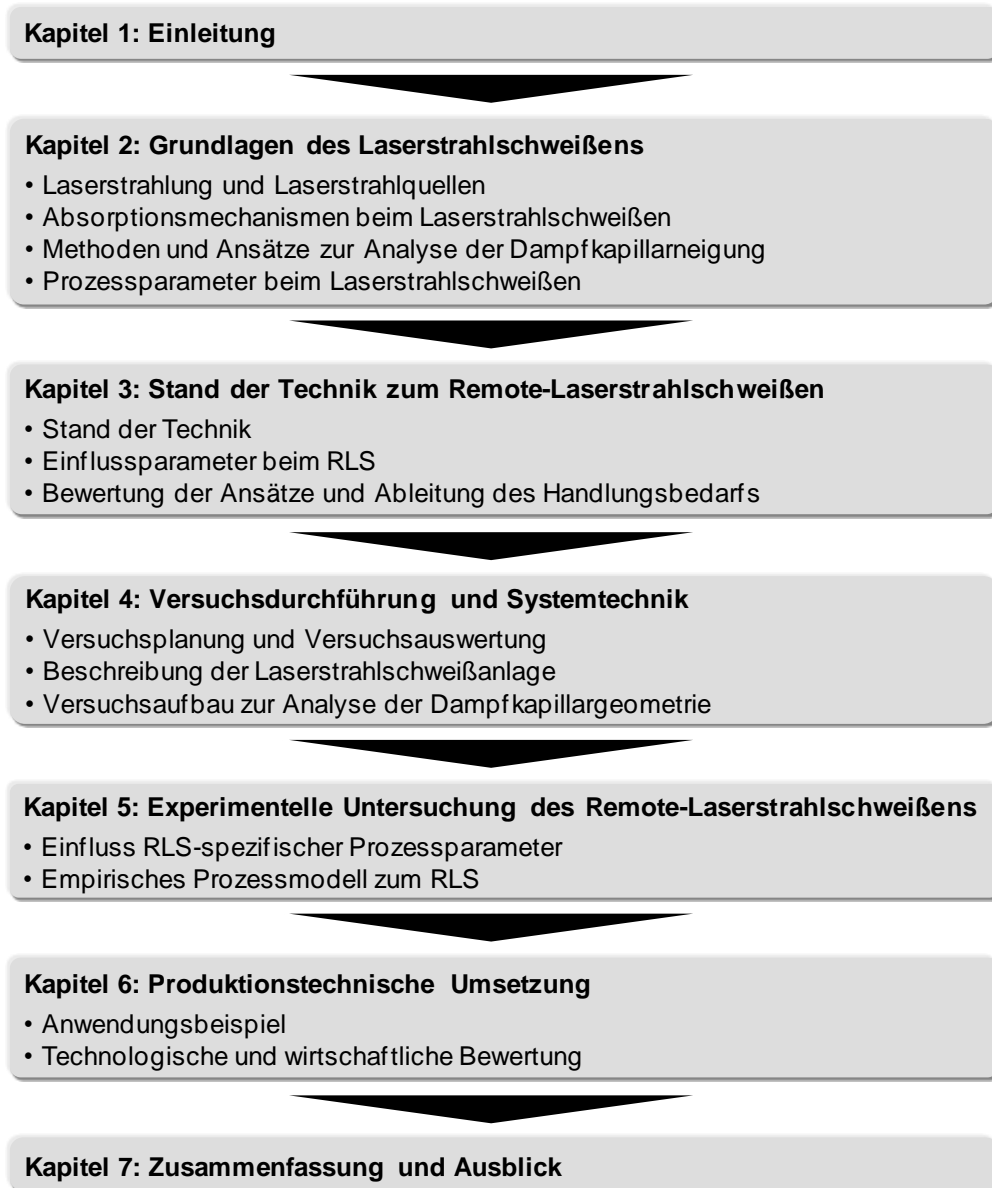


Abbildung 1: Gliederung der Arbeit

Die Versuchsergebnisse und das ermittelte Prozessverhalten beim RLS mit einem 8-kW-Faserlaser werden in **Kapitel 5** behandelt. Der Schwerpunkt dieser Untersuchung liegt auf dem Einfluss der hohen Laserstrahlleistung und der wesentlichen RLS-Prozess- und Systemparameter, wie z.B. der Strahlanstellung und der Fokuslage. Den Abschluss des Ergebniskapitels bildet die Beschreibung des entwickelten empirischen Prozessmodells zum RLS. In **Kapitel 6** werden die Erkenntnisse auf ein Anwendungsbeispiel übertragen. Neben der Beschreibung der Prozess- und Systemtechnik wird der technologische und wirtschaftliche Nutzen nachgewiesen. Den Abschluss der Arbeit bildet **Kapitel 7** mit einer Zusammenfassung der wesentlichen Erkenntnisse und dem Ausblick auf zukünftige Handlungsfelder.

2 Grundlagen des Laserstrahlschweißens

2.1 Allgemeines

In diesem Kapitel werden die für den Fortgang der Arbeit erforderlichen Grundlagen zur Laserstrahlung, zur Systemtechnik und zum Laserstrahlschweißen beschrieben. Dazu werden zuerst wesentliche Eigenschaften und formelmäßige Zusammenhänge der auf das Werkstück im Schweißprozess einwirkenden Laserstrahlung aufgezeigt. Darauf aufbauend wird das Prinzip der Laserstrahlungserzeugung beim Festkörperlaser anhand des systemtechnischen Aufbaus beim Scheiben- und beim Faserlaser, als typische Laserstrahlquellen zum Remote-Laserstrahlschweißen, erklärt. Zudem werden vor dem Hintergrund der hohen Strahlbrillanz beim RLS die Strahlformung in einer Bearbeitungsoptik und die dabei auftretenden thermischen Fokusverschiebungen erklärt. Im Anschluss wird der Begriff *Laserstrahlschweißen* allgemein erläutert und es werden im Detail die Absorptionsvorgänge bei einfallender Laserstrahlung im Werkstück dargestellt. Zur Komplexitätsreduzierung und zum grundlegenden Verständnis werden unterschiedliche Modellansätze zur Beschreibung sowie zur Analyse des Tief-schweißprozesses diskutiert. Abschließend werden unter Einbezug der Grundlagen aus diesem Kapitel die wichtigsten Prozessparameter und Kenngrößen beim Laserstrahlschweißen zusammengefasst. Dies bildet die Wissensbasis zur detaillierteren Betrachtung des Remote-Laserstrahlschweißens im nächsten Kapitel.

2.2 Laserstrahlung

Der Begriff *Laserstrahlung* charakterisiert monochromatische, kohärente elektromagnetische Strahlung, welche von einem technischen Gerät, dem *Laser*, emittiert wird. Das Akronym LASER „Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation“ beschreibt dabei den physikalischen Vorgang der Verstärkung von Licht durch erzwungene Aussendung von Strahlung, der so genannten stimulierten Emission. Laut dieser Definition sendet ein *Laser* also *Laserlicht* aus. *Licht* wird im allgemeinen Sprachgebrauch als Ausdruck für den sichtbaren Wellenlängenbereich zwischen 400 nm und 700 nm verwendet. Deshalb war diese Beschreibung für den ersten durch Maiman (MAIMAN 1960) entwickelten Rubinlaser mit der Hauptemissionswellenlänge von 694,3 nm noch zutreffend. Heutige Lasersysteme emittieren hingegen, je nach Aufbauprinzip, sowohl sichtbare als

auch unsichtbare ultraviolette oder infrarote Anteile der optischen Strahlung, weshalb das Akronym *Laser* oft irreführend verstanden werden kann. Wissenschaftlich exakt müsste deshalb das Akronym *Laser* an neuartige Lasersysteme angepasst und der Begriff *Licht* durch den Überbegriff *optische oder elektromagnetische Strahlung* ersetzt werden (HENDERSON ET AL. 2004). Gesellschaftlich ist dies aufgrund der technischen Entwicklung und der sprachlichen Akzeptanz des Wortes *Laser* jedoch nicht zielführend und wird in dieser Arbeit daher nicht weiter verfolgt.

Im Folgenden werden einige wesentliche Größen und formelmäßige Zusammenhänge für die Charakterisierung und Fokussierung von Laserstrahlung hergeleitet. Im Wesentlichen unterscheidet sich Laserstrahlung durch die Kohärenz, die Monochromasie und die geringe Divergenz von Strahlung bzw. Licht aus konventionellen Strahlungsquellen wie z. B. Glühlampen (SUTTER 2002).

Für die Materialbearbeitung mit dem Strahlwerkzeug Laser ist dabei die geringe Strahldivergenz θ_i ausschlaggebend. Sie beschreibt die Zunahme des Strahldurchmessers d_f mit zunehmendem Abstand von der Strahltaile (siehe Abbildung 2). Das Produkt aus dem Strahlradius w_f und Strahldivergenz θ_f wird als Strahlparameterprodukt (SPP) bezeichnet und dient als wellenlängenunabhängige Kennzahl für die Beschreibung der Strahlqualität q anhand absoluter Propagationsgrößen:

$$\text{SPP} = \frac{1}{2} \cdot \theta_f \cdot w_f = \frac{1}{4} \cdot \theta_f \cdot d_f = q. \quad (1)$$

Ein Laserstrahl mit hoher Strahlqualität q wird durch eine geringe Strahldivergenz bei gleichzeitig geringem Strahldurchmesser charakterisiert. Gleichzeitig bedeutet dies nach Formel (1) ein geringeres SPP. Werden zwei Laserstrahlen mit unterschiedlicher Strahlqualität q_1 und q_2 ($q_1 < q_2$) miteinander verglichen, so hat der Laserstrahl mit der größeren Strahlqualität q_1 z.B. bei einem konstanten Strahldurchmesser eine geringere Divergenz oder bei einer konstanten Divergenz einen reduzierten Strahldurchmesser.

Die Strahlqualität bzw. das SPP bleibt bei Strahltransformationen durch aberrationsfreie¹ optische Elemente zur Strahlumformung, -umlenkung, -fokussierung oder -aufweitung über den gesamten Strahlengang konstant (HÜGEL ET AL. 2009) (siehe Abbildung 2):

¹ Aberrationsfreie optische Elemente bilden einen Strahl ohne Abweichungen von einer idealen optischen Abbildung durch ein optisches System ab.

$$\theta_0 \cdot w_0 = \theta_f \cdot w_f = \text{const.} \quad (2)$$

Wird die Strahldivergenz vergrößert, dann verringert sich der Strahltaillendurchmesser und umgekehrt.

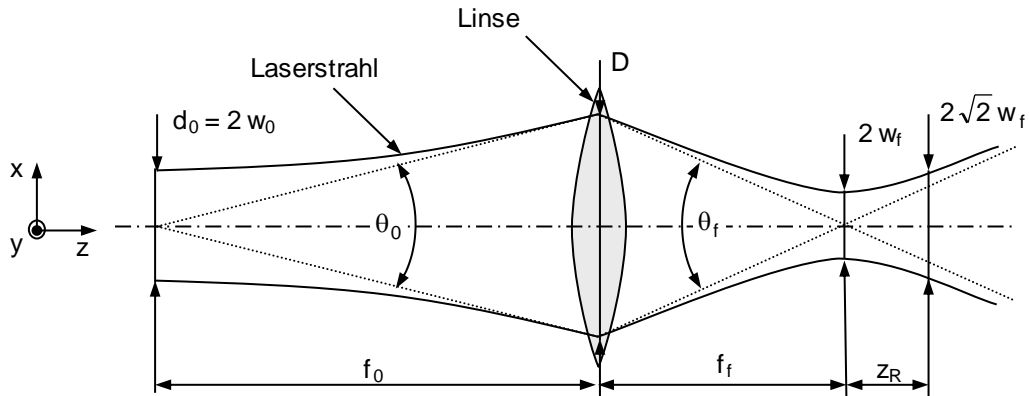


Abbildung 2: Abhängigkeit des Strahldurchmessers von der Divergenz

Für einen idealen Laserstrahl im Grundmode der s.g. TEM₀₀-Mode² (transversal-elektro-magnetisch) mit einer Gauß-förmigen Intensitätsverteilung in der Strahltaille und der Wellenlänge λ erreicht die Strahlqualität den physikalischen Maximalwert an der Beugungsgrenze mit:

$$(\text{SPP})_{00} = \frac{\lambda}{\pi} \quad (3)$$

Aufgrund der Beziehungen in (2) und (3) kann der Strahlradius $w(z)$ für jeden Abstand z vom Strahltaillendurchmesser w_0 berechnet werden durch (EICHLER ET AL. 1998):

$$w(z) = w_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\lambda \cdot z}{\pi \cdot w_0^2}\right)^2} = w_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{z}{z_R}\right)^2} \quad (4)$$

Die Rayleighlänge z_R

$$z_R = \frac{\pi \cdot w_0^2}{\lambda} \quad (5)$$

stellt eine weitere wichtige Größe zur Charakterisierung von Laserstrahlung für die Lasermaterialbearbeitung dar. Sie ist definiert durch den Abstand von der Strahltaille, innerhalb dessen sich die Strahlfläche verdoppelt bzw. sich der

² TEM_{mn}: Bezeichnung für transversal-elektro-magnetische Mode mit $m = 0$ Knoten in vertikaler und $n = 0$ Knoten in horizontaler Richtung. Damit weist das Lichtfeld dieser Mode eine gleichförmige und strukturlose Intensitätsverteilung auf.

Strahldurchmesser um das $\sqrt{2}$ -fache vergrößert und der Strahl den größten Krümmungsradius aufweist.

Für große Abstände von der Strahltaile ($z \gg z_R$) wächst der Strahlradius $w(z)$ annähernd linear mit z an, wodurch sich der formelmäßige Zusammenhang aus (4) vereinfacht zu:

$$w(z) \approx \frac{\lambda \cdot z}{\pi \cdot w_0}. \quad (6)$$

Im praktischen Betrieb wird das SPP durch Störfaktoren wie z.B. das Auftreten von Amplituden- und Phasenstörungen aufgrund eines endlichen und ggf. inhomogenen Temperaturgradienten im laseraktiven Medium oder das Überlagern und Ausbilden von Teilstrahlen vergrößert. Diese Verschlechterung der Strahlqualität bei einem realen Laserstrahl wegen auftretender Beugungseffekte wird durch die Beugungsmaßzahl M^2 ausgedrückt. Sie ist das Verhältnis des Strahlparameterproduktes eines realen Laserstrahls zum Strahlparameterprodukt $(SPP)_{00}$ eines idealen Gauß-förmigen Laserstrahls in der Grundmode:

$$M^2 = \frac{1}{K} = \frac{SPP}{(SPP)_{00}}. \quad (7)$$

Der Reziprokwert K wird als Strahlpropagationsfaktor bezeichnet und stellt eine weitere dimensionslose Größe zum Vergleich der Strahlqualität verschiedener Laserstrahlen dar (DIN EN ISO 11145). Für einen idealen Gauß-förmigen Laserstrahl ist demzufolge $M^2 = K = 1$. Für das Strahlparameterprodukt und die Strahlqualität eines realen Laserstrahls gilt hingegen mit (3) und (6):

$$SPP = M^2 \cdot \frac{\lambda}{\pi} = \frac{1}{2} \cdot \theta_i \cdot w_i. \quad (8)$$

Mit (4), (5) und (8) können der Strahlradius $w(z)$ an der Stelle z

$$w(z) = w_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{M^2 \cdot \lambda \cdot z}{\pi \cdot w_0^2}\right)^2} = w_0 \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{SPP \cdot z}{w_0^2}\right)^2} \quad (9)$$

und die Rayleighlänge

$$z_R = \frac{\pi \cdot w_0^2}{M^2 \cdot \lambda} = \frac{w_0^2}{SPP} \quad (10)$$

von realen Laserstrahlen hergeleitet werden (STEEN 2003). Mit (9) und (10) wird deutlich, dass, je größer die Strahlqualität eines Laserstrahls bzw. je geringer das

SPP bei gleichem Strahlradius w_0 ist, desto kleiner ist der realisierbare Strahlradius $w(z)$ und umso größer ist die resultierende Rayleighlänge z_R .

Bei einer Fokussierung der Laserstrahlung durch eine Fokussierlinse (Abbildung 2) mit der Brennweite f und dem Strahldurchmesser D auf der Linse ergibt sich mit einer paraxialen Näherung³ für den Winkel $\tan \theta \approx \theta \approx D/f$ und Formel (8) der Strahltaillenradius w_f und die Rayleighlänge z_R :

$$w_f(f) \approx \frac{2 \cdot M^2 \cdot \lambda \cdot f}{\pi \cdot D} \quad (11)$$

$$z_R \approx \frac{2 \cdot w_f \cdot f}{D}. \quad (12)$$

Da alleine mit der Strahlqualität keine Aussage über die realisierbare Laserstrahlleistung einer Laserstrahlquelle getroffen werden kann, wird in diesem Zusammenhang die Strahlbrillanz B als weitere Kennzahl verwendet. Sie ist definiert als die optische Laserstrahlleistung P_L , die von einer bestimmten Emissionsfläche A in einen bestimmten Raumwinkel Ω_0 ausgestrahlt wird (BERGMANN ET AL. 1993, EICHLER ET AL. 1998). Nach PASCHOTTA (2008) kann die Strahlbrillanz bei der Laserstrahlleistung P_L , einer kreisförmigen Emissionsfläche A_0 und dem Raumwinkel Ω_0 sowie einer Umrechnung mit Formel (8) definiert werden zu:

$$B = \frac{P_L}{A_0 \cdot \Omega_0} = \frac{P_L}{\pi \cdot w_0^2 \cdot \pi \cdot \theta_0^2} = \frac{P_L}{4 \cdot \lambda^2 \cdot (M^2)^2} = \text{const.} \quad (13)$$

Ebenso wie das Strahlparameterprodukt ist mit (13) auch die Strahlbrillanz eine konstante Erhaltungsgröße bei der Ausbreitung und der aberrationsfreien Transformation der Laserstrahlung und kann zur Charakterisierung von Laserstrahlquellen verwendet werden. Über die quadratische Abhängigkeit der Strahlbrillanz von der Strahlqualität wird deutlich, dass die Strahlbrillanz für eine Laserstrahlquelle wesentlich effizienter über die Strahlqualität als über die Strahlleistung verbessert werden kann (RIESBECK 2005). Um im praktischen Einsatz unterschiedliche Optik- und Laserkonfigurationen vergleichen zu können, ist es des Weiteren vorteilhaft, die Brillanz wellenlängenunabhängig darzustellen. Dazu kann die Strahlbrillanz mit Hilfe von Formel (11) und Formel (12) ausgedrückt werden zu (VERHAEGHE ET AL. 2005):

³ In der paraxialen Näherung werden nur Strahlen betrachtet, die nahe der Spiegelachse und in einem kleinen Winkel zu ihr verlaufen (paraxiale Strahlen) (MESCHÉDE 2008). Somit kann $\tan \theta \approx \theta$ gesetzt werden.

$$B = \frac{P_L \cdot f^2 \cdot 4}{\pi^2 \cdot w_f^2 \cdot D^2} \quad (14)$$

2.3 Laserstrahlquellen

Zur Erzeugung der Laserstrahlung werden prinzipiell ein optischer Resonator, ein laseraktives Medium und eine Pumpenergiequelle benötigt. Der optische Resonator besteht dabei im Allgemeinen aus zwei parallel angeordneten Spiegeln, von denen einer vollreflektierend und einer teildurchlässig ausgeführt ist. Der Laserstrahl wird zwischen den beiden Resonatorspiegeln im laseraktiven Medium durch die Anregung mit einer Pumpenergiequelle gebildet. Die Anordnung der beiden Resonatorspiegel bewirkt eine Mehrfachrückkopplung der Laserstrahlung im Resonator und es bildet sich eine stehende Strahlungswelle zwischen den Resonatorspiegeln aus. Durch die so genannte stimulierte Emission im laseraktiven Medium wird die Laserstrahlung immer weiter verstärkt, bis der Leistungszuwachs innerhalb des Resonators durch die Anzahl der vorhandenen angeregten Atome und die immer stärker ansteigenden Verluste begrenzt wird (SUTTER 2002). Über den teildurchlässigen Spiegel wird ein vom Reflexionsgrad des Spiegels abhängiger Anteil der im Resonator erzeugten Laserstrahlung ausgekoppelt. Die Energie zur Anregung der Atome oder der Moleküle im laseraktiven Medium muss von außen durch den so genannten Pumpprozess zugeführt werden.

Eine Einteilung der unterschiedlichen Lasersysteme kann nach mehreren Kriterien erfolgen. Je nach Gesichtspunkt können z.B. die Betriebsart (Dauerstrich- oder Impulsbetrieb), der Pumpprozess (optisches Pumpen, Energieübertragung durch Stoß, Ladungsträgerinjektion oder Gasentladung) oder das laseraktive Medium betrachtet werden. Da die Art bzw. der Aggregatzustand des laseraktiven Mediums entscheidend den Aufbau der Laserstrahlquelle festlegt, ist jedoch die Klassifizierung in die Hauptgruppen Gaslaser, Festkörperlaser und Flüssigkeitslaser (SUTTER 2002) am meisten verbreitet. In der industriellen Lasermaterialbearbeitung werden aus diesen Hauptgruppen vorwiegend CO₂-Laser (Gaslaser) sowie Dioden-, Nd:YAG-, Scheiben- und Faserlaser (Festkörperlaser) verwendet. Aufgrund der flexiblen Strahlführung durch Lichtleitkabel (LLK), der hohen Wirkungsgrade, der hohen Strahlqualität sowie der hohen realisierbaren Ausgangsleistungen haben in den letzten Jahren Scheiben- und Faserlaser an Bedeutung für das Laserstrahlschweißen von Metallen gewonnen.

In diesem Zusammenhang wird oft von einer brillanten Laserstrahlquelle gesprochen, wobei bis heute in der Literatur keine eindeutige Klassifizierung existiert, ab wann ein Lasersystem brillante Strahleigenschaften aufweist und ab wann es weniger brillant ist. In Abschnitt 3.3.2 wird dieser Begriff und die Einteilung nach brillanten Strahlquellen in Verbindung mit dem Remote-Laserstrahlschweißen detaillierter betrachtet.

2.3.1 Scheibenlaser

Der Scheibenlaser ist eine systemtechnische Weiterentwicklung des Festkörperlaser, bei der das laseraktive Medium nicht wie beim Nd:YAG- bzw. beim Stab- laser als Stab, sondern als eine dünne hochdotierte Yb:YAG-Scheibe mit einer Dicke von 0,1 bis 0,3 mm ausgeführt ist. Zur flächigen Kühlung ist diese in Richtung der Strahlachse direkt auf eine Wärmesenke montiert (BUDZINSKI 2002). Durch das günstige Verhältnis von gekühlter Scheibenstirnfläche zum Scheibenvolumen kann eine sehr effektive Kühlung realisiert und es können so Temperaturgradienten quer zur Strahlrichtung, welche durch das Ausbilden einer thermischen Linse zu einer Verschlechterung der Strahlqualität führen, vermieden werden (STEWEN 2000). Die vollreflektierende, gekühlte Rückseite der Laserkristallscheibe fungiert gleichzeitig als Resonatorspiegel, der den Laserstrahl durch die Rückkopplung in das laseraktive Medium verstärkt. Die Scheibe wird von vorne über einen fokussierenden Parabolspiegel mittels Diodenlaserstrahlung gepumpt und angeregt. Die beim Durchlauf der Scheibe nicht absorbierte Pumpstrahlung wird durch die reflektierende Rückseite erneut durch das laseraktive Medium in Richtung des Parabolspiegels gelenkt und von dort über ein optisches System, bestehend aus Umlenkspiegeln und Parabolspiegel, mehrmals wieder auf die Kristallscheibe abgebildet. Die Vorderseite des Kristalls ist daher sowohl für die Laserwellenlänge als auch für die Pumpwellenlänge entspiegelt beschichtet (GIESEN ET AL. 2003). Insgesamt werden durch 32 Pumpstrahldurchgänge bis zu 90 % der Pumpstrahlung im Kristall absorbiert. Kommerziell verfügbare Scheibenlasersysteme erzeugen derzeit mit 6 Pumpmodulen eine maximale Laserstrahlleistung von 4 kW pro Scheibe (BROCKMANN 2009B).

Die Skalierung der Laserstrahlleistung erfolgt beim Scheibenlaser durch eine Vergrößerung des gepumpten Durchmessers auf der Scheibe und durch Verwendung mehrerer Scheiben im Resonator. Der Gesamtwirkungsgrad beträgt etwa 25 %.

2.3.2 Faserlaser

Das laseraktive Medium eines Faserlasers besteht aus einer dünnen mit Nd^{3+} , Er^{3+} oder Yb^{3+} dotierten Glasfaser aus hochreinem Quarzglas, die durch zusätzliches Dotieren mit Germanium, Aluminium und Phosphor eine erhöhte Brechzahl im Faserkernbereich aufweist. In dieser sogenannten Stufenindexfaser wird die Laserstrahlung durch den Mechanismus der Totalreflexion im Kern der Faser geführt. Zur energetischen Anregung des Laserprozesses wird die Pumpstrahlung entweder direkt in den laseraktiven Kern oder über eine Doppelkernfaser eingekoppelt. Durch die direkte Einkopplung der Pumpstrahlung in den laseraktiven Kern können hohe Pumpleistungsdichten, kurze Absorptionslängen und eine Grundmode-Laserstrahlung erzeugt werden (ZINTZEN 2008). Allerdings erfordert dies Strahlquellen mit hoher Strahlqualität, weshalb als Pumpquellen Singlemode-Dioden- oder Singlemode-Faserlaser mit hoher Strahlqualität verwendet werden und damit die Ausgangsleistungen beschränkt sind (ZELLMER ET AL. 2005). Durch die Verwendung von Doppelkernfasern (siehe Abbildung 3), bei denen der laseraktive Kern koaxial von einem größeren Pumpkern umgeben ist, kann Pumpstrahlung aus Quellen mit geringer Strahlqualität und hoher Leistung, wie z.B. Halbleiterlaserdioden, effizient eingekoppelt werden. Die breitbandigen Multimoden-Laserpumpdioden werden entweder direkt oder seitlich über sogenannte Multimodenkoppler an die Doppelkernfaser angespleißt. Die Pumpstrahlung propagiert auf der gesamten Faserlänge im Pumpkern und regt den Laserprozess durch Einkopplung in den aktiven Kern an.

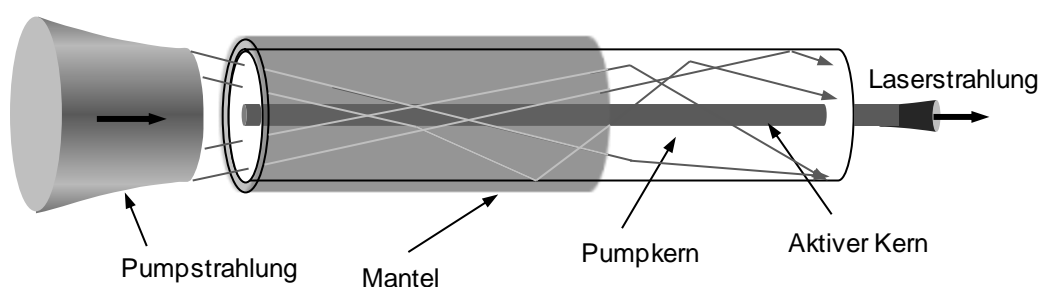


Abbildung 3: Aufbau einer Doppelkernfaser (ZELLMER 2006)

Bei Doppelkernfasern mit einem runden Querschnitt des Pumpkerns werden jedoch hauptsächlich Meridional-Strahlen⁵ im aktiven Kern absorbiert. Die eben-

⁴ Metalle der Seltenen Erden o.a. Seltenerdmetalle

⁵ Meridional-Strahlen verlaufen in Ebenen, die die Faserachse enthalten (SALEH ET AL. 2008)

falls auftretenden Helix-Strahlen⁶ treffen diesen nicht (TÜNNERMANN 2000). Eine Steigerung der Absorption in der Doppelkernfaser kann z.B. durch einen Symmetriebruch des Pumpkerns erreicht werden. Dies verursacht eine chaotische Ausbreitung des Pumplichts und unterdrückt die Helix-Strahlen. Mit Pumpkerngeometrien in Rechteck- und D-Form kann so bereits bei kurzen Faserlängen ein hoher Absorptionsgrad erzielt werden.

Der Resonator wird meist aus in den Strahlengang des Faserkerns eingebrachten frequenzselektiven Faser-Bragg-Gittern⁷ gebildet. Andere Bauformen nutzen zusätzliche Spiegel oder die reflektierenden Faserendflächen (ZINTZEN 2008, REICHELT ET AL. 2007). Die Resonatorspiegel verhindern einerseits, dass die erzeugte Laserstrahlung in die Pumpdiode zurückstrahlt und koppeln andererseits einen Teil der Laserstrahlung über eine angespleißte, nicht laseraktiv dotierte Faser aus.

Die übertragbare Strahlungsleistung für eine einzelne Faser ist begrenzt, da durch die hohen Leistungsdichten im Faserkern und die großen Faserlängen der Brechungsindex der Fasern modifiziert werden kann oder nichtlineare Streuprozesse, wie die Raman⁸- und die Brillouin⁹-Streuung auftreten. Dies kann zur Reduzierung der Strahlqualität oder zur Zerstörung der Faser führen. Derzeit beträgt die Ausgangsleistung eines Singlemode-Faserlasersmoduls zwischen 800 W und 1400 W (THIEME 2008) (siehe Abbildung 4, oben).

Um die für die Materialbearbeitung benötigte Multikilowatt-Ausgangsleistung bereit zu stellen, müssen systemtechnisch die Pumpdiodenleistungen gesteigert oder die einzelnen Singlemode-Module in Reihe bzw. parallel geschaltet werden. Die maximalen Strahlleistungen bei der Reihenschaltung liegen bei 10 kW, wobei der Faserkerndurchmesser und die erzeugte Strahlqualität im Grundmode TEM_{00} nahezu konstant bleiben. Höhere Strahlleistungen bis zu 50 kW (IPG LASER GMBH 2010) werden durch inkohärente Überlagerung mehrerer Singlemode-Laserstrahlen realisiert. Dabei werden mehrere Singlemode-Module in ei-

⁶ Strahl, dessen Projektion auf die Faserstirnfläche einen Polygonzug bildet, der nicht geschlossen sein muss, aber innerhalb eines Zylinderrings bleibt (KÜHLKE 2007).

⁷ Periodische Brechzahlmodulationen, die mittels UV-Licht in einen photosensitiven Faserkern eingeschrieben werden (ZINTZEN 2008).

⁸ Unelastische Streuung von Licht an Atomen oder Molekülen (BERGMANN ET AL. 1993).

⁹ Optische Streuung, die auf einer Wechselwirkung zwischen optischen Wellen und akustischen Gitterschwingungen oder magnetischen Spinwellen beruht (MESCHÉDE 2008).

nem sogenannten Beam-Combiner an eine Feeding-Faser mit größerem Ausgangsdurchmesser gespleißt (Abbildung 4, unten). Dies führt jedoch zu einer Abnahme der Strahlqualität.

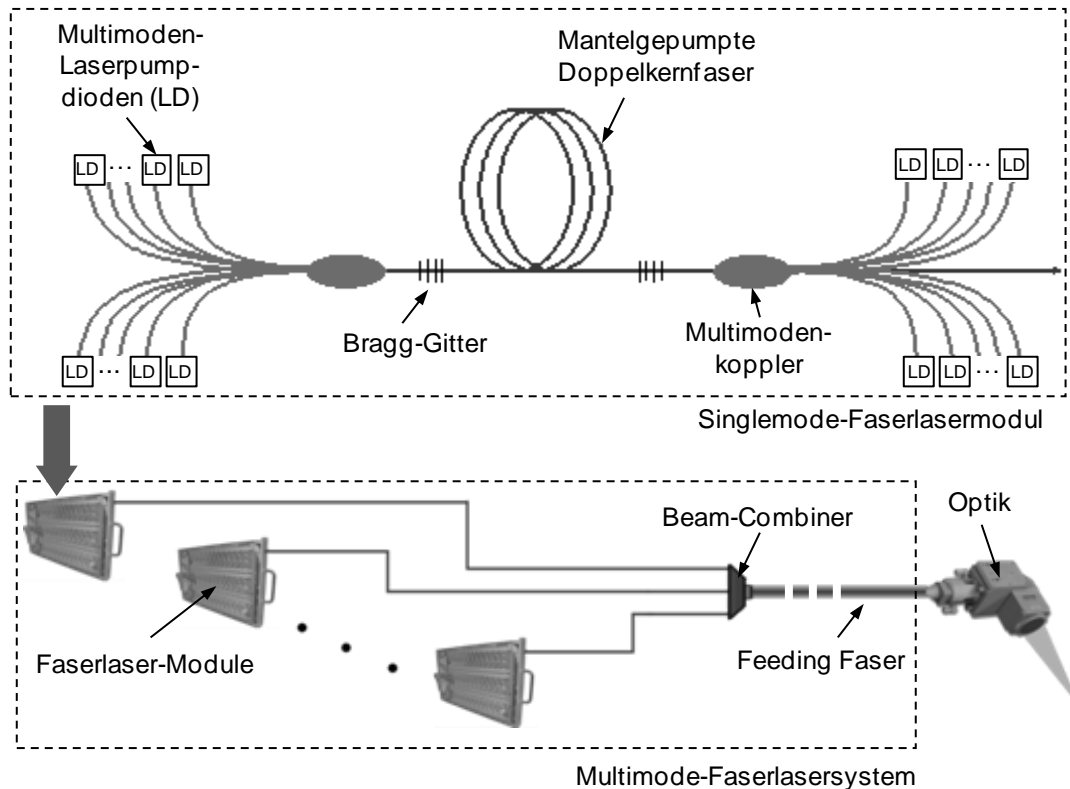


Abbildung 4: Aufbau eines Singlemode-Faserlasersmoduls (oben) und eines Multimode-Faserlasersystems (unten) (GAPONTSEV ET AL. 2002)

Im Vergleich zu anderen Laserkonzepten hat der Faserlaser den großen Vorteil, dass die Qualität des Laserstrahls nur von der Faserstruktur, d.h. vom Kerndurchmesser und vom Brechungsindexprofil, bestimmt wird. Thermische Linseneffekte durch Temperaturgradienten sind aufgrund der effektiven Kühlung der dünnen laseraktiven Faser über die gesamte Länge nahezu vernachlässigbar.

2.4 Strahlformung

2.4.1 Allgemeines

Die erzeugte Laserstrahlung wird bei Festkörper-Lasersystemen nahezu verlustfrei durch Lichtleitkabel (LLK), die auf dem Prinzip der Totalreflexion an der Grenzschicht zwischen Faserkern und -mantel basieren, zur Bearbeitungsoptik

transportiert. In der Bearbeitungsoptik wird der aus dem LLK austretende üblicherweise rotationssymmetrische Strahl durch in den Strahlengang eingebrachte optische Elemente geformt und es werden so die für die Materialbearbeitung notwendigen Strahleigenschaften wie Strahlmessungen, Strahlgeometrie und Leistungsdichteverteilungen eingestellt. Die Strahlformung erfolgt also durch eine Wechselwirkung des Strahls mit transmittierenden oder reflektierenden optischen Komponenten, die ihn aufweiten, fokussieren, ablenken oder seine Geometrie verändern.

2.4.2 Bearbeitungsoptik

Mit Hilfe der Gesetzmäßigkeiten der geometrischen Optik soll im Folgenden der Fokusbrenndurchmesser eines Laserstrahls beim Durchgang durch eine für das Laserstrahlschweißen typische Bearbeitungsoptik (Abbildung 5) hergeleitet werden.

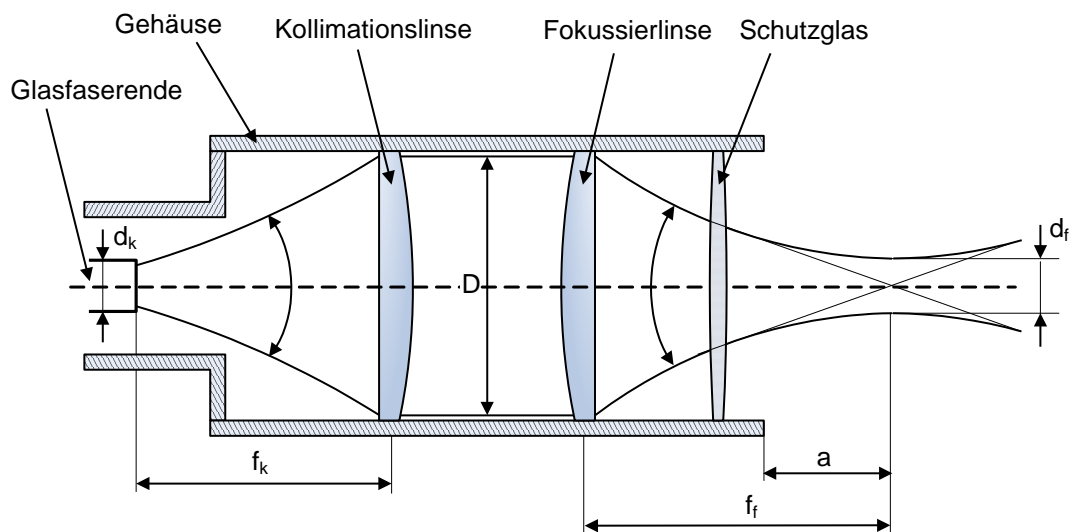


Abbildung 5: Prinzipieller Aufbau einer transmissiven Bearbeitungsoptik zum Laserstrahlschweißen mit Festkörperlaser

Der divergent aus dem LLK austretende Strahl wird über ein Linsensystem, bestehend aus einer Kollimation und einer Fokussierung, auf das Werkstück im so genannten Brennfleck fokussiert. Wenn die Faserstirnfläche des LLK in der Brennebene der Kollimation und die Brennebene der Fokussierung auf dem Werkstück liegt, so ergibt sich der Strahldurchmesser d_f mit (HÜGEL ET AL. 2009)

$$d_f = d_k \cdot \frac{f_f}{f_k} = d_k \cdot \beta. \quad (15)$$

Aus Formel (15) folgt, dass bei einer Verwendung von Festkörperlaser mit LLK eine bessere Strahlqualität zugunsten kleinerer Faserkerndurchmesser genutzt werden kann und sich somit der Laserstrahlfokussdurchmesser d_f bei einem konstanten Abbildungsverhältnis β verringert.

Für industrielle Remote-Laserstrahlschweißanwendungen im Blechdickenbereich zwischen 1 und 3 mm werden vorwiegend Fokussdurchmesser zwischen 400 μm und 900 μm verwendet. Handelsübliche Bearbeitungsoptiken arbeiten bei Faserkerndurchmessern $d_k \geq 200 \mu\text{m}$ mit Abbildungsverhältnissen zwischen 1 und 3 (WEDEL ET AL. 2006A, WEDEL ET AL. 2006B). Abbildungsverhältnisse größer als 3 bzw. Faserkerndurchmesser $d_k < 200 \mu\text{m}$ sind Sonderlösungen und werden aufgrund des großen zu erwartenden thermischen Fokusshifts (siehe Abschnitt 2.4.3) nur in Ausnahmefällen industriell eingesetzt.

In Abbildung 6 ist der Zusammenhang zwischen der Fokussierbrennweite f_f und dem Laserstrahldurchmesser d_f bei unterschiedlichen Strahlparameterprodukten in doppeltlogarithmischer Darstellung aufgetragen. Je kleiner das SPP bzw. je höher die Strahlqualität ist, desto kürzer ist die bei einem vorgegebenen Fokussdurchmesser realisierbare Fokussierbrennweite.

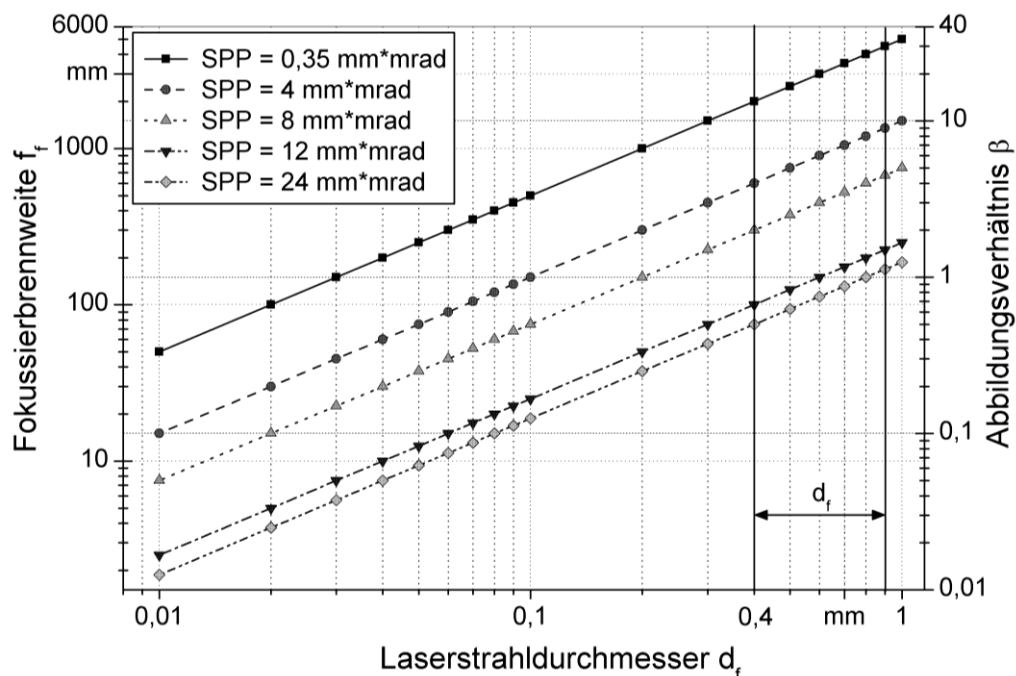


Abbildung 6: Theoretische Fokussierbedingungen mit Formel (15) bei unterschiedlichen Strahlqualitäten im Vergleich zu den Abbildungsverhältnissen β bei kommerziellen Bearbeitungsoptiken; $f_k = 150 \text{ mm}$

Somit ergeben sich bei einer Kollimationsbrennweite von $f_k = 150$ mm je nach Strahlparameterprodukt des verwendeten Lasersystems theoretische Fokussierbrennweiten zwischen $f_f = 150$ mm bei $SPP = 24$ mm·mrad und $f_f = 450$ mm bei $SPP = 8$ mm·mrad. Größere Fokussierbrennweiten und damit größere Arbeitsabstände lassen sich mit den in Abbildung 6 betrachteten Strahlparameterprodukten entweder durch eine Vergrößerung der Kollimationsbrennweite auf z.B. $f_k = 200$ mm oder durch Bearbeitungsoptiken mit größeren Abbildungsverhältnissen realisieren. Über die Formel (10) lassen sich des Weiteren sehr einfach die realisierbaren Rayleighlängen abschätzen.

Durch die industrielle Verfügbarkeit von Singlemode-Faserlasern mit Strahlparameterprodukten von $SPP = 0,35$ mm·mrad (siehe Abbildung 6) lassen sich aufgrund der optimalen Strahlqualität zwar theoretisch sehr große Fokussierbrennweiten realisieren. Allerdings führen die großen Abbildungsverhältnisse zu sehr aufwendigen und zugleich hinsichtlich thermisch bedingten Fokuslagenänderungen sehr anfälligen Bearbeitungsoptiken, die die Nutzung der Vorteile einer sehr langen Fokussierbrennweite oft nicht mehr rechtfertigen.

2.4.3 Thermisch induzierte Fokusänderung

Brillante Hochleistungs-Festkörperlaser für die Materialbearbeitung (Abschnitt 2.2) erreichen hohe Strahlqualitäten und gleichzeitig hohe Strahlleistungen, die konventionelle Bearbeitungsoptiken an ihre Belastungsgrenzen bringen. Jedes optische Element in einem Fokussiersystem absorbiert einen geringen Anteil der auftreffenden Laserstrahlung. Somit erwärmen sich die optischen Elemente in Abhängigkeit von der Laserstrahlleistung und der Bestrahlungszeit und es treten thermisch induzierte Effekte auf. Diese wirken sich auf die absolute Fokuslage des Brennflecks sowie auf die Fokusabmessungen aus (MÄRTEN ET AL. 2008). Die Verschiebung der Fokuslage des Brennflecks entlang der Strahlpropagationsrichtung wird in der Literatur auch als thermisch induzierter Fokusshift bezeichnet.

Für die Ausprägung dieser beiden Effekte ist neben der temperaturabhängigen geometrischen Ausdehnung der optischen Elemente hauptsächlich die Änderung des temperaturabhängigen Brechungsindexes verantwortlich. Näherungsweise kann die Fokuslagenänderung Δf aufgrund der absorbierten Laserstrahlleistung P_A einer dünnen Linse mit dem Durchmesser D und der Brennweite f anhand der

materialspezifischen Wärmeleitfähigkeit k_W und der Brechungsindexänderung über der Temperatur $\frac{dn}{dT}$ berechnet werden zu (MIYAMOTO ET AL. 1990):

$$\Delta f = - \left(\frac{2 \cdot P_A \cdot f^2}{\pi \cdot k_W \cdot D^2} \right) \cdot \frac{dn}{dT}. \quad (16)$$

Grundsätzlich reduziert sich also die Brennweite einer thermisch belasteten Linse bzw. die Fokuslage bewegt sich in Richtung der Linse, was durch das negative Vorzeichen in Formel (16) verdeutlicht wird. Die gesamte thermisch induzierte Fokusänderung eines Fokussiersystems setzt sich aus allen Veränderungen in den Einzelkomponenten wie z.B. dem LLK-Faserstecker, den Kollimations- sowie den Fokussierlinsen, den Schutzgläsern, den Auskoppereinheiten und den Strahlteilern zusammen (KOGEL-HOLLACHER ET AL. 2009). Zusätzlich wird die Auswirkung der thermisch induzierten Fokuslagenänderung durch große Abbildungsverhältnisse β zwischen dem LLK-Kerndurchmesser und den Kollimations- sowie den Fokussierlinsen (WEDEL ET AL. 2006A) verstärkt.

Abbildungsfehler und Fokuslagenänderungen beim Einsatz brillanter Laserstrahlquellen im produktionstechnischen Umfeld können einerseits durch optimierte Optikauslegungen, Linsenmaterialien, Linsenbeschichtungen und exakt positionierbare Faserstecker vermieden werden (KOGEL-HOLLACHER ET AL. 2009). Andererseits können zusätzliche thermische Erwärmungen aufgrund der Absorption der Laserstrahlung in verschmutzten optischen Elementen durch besondere Maßnahmen, wie z.B. Cross-Jets zum Wegblasen der Schweißspritzer oder abgedichtete Bearbeitungsoptiken, deutlich reduziert werden.

2.5 Laserstrahlschweißen

2.5.1 Allgemeines

Beim Laserstrahlschweißen handelt es sich nach DIN 8593-6 um ein Schmelz-Verbindungsschweißen durch Strahlung, bei dem die Prozessenergie berührungslos durch elektromagnetische Laserstrahlung eingebracht, vom Material absorbiert und in thermische Energie zum Aufschmelzen der Fügepartner umgewandelt wird. Durch eine Relativbewegung zwischen Laserstrahl und Werkstück entsteht die Schweißnaht. Die physikalischen Strahl-Stoff-Wechselwirkungen, die beim Auftreffen des Laserstrahls auf das Material stattfinden und den absorbierten Anteil der Laserstrahlleistung bestimmen, werden vorwiegend von der Inten-

sität und der Art der Laserstrahlung (Wellenlänge, Polarisierung), dem Einfallswinkel, den Werkstoffkennwerten, der Oberflächenbeschaffenheit sowie der Werkstofftemperatur determiniert (POPRAWA ET AL. 2005). Die Intensität I_0 des Laserstrahls im Strahlfokus bzw. im Brennfleck mit dem Strahldurchmesser d_f und der Laserstrahlleistung P_L

$$I_0 = \frac{4 \cdot P_L}{\pi \cdot d_f^2} \quad (17)$$

bewirkt ein Aufschmelzen bzw. bei sehr hohen Intensitäten ein teilweises Verdampfen des Werkstoffes in der Schweißnaht. Wird der Druck des abströmenden Metalldampfes auf das Schmelzbad so hoch, dass die Schmelze eingedrückt wird und durch die Reaktionskraft nach unten und zur Seite ein Dampfkanal entsteht, so spricht man von einer Dampfkapillare (engl. Bezeichnung: Keyhole). Je nachdem ob die Strahlungsintensität ausreicht, eine Dampfkapillare zu bilden, kann beim Laserstrahlschweißen zwischen Wärmeleitungs- und Tiefschweißen unterschieden werden (Abbildung 7).

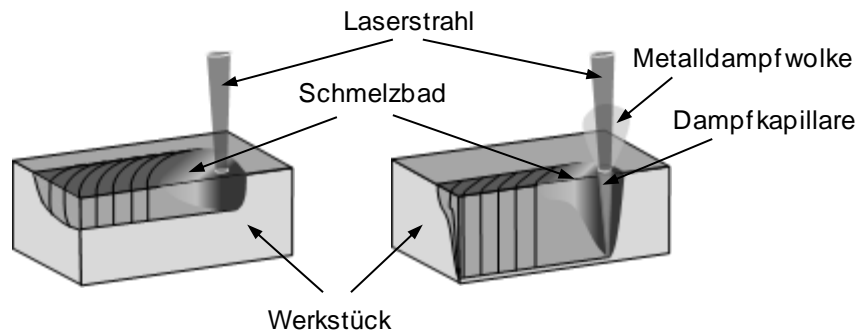


Abbildung 7: *Unterschiedliche Phasen der Absorption von Laserstrahlung (HERZIGER 1993); links: Wärmeleitungsschweißen; rechts: Tiefschweißen*

Das Prinzip des Wärmeleitungsschweißens beruht auf dem lokalen Aufheizen der Werkstückoberfläche. Der fokussierte Laserstrahl trifft auf das zu schweißende Werkstück und es bildet sich dort ein Wärmestau, d.h. die eingebrachte Leistung ist größer als die Summe des Wärmetransports durch Reflexion und durch Wärmeleitung in das Material. Dadurch steigt die Oberflächentemperatur bis auf die Schmelztemperatur, der Absorptionsgrad ändert sich und die Schmelzeerzeugung beginnt. Im Schmelzbad erfolgt der Transport der Energie mittels Wärmeleitung durch Konduktion und Konvektion. Die Intensität der Strahlung bleibt beim Wärmeleitungsschweißen von Stahlwerkstoffen unter der Schwelle von 10^6 W/cm^2 (DAUSINGER 1995), so dass nahezu kein Dampfdruck entsteht. Auf-

grund der Strahl-Stoff-Wechselwirkungen bei niedrigen Intensitäten ist nur ein Aufschmelzen von Werkstückrandschichten und somit ein Schweißen mit geringer Tiefenwirkung möglich. Daher ist das Wärmeleitungsschweißen auf dünnwandige Bauteile beschränkt, wobei die maximal mögliche Einschweißtiefe stark von der Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffs abhängt.

Das Tiefschweißen unterscheidet sich gegenüber dem Wärmeleitungsschweißen durch die Ausbildung einer Dampfkapillare entlang der Strahlachse. Diese entsteht, wenn die eingebrachte Strahlungsintensität einen Schwellenwert überschreitet, ab welchem der Werkstoff anfängt zu verdampfen. Die Schwellintensität liegt für Stahl in der Größenordnung von 10^6 W/cm^2 und für Aluminium aufgrund des höheren Reflexionsgrades sowie der höheren Wärmeleitfähigkeit bei 10^7 W/cm^2 (HÜGEL ET AL. 2009). Der durch den Laserstrahl erzeugte Dampfdruck in der Dampfkapillare steht mit der Oberflächenspannung, dem hydrodynamischen Druck und dem hydrostatischen Druck der umgebenden Schmelze im Gleichgewicht und hält diese offen (TRAUTMANN 2009).

Durch die Ausbildung einer Dampfkapillare entsteht ein Hohlraum, in dem die Laserstrahlung entsprechend tief in das Material eindringen kann und an den Kapillarwänden mehrfach reflektiert wird, was den Anteil an absorbierte Laserstrahlleistung P_A steigert (Abbildung 8).

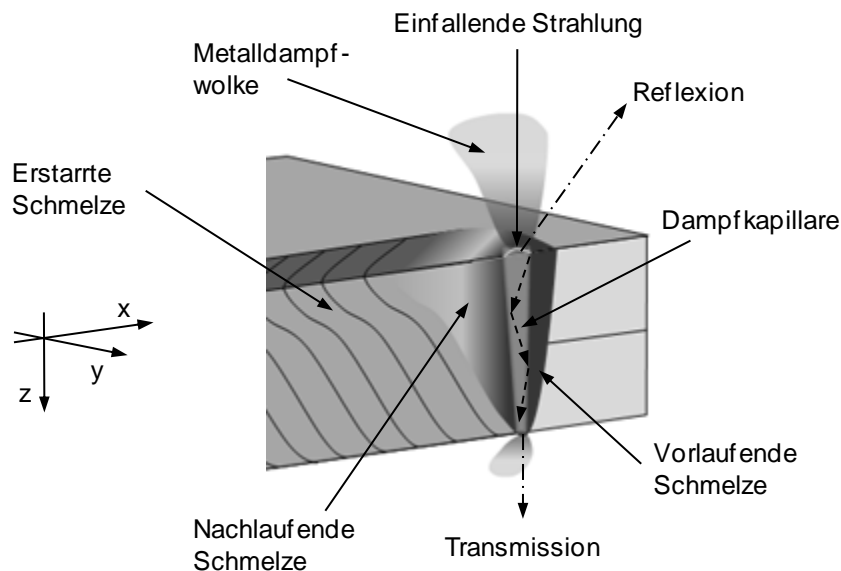


Abbildung 8: Schematische Beschreibung des Tiefschweißprozesses

Der Durchmesser dieser Dampfkapillare liegt näherungsweise in der Größenordnung des Laserstrahldurchmessers auf der Werkstückoberfläche (BEYER 1995,

HÜGEL ET AL. 2009). Die Dampfkapillare ist vollständig von Schmelze umgeben, wodurch ein Druck- und Temperaturgefälle entsteht, das zu einer starken Zirkulation führt. Durch die Relativbewegung zwischen Laserstrahl und Werkstoff wird an der Kapillarvorderwand ständig Material aufgeschmolzen, welches die Kapillare umströmt. Zugleich wird jedoch ein Teil der Schmelze weiter bis zur Verdampfung erhitzt und entweicht entweder als Metaldampf aus der Kapillare oder kondensiert an der kälteren Kapillarrückwand.

Der Laserstrahl-Tiefschweißprozess stellt eine Kombination physikalischer Vorgänge und Zusammenhänge aus Absorption, Mehrfachreflexion, Wärmeleitung sowie Schmelzbad- und Gasdynamik dar, deren mathematische Beschreibungsansätze sehr komplex und bisher noch nicht in allen Teilbereichen vollständig gelöst wurden. In den folgenden Abschnitten werden deshalb einige wesentliche Phänomene sowie Teilmodelle betrachtet und nur soweit vorgestellt, wie sie zum Verständnis der Arbeit notwendig sind. Außerdem wird der Laserstrahl-Tiefschweißeffekt lediglich in Zusammenhang mit Laserstrahlung im Wellenlängenbereich zwischen 1064 nm und 1070 nm untersucht. Laut KERN (1999), HÜGEL ET AL. (2009) und VERHAEGHE ET AL. (2008) spielen Plasmaabsorptionsvorgänge im Vergleich zur Streuung der Strahlung an Partikeln aus der aufsteigenden Metaldampfwolke (siehe Abschnitt 3.4.2) bei dieser kurzen Wellenlänge nur noch eine untergeordnete Rolle und werden deshalb nicht weiter betrachtet.

2.5.2 Absorption von Laserstrahlung

Die analytische Ermittlung der Absorption von Laserstrahlung für industriell relevante Werkstoffe und Materialbearbeitungsprozesse ist aufgrund der Ungenauigkeiten bei der Ermittlung der chemischen Zusammensetzung, der geometrischen Zustände der Werkstoffoberflächen und der Vielzahl an unterschiedlichen und teilweise voneinander abhängigen Prozesseinflussgrößen nur näherungsweise möglich (POPRAWA ET AL. 2005). In der Praxis werden deshalb hochgenaue Werte für den Absorptionsgrad durch kalorimetrische Messungen und Aufstellen der Energiebilanz aus einstrahlender Laserstrahlleistung P_L , reflektierter Leistung P_R , absorbiertes Leistung P_A und transmittierter Leistung P_T ermittelt:

$$P_L = P_R + P_A + P_T . \quad (18)$$

Als Absorptionsgrad A wird dabei das Verhältnis aus absorbiertes Leistung P_A zu der auf das Werkstück (DAUSINGER 1995) auftreffenden Laserstrahlleistung P_L bezeichnet (POPRAWA ET AL. 2005):

$$A = \frac{P_A}{P_L}. \quad (19)$$

Experimentelle Untersuchungen zeigen, dass der Absorptionsgrad beim Auftreffen der Laserstrahlung auf ein festes oder schmelzflüssiges Werkstück von der Wellenlänge, der Polarisationsrichtung und dem Einfallswinkel der Laserstrahlung sowie von den Materialeigenschaften und der Werkstücktemperatur abhängt. So beträgt z.B. der Absorptionsgrad bei Stahl für die Wellenlänge $\lambda = 1064 \text{ nm}$ unter Raumtemperatur und senkrechtem Strahleinfall ca. 35 % (DAUSINGER 1995). Im realen Laserstrahl-Schweißprozess trifft jedoch der Laserstrahl meist nicht senkrecht, sondern unter einem bestimmten Einstrahlwinkel auf das Werkstück, wodurch sich der Absorptionsgrad demgegenüber ändert.

Theoretische Werte des Absorptionsgrades lassen sich hier mit Hilfe der Fresnel'schen Gleichungen ermitteln, wobei die Ergebnisse lediglich für idealisierte Bedingungen (glatte, ebene und saubere Oberflächen) vollständig mit den experimentellen Werten übereinstimmen. Für Metalle und Wellenlängen λ oberhalb von 500 nm gilt für den Brechungsindex n und den Absorptionsindex κ nach PROKHOROV ET AL. (1990) $n^2 + \kappa^2 \gg 1$. Der Absorptionsgrad kann somit für parallel (p), senkrecht (s) und zirkular (z) polarisierte Strahlung näherungsweise berechnet werden durch

$$A_p = \frac{4 \cdot \kappa \cdot \mu}{2 \cdot \mu^2 + 2 \cdot \kappa \cdot \mu + \kappa^2}, \quad A_s = \frac{4 \cdot \kappa \cdot \mu}{2 + 2 \cdot \kappa \cdot \mu + \kappa^2 \cdot \mu^2}, \quad A_z = \frac{A_p + A_s}{2}, \quad (20)$$

wobei μ dem Kosinuswert des Einstrahlwinkels θ entspricht. Mit den Werten für Baustahl S235JR+AR ($n = 3,19$; $\kappa = 4,43$) (MARTIENSSEN 2008) und der Laserstrahlwellenlänge $\lambda = 1064 \text{ nm}$ ergeben sich z.B. die in Abbildung 9 (links) dargestellten Abhängigkeiten des Absorptionsgrades vom Einstrahlwinkel θ und der Polarisationsrichtung.

Der Einstrahlwinkel $\theta = 0^\circ$ entspricht dabei einem senkrechten Strahleinfall auf das Werkstück. Mit steigendem Einstrahlwinkel ergibt sich nach Abbildung 9 (links) für parallel zur Einfallsebene polarisierte Laserstrahlung (d.h. die Schwingungsebene der elektrischen Feldstärke ist parallel zur Vorschubrichtung) ein Anstieg des Absorptionsgrades bis zu einem Maximalwert bei 80° , dem sogenannten Brewster-Winkel. Eine senkrecht polarisierte Laserstrahlung zeigt dagegen einen kontinuierlichen Abfall des Absorptionsgrades A_s über den gesamten Winkelbereich. Wird zur Laserstrahlführung ein Lichtleitkabel verwendet, so weist die Laserstrahlung aufgrund der Vielfachreflexionen innerhalb der Glasfa-

ser keine bzw. eine zirkulare Polarisation auf, wodurch sich nach Formel (20) Mittelwerte aus A_p und A_s ergeben und die winkelabhängige Absorptionsgradänderung geringer ist. Anders als bei parallel oder senkrecht polarisierter Laserstrahlung hat eine zirkulare Polarisationsrichtung für die Materialbearbeitung den Vorteil, dass sie richtungsunabhängig ist. Bei einer Änderung der Schweißrichtung ergeben sich deshalb gleichmäßige Absorptionsraten und damit nahezu gleichmäßige Prozessergebnisse.

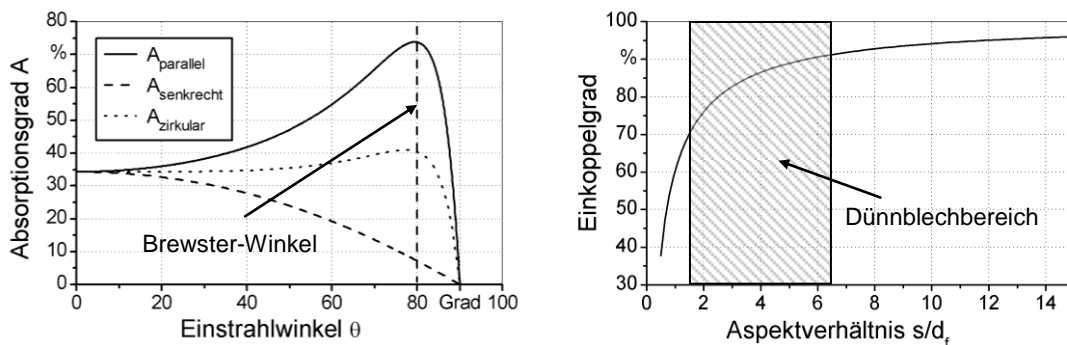


Abbildung 9: Absorptionsgrad von Nd:YAG-Laserstrahlung ($\lambda = 1064 \text{ nm}$) an metallischen Oberflächen von S235JR+AR, die nicht oxidiert und deren Rauigkeit der von gewalzten Blechen entspricht, in Abhängigkeit des Einstrahlwinkels θ und ihrer Polarisation: parallel (p), senkrecht (s) und zirkular (z) (MICHEL 2003) (links); Einkoppelgrad nach (DAUSINGER 1995) beim Tiefschweißen von Stahl in Abhängigkeit von unterschiedlichen Aspektverhältnissen (rechts)

Die anhand der Fresnel'schen Gleichungen theoretisch ermittelten Werte für den Absorptionsgrad stimmen für Prozesse, bei denen die Laserstrahlung lediglich einmal auf die Oberfläche auftrifft und die Wechselwirkungszone eine nahezu ebene Oberfläche wie z.B. beim Wärmeleitungsschweißen, Laser-Biegen oder Laser-Härten aufweist, mit den experimentellen Werten überein (DAUSINGER 1995). Trifft der Laserstrahl wie beim Tiefschweißen in der Dampfkapillare nicht mehr senkrecht auf das Werkstück, sondern unter einem bestimmten Winkel auf eine dreidimensional gekrümmte Wechselwirkungszone, so wird der beim ersten Auftreffen nicht absorbierte Anteil der Laserstrahlung an der Kapillarwand reflektiert und an der Gegenseite wieder partiell absorbiert. Je nach Ausbildung der Kapillare kann dieser Vorgang mehrfach wiederholt werden, wodurch sich der Gesamtabsorptionsgrad als Summe aller Einzelabsorptionen ergibt und mit jedem Absorptionszyklus ansteigt. Zur Berücksichtigung unterschiedlicher Kapillargeometrien und zur Unterscheidung zwischen Einfach- und Mehrfachabsorpti-

on führte DAUSINGER (1995) den Einkoppelgrad ein, welchem eine Beziehung nach GOUFFÉ (1945) zur Berechnung der Hohlraumabsorption zugrunde liegt. Abhängig vom Aspektverhältnis aus Einschweißtiefe s zu Fokusbereich d_f und unterschiedlichen Kapillargeometrien ergibt sich theoretisch der in Abbildung 9 (rechts) dargestellte Einkoppelgrad η_A beim Tiefschweißen von Stahl. Mit zunehmendem Aspektverhältnis wächst der Einkoppelgrad sehr stark an und nähert sich dann asymptotisch der vollständigen Einkopplung an. Bei kleinen Aspektverhältnissen, d.h. bei kleinen Blechdicken, ist der Einkoppelgrad sehr gering. Dies liegt einerseits daran, dass die eingekoppelte Laserstrahlung aufgrund der geringen Kapillartiefe nur wenige Male an den Kapillarwänden reflektiert und wieder absorbiert wird. Andererseits steigt nach MIYAMOTO ET AL. (1986) und FABRO ET AL. (2005) im Dünnblechbereich der direkt durch die nach unten geöffnete Dampfkapillare transmittierte Anteil der eingebrachten Laserstrahlung stark an.

2.5.3 Modellvorstellungen zur Beschreibung des Tiefschweißens

Neben den idealisierten Absorptionsmechanismen in der Dampfkapillare spielen beim Laserstrahl-Tiefschweißen eine Reihe von weiteren, sich gegenseitig beeinflussenden Faktoren eine entscheidende Rolle. In Abbildung 10 sind die komplexen Wirkzusammenhänge beim Auftreffen der Laserstrahlung auf das Werkstück zusammengefasst und chronologisch geordnet.

Der Laserstrahl durchdringt vor der Einkopplung in das Werkstück eine definierte Umgebungsatmosphäre, die vor dem Prozess durch Schutzgase und Staubpartikel in der Luft und während des Schweißprozesses zusätzlich durch Metallspritzer und stark überhitzten Metaldampf aus der Dampfkapillare beeinflusst wird. Beim Laserstrahl-Tiefschweißen mit hohen Strahlintensitäten kann der Metaldampf außerdem so stark erhitzt werden, dass er unter speziellen Voraussetzungen ionisiert und ein Metaldampfplasma über der Schweißstelle entsteht. Die Wechselwirkung der Laserstrahlung mit der Umgebungsatmosphäre kann zur Absorption, zur Streuung und zur Brechung, also zur Veränderung der Laserstrahleigenschaften und damit zu einer veränderten Energieeinkopplung in das Werkstück führen (siehe auch Abschnitt 3.4.2). Im Schweißprozess findet eine Aggregatzustandsänderung von fest nach flüssig bis hin zur gasförmigen Phase in der Dampfkapillare statt.

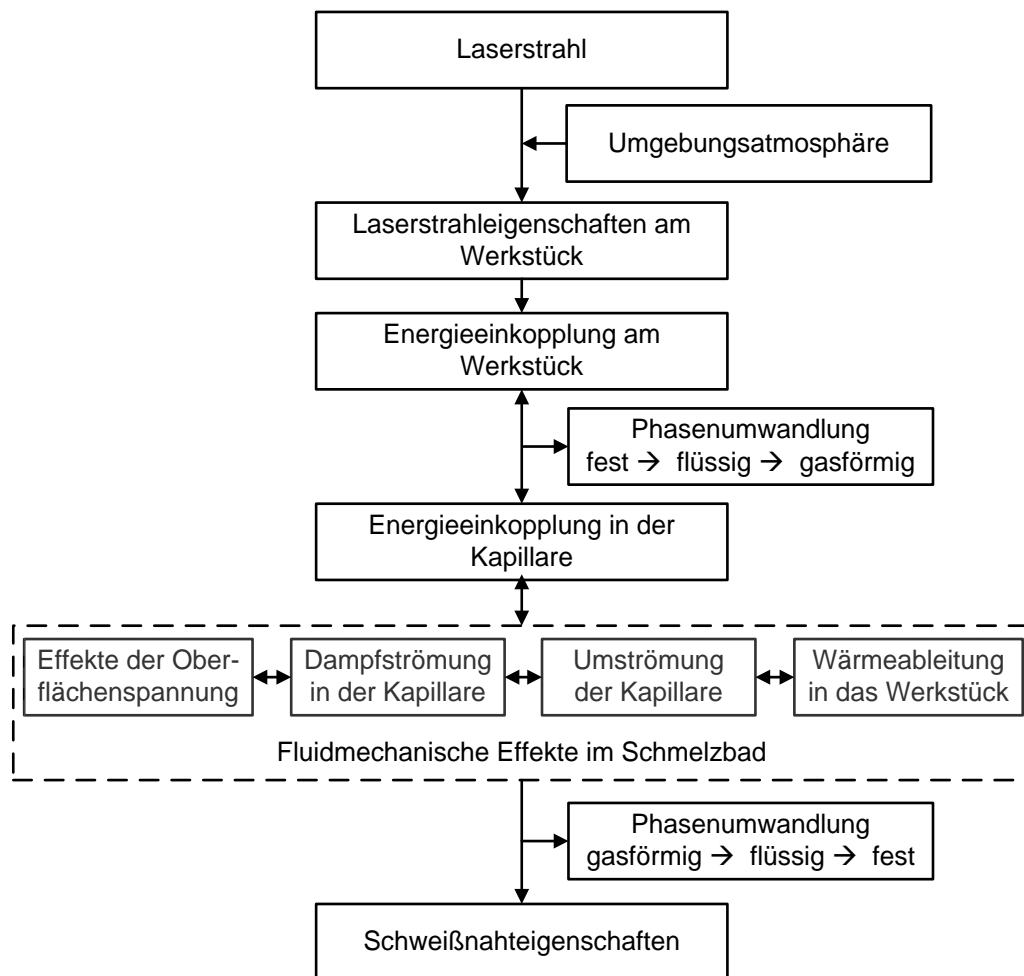


Abbildung 10: Wechselwirkungen und physikalische Mechanismen beim Laserstrahl-Tiefschweißen

Durch die Relativbewegung der Laserstrahlung zum Werkstück bewegt sich die Dampfkapillare durch das Werkstück und es treten thermo- und fluidmechanische Effekte im Schmelzbad auf, die vorwiegend durch

- die Dampfströmung in der Kapillare,
- die Umströmung der Kapillare durch die Schmelze,
- die Wärmeleitung von der Schmelze in das Werkstück und
- die Oberflächenspannung der Schmelze beeinflusst werden.

Am hinteren Ende der Dampfkapillare findet wiederum eine Phasenumwandlung zuerst durch Kondensation des Metaldampfes an der Kapillarrückwand und nachfolgend durch Wärmeleitung von der flüssigen Schmelze zum Festkörper statt. Neben den aufgeführten Einzeleffekten sind für die Ausbildung des

Schmelzbades, die Erstarrung der Schmelze und die resultierenden Schweißnahteigenschaften außerdem die Werkstoffeigenschaften sowie die Werkstück- und die Fügegeometrie von Bedeutung.

Die bisher entwickelten Modelle des Laserstrahl-Tiefschweißens beschreiben jeweils nur bestimmte Aspekte der in Abbildung 10 dargestellten Wirkzusammenhänge des Schweißprozesses und gewichten den Einfluss der zugrundeliegenden Mechanismen teilweise stark unterschiedlich. Außerdem geht der größte Teil dieser Modelle von einem quasi-statischen Zustand des Schweißprozesses aus und ist damit nicht in der Lage, die Prozessdynamik, die auf die Schweißnahteigenschaften einen entscheidenden Einfluss hat, darzustellen.

Prinzipiell können die Modelle, die die Verhältnisse in der Dampfkapillare, die Strömungsverhältnisse im Schmelzbad oder den gesamten Laserstrahl-Schweißprozess abbilden, nach SKUPIN (2004) in dynamische und statische Modelle eingeteilt werden. In den dynamischen Modellen zur Abbildung des Gesamtlaserstrahl-Schweißprozesses wird die Bewegung und die Dynamik der Schmelz- und der Absorptionsfront meist durch die Aggregatzustandsänderungen aus Aufschmelzen und/oder Verdampfen (SEMAK ET AL. 1999; PLETEIT 2001) sowie durch die dynamische Kopplung von Kapillare und Schmelze (SKUPIN 2004) modelliert. Allerdings können diese Modelle aufgrund der hohen Komplexität der dynamischen Zusammenhänge nur unter vereinfachenden Annahmen und in sehr eingeschränkten Parameterbereichen genaue Aussagen liefern. Aktuelle Ansätze versuchen deshalb den Schneid- (SCHULZ 1999) und den Schweißprozess (MICHEL 2003) mit Hilfe einer approximativen Methodik realitätsnah mit geringem Rechenaufwand zu beschreiben. Im Folgenden soll mit dem Fokus auf das Verständnis des Laserstrahl-Tiefschweißens von Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 1 und 5 mm lediglich auf einige wesentliche Modelle näher eingegangen werden.

Wohl das bekannteste Modell zur Abbildung des gesamten Laserstrahl-Schweißprozesses wurde von BECK (1996) entwickelt. Er modellierte das kontinuierliche, störungsfreie Laserstrahl-Tiefschweißen anhand mehrdimensionaler, numerischer Berechnungen und leitete daraus analytische Näherungslösungen für den stationären Gesamtprozess ab. Darin enthalten ist die Beschreibung

- der Absorption der Laserstrahlung im Plasma,
- der Fresnel-Absorption an der Dampfkapillare unter Berücksichtigung der Mehrfachreflexion,

- der Wärmeleitung,
- der Schmelzbad- und Metalldampfströmungsdynamik bei kleinen und großen Bearbeitungsgeschwindigkeiten,
- der durch die Metalldampfströmung induzierten Wandschubspannungen sowie
- des Einflusses unterschiedlicher Prozessparameter auf die erreichbaren Einschweißiefen.

Der Schwerpunkt der Untersuchungen lag allerdings auf dem Fall des Einschweißens, bei dem die Kapillare als Kegel angenähert wurde und das Werkstück nicht vollständig durchdringt.

Neben BECK (1996) wurden von KAPLAN (1994), YE ET AL. (2002), SOLANA ET AL. (1997), BERGER ET AL. (1993) und DAHMEN ET AL. (1996) stationäre Modelle des Laserstrahl-Schweißprozesses entwickelt, die eine zuverlässige Abbildung in geeigneten Parameterbereichen (z.B. 2D-Bearbeitung, senkrechter Einfall der Laserstrahlung, Einschweißen) unterstützen (MICHEL 2003).

KROOS ET AL. (1993A; 1993B) stellten ein dynamisches Modell zum Laserstrahl-Tiefschweißen auf, indem die Form der Dampfkapillare durch einen Zylinder angenähert wurde, der das Werkstück vollständig durchdringt. Dieses Modell wurde von KLEIN (1997) durch eine detailliertere Betrachtung der Gasströmung in der Dampfkapillare und der Absorption der Laserstrahlung erweitert sowie auf einen tiefenabhängigen Kapillarradius verallgemeinert. Es konnte nachgewiesen werden, dass beim Schweißen von dünnen Blechen ($d = 1 \text{ mm}$) ein Schwellenwert für die absorbierte Laserstrahlleistung existiert, unter dem sich eine stationäre Dampfkapillare nicht ausbilden kann. Oberhalb dieses Schwellenwertes stimmt die rotationssymmetrische Annäherung der Dampfkapillarform in guter Näherung mit einer beliebigen tiefenabhängigen, rotationssymmetrischen Kapillargeometrie überein. Ab dem definierten Schwellenwert führt eine Leistungssteigerung zu einer zunehmenden Öffnung der Dampfkapillare auf der Blechunterseite, wodurch ein immer größerer Anteil der Laserstrahlung ungenutzt nach unten ausstrahlt. Der qualitative und quantitative Vergleich der experimentellen mit den theoretischen Ergebnissen für den Gesamtabsorptionsgrad zeigt, dass beim Durchschweißen von dünnen Blechen eine Erhöhung der Laserstrahlleistung nur zu einem geringen Teil auch eine Erhöhung der in das Werkstück eingekoppelten Leistung bewirkt.

Die Ausbildung der Dampfkapillarform wird bei 1 mm dicken Stahlblechen vorwiegend von der seitlichen Verdrängung der Schmelze, ausgehend von der Kapillarvorderseite, bestimmt (FABBRO ET AL. 2000B). Anhand dieser Modellvorstellung wurde in zahlreichen Veröffentlichungen die Dampfkapillargeometrie als Funktion der Prozessparameter Schweißgeschwindigkeit, Laserstrahlintensität und Werkstoffeigenschaften untersucht. Der Abgleich mit experimentellen Beobachtungen ergab dabei Rückschlüsse auf die Dampfkapillaranstellung, die Schweißspritzerentstehung und die Schweißnahtqualität (FABBRO ET AL. 2000A, FABBRO ET AL. 2005). Da an der Kapillarfront ein Großteil der einfallenden Strahlung absorbiert und reflektiert wird (FABBRO 2002), ist deren Neigung und deren Oberflächenbeschaffenheit zur Ausprägung des Tiefschweißprozesses von besonderer Bedeutung.

Nach FABBRO ET AL. (2000A) kann die Neigung der Dampfkapillarfront δ mit einer geometrischen Überlegung (siehe Abbildung 11 (links)) oder über die Betrachtung von Geschwindigkeitsvektoren (siehe Abbildung 11 (rechts)) ermittelt werden.

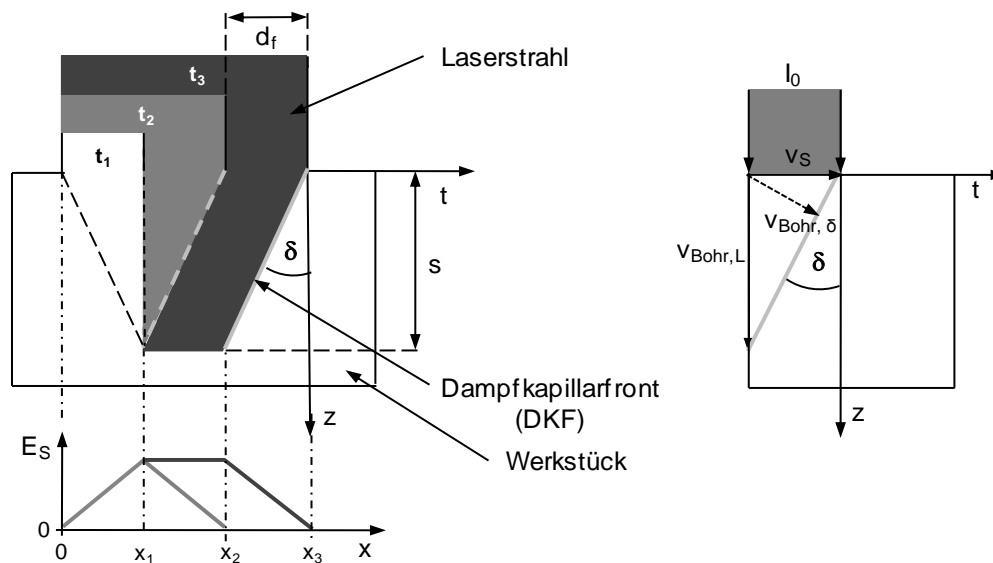


Abbildung 11: Berechnung des Dampfkapillarneigungswinkels δ auf Basis von Strecken- (links) und Geschwindigkeitsvektoren (rechts) über die Bestrahlungsdauer t (FABBRO ET AL. 2000A)

Ein Laserstrahl, der zum Zeitpunkt t_1 auf die Werkstückoberfläche auftrifft und zum Zeitpunkt t_2 seinen Strahldurchmesser d_f in Schweißrichtung (x-Richtung) zurückgelegt hat, bewirkt auf jedem Bestrahlungspunkt eine der jeweiligen Bestrahlungsdauer bzw. Interaktionszeit t_i entsprechende Energiemenge E_s . Die vom Material absorbierte Energie schmilzt bzw. verdampft dieses. Bei einer kon-

tinuierlichen Bewegung des Laserstrahls über das Werkstück wird die maximale Einschweißtiefe s an jedem Punkt erreicht, an dem die Strahlungsenergie über die maximale Interaktionszeit t_I ($t_I = t_2 - t_1$) eingebracht wurde. Dadurch ergibt sich, wie in Abbildung 11 (links) schematisch dargestellt, der Neigungswinkel der Dampfkapillarfront δ über das Streckenverhältnis aus Strahlfokusbereich d_f und maximaler Einschweißtiefe s bei t_I zu:

$$\delta = \arctan\left(\frac{d_f}{s}\right) = \arctan\left(\frac{\frac{d_f}{t_I}}{\frac{s}{t_I}}\right) = \arctan\left(\frac{v_s}{v_{\text{Bohr,L}}}\right) = \arccos\left(\frac{v_{\text{Bohr},\delta}}{v_s}\right). \quad (21)$$

Zum Zeitpunkt t_3 endet die Bestrahlung des Werkstücks und am Bestrahlungspunkt x_3 wird keine Strahlung mehr absorbiert.

Über die Erweiterung von Formel (21) mit der Interaktionszeit t_I kann der Neigungswinkel δ ebenso durch die Geschwindigkeitsvektoren $v_{\text{Bohr,L}}$ und v_s berechnet werden. Der Vektor der Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}$ verläuft in Laserstrahlrichtung und definiert die Geschwindigkeit, mit der sich die Dampfkapillare zu Prozessbeginn bis zur Ausbildung der endgültigen Einschweißtiefe in das Werkstück bohrt. Nach Ausbildung der endgültigen Einschweißtiefe beschreibt $v_{\text{Bohr,L}}$ die Geschwindigkeit, mit der sich die Dampfkapillare im Material ausbreitet. Die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}$ bildet analog die Geschwindigkeit senkrecht zur Dampfkapillarfront. Die beiden Bohrgeschwindigkeiten können bei einer senkrechten Einstrahlung über den Zusammenhang

$$v_{\text{Bohr,L}} = \frac{v_{\text{Bohr},\delta}}{\sin(\delta)} \quad (22)$$

miteinander verknüpft werden.

Anders als die vom Bediener vorgegebene Schweißgeschwindigkeit v_s muss die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}$ bzw. $v_{\text{Bohr},\delta}$ entweder analytisch (SEMAK ET AL. 1997) oder experimentell (FABBRO ET AL. 2005) ermittelt werden. Nach SEMAK ET AL. (1997) entspricht der vom Laserstrahl aufgeschmolzene Materialstrom \dot{m}_s der Summe aus dem Schmelzstrom \dot{m}_m entlang der Dampfkapillarfront und dem Verdampfungsstrom \dot{m}_v (Metалldampf):

$$\frac{dm_s}{dt} = \frac{dm_m}{dt} + \frac{dm_v}{dt}, \quad (23)$$

wodurch sich die Bohrgeschwindigkeit berechnen lässt:

$$v_{\text{Bohr},\delta} = \frac{1}{2} \cdot \left\{ \frac{\rho_m}{\rho_s} \cdot v_v + \left[\left(\frac{\rho_m}{\rho_s} \cdot v_v \right)^2 + 8 \cdot \frac{\rho_m a_s}{\rho_s d_f} \cdot v_m \right]^{1/2} \right\}. \quad (24)$$

Während die Dichte ρ_s und die Temperaturleitfähigkeit a_s des Festkörpers und die Dichte ρ_m der Schmelze konstant sind, hängen die Geschwindigkeitskomponenten v_v und v_m von der absorbierten Strahlung ab und müssen über weitere Berechnungen bestimmt werden. In Abbildung 12 (links) ist exemplarisch die aus der absorbierten Strahlungsintensität resultierende Bohrgeschwindigkeit v_d ¹⁰ aufgetragen. Mit zunehmender absorbierter Intensität steigt die Bohrgeschwindigkeit nahezu linear an, wobei sich die Geschwindigkeitskomponenten aus der Verdampfung v_v und aus der Schmelze v_m unterschiedlich verhalten. Bei niedrigen Intensitäten ist der Anteil aus der Schmelzgeschwindigkeit dominierend, wohingegen bei hohen Intensitäten die Größe der Bohrgeschwindigkeit durch den Verdampfungsanteil bestimmt wird. Da die Bohrgeschwindigkeit in Abbildung 12 (links) nahezu linear mit der absorbierten Strahlungsintensität ansteigt, kann diese näherungsweise mit der materialabhängigen Proportionalitätskonstanten k und dem winkelabhängigen Absorptionsgrad A durch

$$v_{\text{Bohr},\delta} \sim k \cdot I_{\text{abs}}(\alpha) = k \cdot A(\alpha) \cdot I_0. \quad (25)$$

berechnet werden (FABBRO ET AL. 2005). In Tabelle 1 sind für $v_s = 0$ m/min und senkrechte Einstrahlung ($\alpha, \beta = 0^\circ$) unterschiedliche Bohrgeschwindigkeiten aus der Literatur zusammengefasst.

Literaturquelle	v_{Bohr} [m/min]	Versuchsbedingungen
(SEMAK ET AL. 1997)	26	$d_f = 700 \mu\text{m}; \lambda = 10,6 \mu\text{m}; \text{Fe}; A = 100 \%;$ $I_{\text{abs}} = 10,4 \text{ kW/mm}^2$
(FABBRO ET AL. 2005)	24	$d_f = 600 \mu\text{m}; \lambda = 1,06 \mu\text{m}; \text{Fe}; A = 70 \%; s = 1 \text{ mm}$ $I_{\text{abs}} = 9,8 \text{ kW/mm}^2$

Tabelle 1: Unterschiedliche Bohrgeschwindigkeiten nach SEMAK ET AL. (1997) (analytisch) und FABBRO ET AL. (2005) (experimentell); $P_L = 4 \text{ kW}; \alpha, \beta = 0^\circ$

Mit dieser berechneten Bohrgeschwindigkeit kann mit Formel (21) die Neigung der Dampfkapillare ermittelt werden.

FABBRO ET AL. (2005), BEYER (1995) und FUNK (1994) nutzten weitere experimentelle und numerische Methoden, um die Bohrgeschwindigkeit und die Nei-

¹⁰ Nach SEMAK ET AL. (1997): $v_d = v_{\text{Bohr},\delta}$

gung der Dampfkapillare zu ermitteln. Generell zeigen alle Untersuchungen, dass die Bohrgeschwindigkeit und die Dampfkapillarneigung bei steigender Laserstrahlleistung bzw. Strahlungsintensität sowie bei steigender Schweißgeschwindigkeit (siehe Abbildung 12 (rechts)) zunehmen.

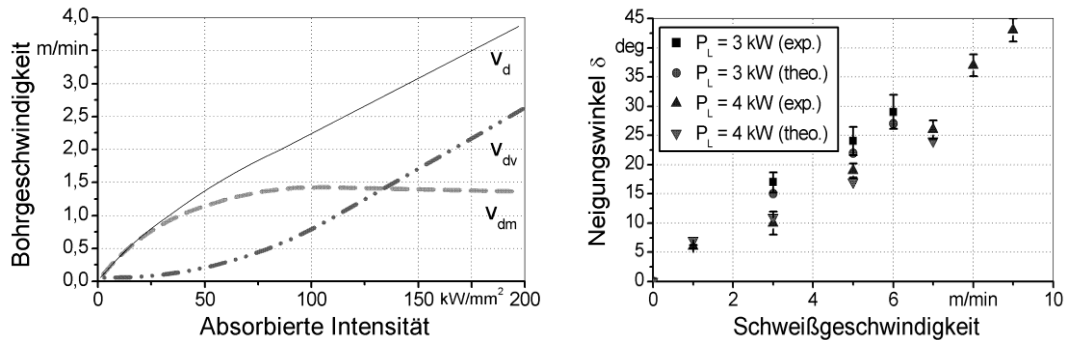


Abbildung 12: Links: Einfluss der Strahlungsintensität auf die Bohrgeschwindigkeit v_d bei Stahl (SEMAK ET AL. 1997); $d_f = 380 \mu\text{m}$; rechts: Neigung der Dampfkapillarfront bei unterschiedlichen Schweißgeschwindigkeiten (FABBRO ET AL. 2005); $d_f = 600 \mu\text{m}$

Allerdings hängen die Bohrgeschwindigkeit und die Dampfkapillarneigung von weiteren Strahl-, Maschinen- und Werkstoffkenngrößen (siehe Abschnitt 2.5.5) ab, weshalb aus der Literatur kein allgemeingültiger Zusammenhang abgeleitet werden kann und die Dampfkapillargeometrie für jeden Anwendungsfall neu betrachtet werden muss.

2.5.4 Methoden und Ansätze zur Analyse der Dampfkapillare

Die Analyse und das prinzipielle Verständnis der Geometriebildung der Dampfkapillare sowie der physikalischen Vorgänge in der Dampfkapillare stellen seit dem Beginn der Prozessuntersuchungen zum Laserstrahl-Tiefschweißen eine wichtige Fragestellung dar. Rückschlüsse über die Breite, die Länge, die Neigung und die Form der Dampfkapillare wurden bisher durch metallurgische Auswertung der Schweißnähte oder durch das Einbringen von höherschmelzenden Kontrastwerkstoffen in das Schmelzbad gezogen. BEYER (1995), SCHMIDT (1994) und FUNK (1994) untersuchten z.B. mit Wolfram und Tantal als hochschmelzende Indikatormaterialien die Kapillarausdehnungen beim Tiefschweißen von S 235 mit CO_2 -Laserstrahlung. Der Indikatormaterial Tantal war dabei aufgrund der geringen Schmelztemperaturdifferenz zum Grundmaterial und der vergleichbaren Wärmeleitfähigkeit besser als Wolfram zur Abschätzung der Ka-

pillarausdehnungen geeignet. Allerdings konnte mit diesen Methoden lediglich das laterale Prozessergebnis im metallurgischen Querschliff analysiert werden. Außerdem wurden Wärmeleitungseffekte nicht berücksichtigt und die Geometrie der Dampfkapillare longitudinal in Schweißrichtung während des Prozesses nicht erfasst.

Kamerabasierte Verfahren zur Analyse der Dampfkapillare sind hingegen in der Lage, in situ über Hochgeschwindigkeits-Kamerasysteme die Dampfkapillargeometrie aufzuzeichnen. Zusätzlich müssen Beleuchtungs- und Filtersysteme eingesetzt werden, um den Prozess zu beleuchten bzw. die mit hoher Intensität strahlenden Prozessemissionen zu eliminieren. Die kamerabasierte Dampfkapillaranalyse kann dabei in Verfahren, die koaxial in Laserstrahlrichtung und in Verfahren, die seitlich zur Schweißrichtung über beobachtende Kamerasysteme die Dampfkapillare aufzeichnen, unterteilt werden (Abbildung 13).

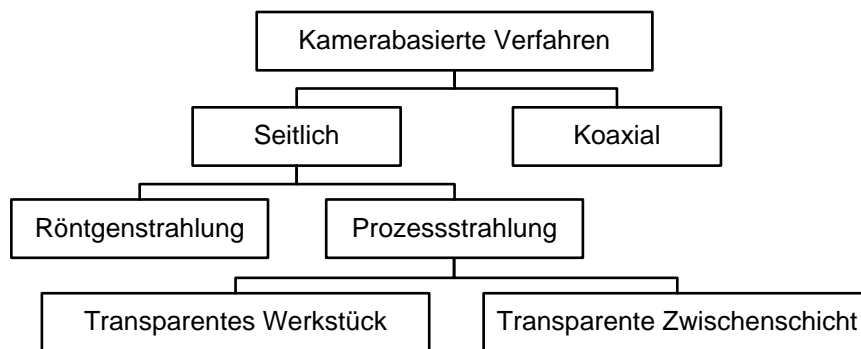


Abbildung 13: Kamerabasierte Verfahren zur Dampfkapillaranalyse

Bei einer koaxialen Kamerabeobachtung (siehe Abbildung 14) wird die Geometrie der Dampfkapillare durch Aufzeichnung und Auswertung der emittierten elektromagnetischen Strahlung des Schweißprozesses abgeleitet. Die Intensität der mittels HG-Kameras aufgenommenen Bildpunkte ist dabei von der Strahlungsintensität der Prozessemissionen abhängig und dort am höchsten, wo der Werkstoff durch die direkte Absorption der Laserstrahlung verdampft wird (MUELLER-BORHANIAN 2008).

Für den Fall einer Durchschweißung der Fügepartner ergibt sich im Bereich der nach unten geöffneten Dampfkapillare ein Intensitätsminimum in den Prozessaufnahmen, da dort ein Großteil der Strahlung nach unten transmittiert wird und keine Prozessemissionen in Richtung der HG-Kamera entstehen. Aus den Prozessaufnahmen kann der Durchmesser, das Intensitätsprofil und die Geometrie der Dampfkapillare auf der Blechober- und -unterseite ermittelt werden. Damit

kann zwar über geometrische Zusammenhänge die Neigung der Kapillarfront berechnet, aber keine eindeutige Aussage über die dreidimensionale Gestalt der Kapillare im Werkstück getroffen werden.

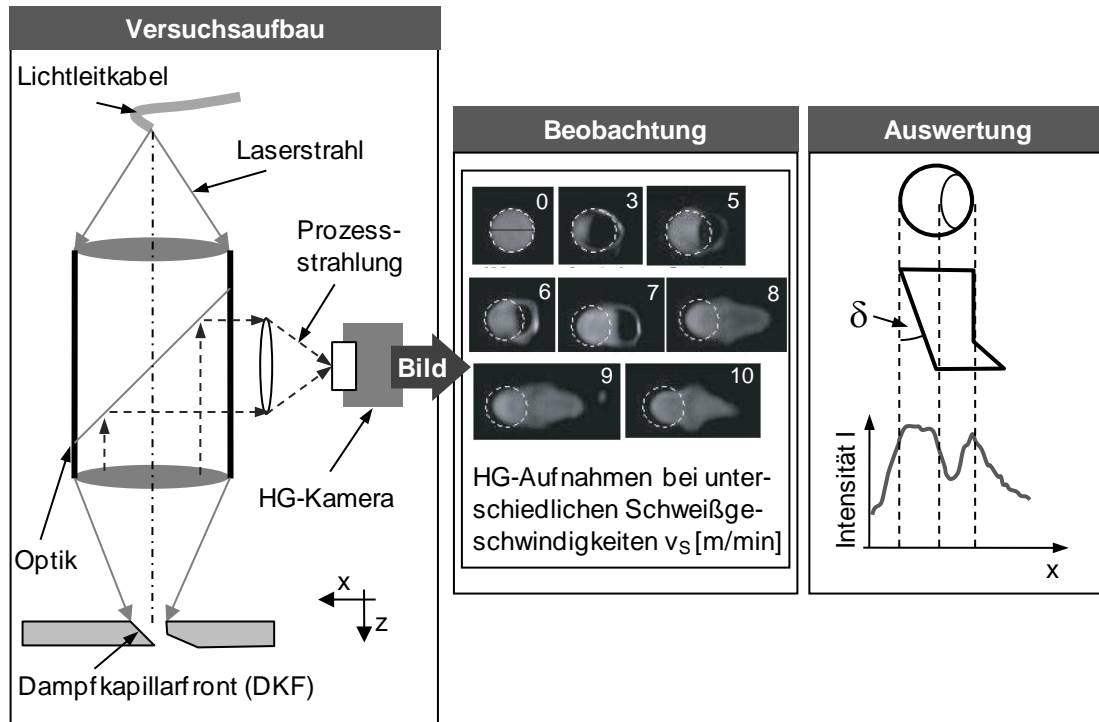


Abbildung 14: Prinzipielle Darstellung der koaxialen Kamerabeobachtung der Dampfkapillare (links), Kameraaufnahmen (Mitte) und Auswertungsergebnisse zur Ableitung der Dampfkapillarneigung (rechts) (FABBRO ET AL. 2005)

Die seitliche Beobachtung des Laserstrahlschweißens teilt sich in Verfahren auf, die den Prozess im Werkstück durch zusätzliche Röntgenstrahlung oder durch transparente Materialien sichtbar machen.

ARATA ET AL. (1987) veröffentlichten bereits 1987 eine Methode, welche das Prinzip der Röntgendurchstrahlung nutzte, um während des Elektronenstrahlschweißens den Prozess im Werkstück zu beobachten und zu analysieren. Darauf aufbauend entwickelten MATSUNAWA ET AL. (1998, 2003) ein Verfahren zur In-situ-Dampfkapillaranalyse während des Laserstrahl-Schweißprozesses (siehe Abbildung 15).

Das Verfahren basiert auf der unterschiedlichen Transmission der Röntgenstrahlung im Grundwerkstoff und in der Dampfkapillare, welche vorwiegend Metaldampf beinhaltet und damit für die Messstrahlung leichter durchgängig ist. Der

höhere Transmissionsgrad des Metaldampfes führt zu höheren Intensitäten und somit zu einer deutlich sichtbaren Abgrenzung der Dampfkapillare zum Grundwerkstoff bzw. zur umgebenden Schmelze.

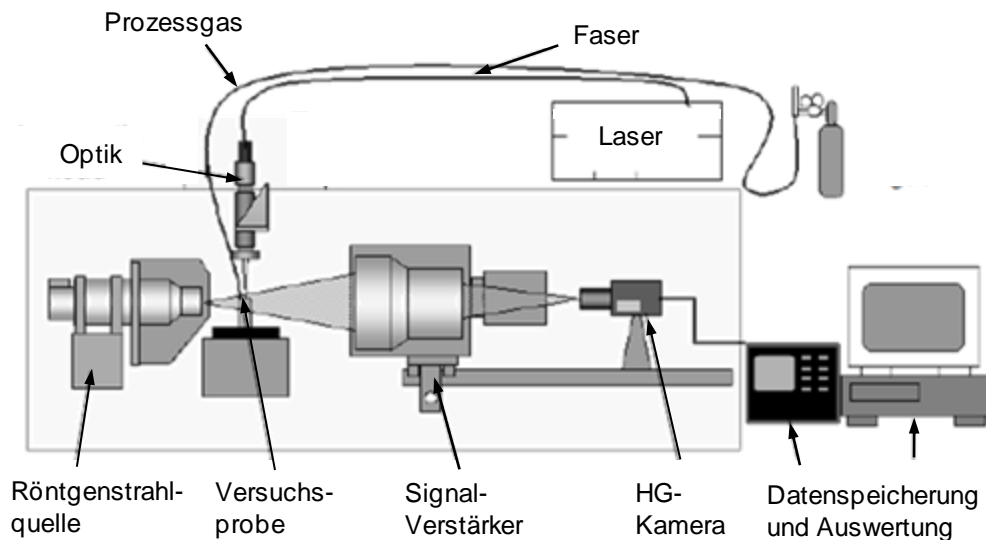


Abbildung 15: Versuchsaufbau zur In-situ-Dampfkapillaranalyse mittels Röntgendurchstrahlung (MATSUNAWA ET AL. 2003)

Die notwendige Strahlung wird über eine Mikrofokus-Röntgenstrahlquelle erzeugt und nach dem Durchgang durch das Werkstück in einem Bildumwandler verstärkt und es werden die Bilder über eine HG-Kamera aufgezeichnet. Trotz der sehr hohen Anforderungen an die Laborausstattung und den Versuchsaufbau ermöglicht dieses Verfahren eine sehr genaue Bestimmung der Dampfkapillargeometrie im Werkstück.

Die seitliche Aufzeichnung des Schweißprozesses unter Zuhilfenahme von transparenten Zwischenwerkstoffen bzw. in transparenten Werkstücken stellt im Vergleich zum Verfahren mit Röntgenstrahlung eine einfache Möglichkeit dar, um die Gestalt der Dampfkapillare in Einstrahlrichtung zu ermitteln. JIN ET AL. (2006) untersuchten den Laserstrahl-Tiefschweißprozess in transparenten Werkstoffen wie Glas, Plexiglas und Eis über seitlich angebrachte HG-Kameras. Die Ergebnisse lassen sich jedoch aufgrund der unterschiedlichen Materialeigenschaften nicht ohne Weiteres auf den Tiefschweißprozess mit metallischen Werkstoffen übertragen. GÄRTNER ET AL. (2009A, 2009B) analysierten die Schweißspritzerbildung und die Dampfkapillargeometrie beim Laserstrahl-Tiefschweißen von verzinkten Stahlwerkstoffen über ein seitlich angebrachtes hochtemperaturbeständiges Glas (Abbildung 16).

Bei dieser Methode wird entlang der Kontaktfläche zwischen Blechkante und Glas geschweißt und der Prozess mit einer Hochgeschwindigkeitskamera aufgezeichnet. Aufgrund der unterschiedlichen Temperaturbereiche beim Laserstrahl-Tiefschweißen in der Dampfkapillare und in der umgebenden Schmelze können diese über das für die Prozessemissionen transparente Zwischenglas mit den HG-Kameraaufzeichnungen voneinander abgegrenzt werden.

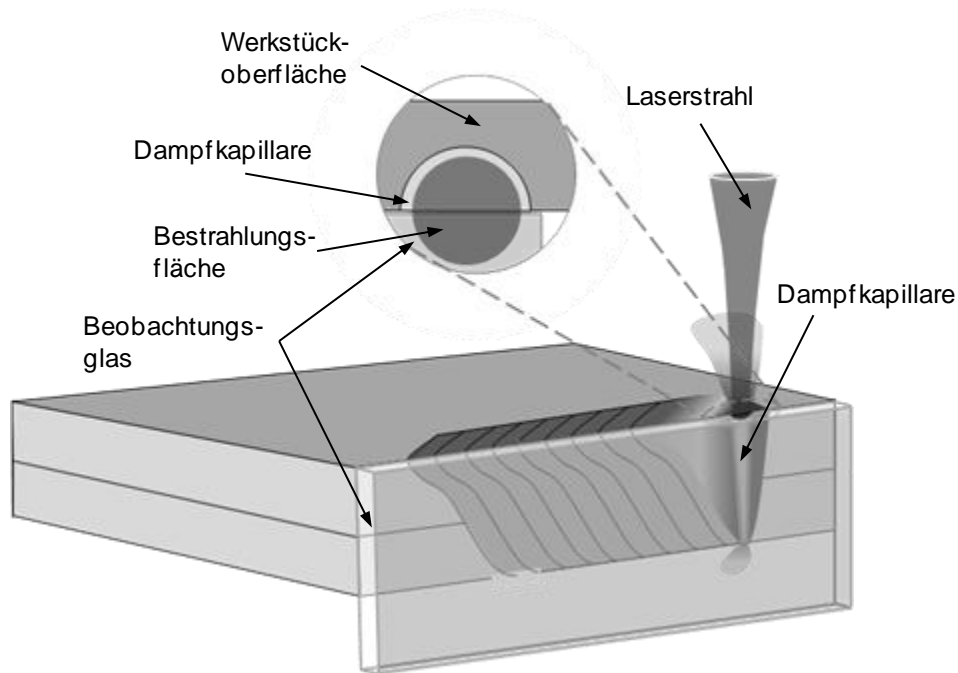


Abbildung 16: Prinzip der seitlichen Dampfkapillarbeobachtung mittels eines hochtemperaturbeständigen Beobachtungsglases

Dadurch wird die Geometrie der Dampfkapillare näherungsweise dargestellt. Trotz des einfachen Versuchsaufbaus ergeben sich somit vergleichbare Geometrieabschätzungen und Prozessbeobachtungsmöglichkeiten wie bei der Röntgendurchstrahlung. In Abschnitt 4.3.5 wird deshalb diese Methode detailliert dargestellt sowie weiterentwickelt und ihre Anwendung für die Analyse der Dampfkapillargeometrie beim RLS erläutert.

2.5.5 Parameter und Kenngrößen beim Laserstrahlschweißen

Die in den vorherigen Abschnitten beschriebenen physikalischen Zusammenhänge sind von einer Vielzahl verfahrensspezifischer Einflussgrößen abhängig. Nach BESKE (1992) können diese Einflussgrößen in Laser-, Maschinen-, Werkstoff- und Werkstückparameter eingeteilt werden. BERKMANN (1998) beschreibt eine

Einteilung der den Tiefschweißprozess beeinflussenden und miteinander wechselwirkenden Parameter in Strahl-, Prozess- und Materialparameter.

In Abbildung 17 wurden beide Einteilungen kombiniert und die Einflussgrößen beim Laserstrahl-Tiefschweißen in die drei Hauptgruppen Strahl-, Maschinen- und Werkstückparameter eingeteilt. Die Werkstückparameter werden von der Konstruktion anhand der vorliegenden Bearbeitungsaufgabe, bestehend aus dem Werkstoff mit seinen physikalischen (Festigkeit, Temperaturleitfähigkeit, Dichte, usw.) und seinen geometrischen (Dicke, Länge, Oberflächenbeschaffenheit) Eigenschaften, der Beschichtung und der Schweißnaht (Geometrie, Stoßart), vorgegeben. Anhand der Anforderungen und der Rahmenbedingungen aus der Konstruktion legt die Arbeitsvorbereitung die Maschinenparameter (Lasersystem, Handhabungssystem, Spannvorrichtung usw.) fest. Aus dem verwendeten Lasersystem ergeben sich direkt die Eigenschaften der auf das Werkstück einwirkenden Laserstrahlung.

Ausgehend von der vorhandenen Systemtechnik und der von der Konstruktion vorgegebenen Schweißaufgabe müssen die Einflussgrößen zusätzlich in System- und Prozessparameter eingeteilt werden. Die Systemparameter werden bei der Auslegung der Bearbeitungsaufgabe festgelegt und können während der Bearbeitung nicht verändert werden.

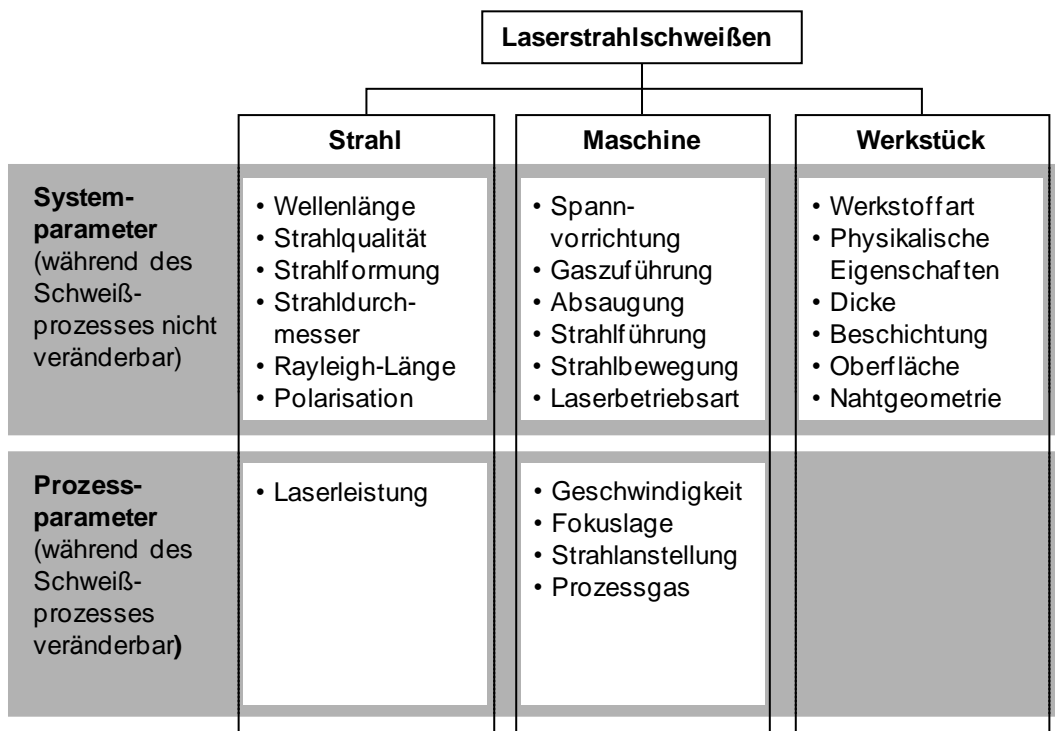


Abbildung 17: Einfluss- und Einstellgrößen beim Laserstrahl-Tiefschweißen

Die Prozessparameter hingegen, wie z.B. die Laserstrahlleistung, die Bearbeitungsgeschwindigkeit oder die Strahlanstellung, können während des Schweißprozesses verändert und durch den Bediener direkt an die Erfordernisse der Bearbeitungsaufgabe angepasst werden. Sie können deshalb auch als Einstellgrößen definiert werden und sind die wesentlichen Stellgrößen, um den Schweißprozess zu beeinflussen. Die wichtigsten Einfluss- und Einstellgrößen für den Remote-Laserstrahl-Schweißprozess werden in Abschnitt 3.4 näher erläutert und es werden ihre Wechselwirkungen dargestellt.

Zur Beurteilung des Bearbeitungsergebnisses können unterschiedliche Kenngrößen, die die geometrischen, metallurgischen und mechanisch-technologischen Eigenschaften und somit die Schweißnahtqualität beschreiben, herangezogen werden. Die Geometrie der Schweißnaht wird durch Größen wie Nahtquerschnitt, -breite, -tiefe, -überhöhung oder -unterwölbung gekennzeichnet. Zusammen mit den metallurgischen Kenngrößen, die den Zustand oder die Zusammensetzung des Gefüges nach dem Schweißvorgang widerspiegeln, beeinflussen sie die mechanisch-technologischen Kennwerte, wie beispielsweise die dynamische oder die statische Zug- und Biegefestigkeit.

Diese Kenngrößen sowie das Vorgehen zur Bewertung der Schweißnahtqualität sind für Stahlwerkstoffe in der DIN EN ISO 13919-1 festgelegt. Dort werden für die Materialdicken von 1 mm bis 12 mm mögliche Nahtunregelmäßigkeiten beim Laserstrahlschweißen definiert und anhand von drei Qualitätsklassen eingeteilt. Das Bewertungssystem wird mit den Qualitätsklassen B, C und D gekennzeichnet, wobei Schweißnähte der Klasse B den höchsten, der Klasse C den mittleren und der Klasse D den niedrigsten Qualitätsanforderungen entsprechen. Die Bewertung bezieht sich dabei ausschließlich auf die Schweißverbindung und nicht auf Gesamtbauteile oder Baugruppen, womit sich für ein Bauteil auch mehrere Bewertungen vergeben lassen.

Die genannten Kenngrößen werden entweder durch zerstörende oder nicht zerstörende Prüfmethode bestimmt. Der Aufwand zur umfassenden Prüfung anhand dieser Prüfmethode steigt mit der Anzahl der Schweißnähte stark an, weshalb in der industriellen Großserienfertigung in der Regel lediglich Stichproben mit diesen Verfahren geprüft werden. Zur Sicherstellung einer gleichbleibenden Qualität werden hingegen Verfahren verwendet, die während des Schweißprozesses qualitätsbeeinflussende Effekte aufzeichnen, auswerten und durch entsprechende Regelkreise bei Bedarf den Prozess über die Prozessparameter regeln (siehe Abschnitt 3.3.5).

Im Folgenden werden die aufgezeigten Erkenntnisse zu den Einfluss- und Einstellgrößen beim Laserstrahlschweißen auf das Remote-Laserstrahlschweißen übertragen und die speziellen Randbedingungen dieses Verfahrens detailliert.

3 Stand der Technik beim Remote-Laserstrahlschweißen

3.1 Allgemeines

Innerhalb dieses Kapitels wird das Verfahren des Remote-Laserstrahlschweißens (RLS) allgemein definiert und einige der industriellen Großserienanwendungen beschrieben. Neben den speziellen Anforderungen an die Anlagentechnik zum RLS wird ein Überblick über den Stand der Technik sowohl system- als auch prozessseitig geben. Darauf aufbauend werden die wesentlichen Einflussgrößen beim RLS ermittelt und deren Einfluss auf das Prozessergebnis anhand wissenschaftlicher Erkenntnisse diskutiert. Durch die detaillierte Betrachtung und Bewertung der bisherigen Veröffentlichungen werden Wissenslücken zum umfassenden Verständnis des RLS identifiziert und damit der Handlungsbedarf für die Arbeit abgeleitet.

3.2 Definition und Begriffsklärung

In der Laserstrahl-Fertigungstechnik bezeichnet der Begriff *Arbeitsabstand* *a* (siehe auch Abbildung 5) den Abstand zwischen einer festgelegten Bezugsfläche der Bearbeitungsoptik (z.B. Linseneinfassung) und dem Wirkort der Laserstrahlung am Bauteil (DIN 32532). In der Regel entspricht der Arbeitsabstand beim Laserstrahlschweißen in der Strahlfokusebene in etwa der Brennweite der Bearbeitungsoptik. Im Vergleich zum konventionellen Laserstrahlschweißen mit Brennweiten unterhalb von 250 mm spricht man beim Remote¹¹-Verfahren von typischen Arbeitsabständen größer 300 mm bis derzeit 1600 mm (BERGMANN 2009B, TSOUKANTAS ET AL. 2007). Aus dieser Begriffsdefinition heraus charakterisiert der englischen Wortbeisatz „Remote“ das Laserstrahlschweißen mit optischen Systemen, die über große Arbeitsabstände verfügen (THOMY ET AL. 2004). Da die Winkelgeschwindigkeit zur Auslenkung eines Laserstrahls vom eingesetzten Handhabungssystem limitiert wird, führt bei Erreichen dieser Limitierung nur ein größerer Arbeitsabstand zu einer erhöhten Versatzgeschwindigkeit beim Sprung des Laserstrahls zwischen zwei Schweißpositionen. Diese hohe Versatzgeschwindigkeit stellt die wesentliche Eigenschaft und den Vorteil der

¹¹ Remote: engl. für weit, fern, entfernt.

Remote-Lasermaterialbearbeitung dar (KIRCHHOFF ET AL. 2007). Eine Limitierung der theoretisch realisierbaren Arbeitsabstände sowie der Brennweiten wird lediglich von der Strahlqualität bzw. der Strahlbrillanz des eingesetzten Lasersystems, dem optischen Abbildungssystem und der zur Bearbeitung benötigten Intensitätsverteilung am Bauteil vorgegeben. Einhergehend mit der hohen Strahlqualität der eingesetzten Laserstrahlquellen und dem großen Arbeitsabstand ergeben sich gemäß Formel (10) und (14) für das RLS große Rayleighlängen, welche in der Fokusebene zu einer schlanken und quasi parallelen Strahlkaustik führen. Außerdem existieren aufgrund der großen Arbeitsabstände und der dadurch reduzierten Kollisionsgefahr nahezu uneingeschränkte Möglichkeiten zur Strahlanstellung. Anders als beim konventionellen Laserstrahlschweißen können jedoch das Schutzgas oder die Schweißzusatzmaterialien nicht über koaxiale oder seitlich an der Bearbeitungsoptik befestigte Düsen dem Schweißprozess zugeführt werden. Während beim Laserstrahlschweißen mit kurzen Brennweiten, bedingt durch den geringen Arbeitsabstand, meist eine klare Funktionstrennung zwischen dem Handhabungssystem zur Positionierung und der Bearbeitungsoptik zur Formung des Laserstrahls vorherrscht, besteht beim RLS die Möglichkeit, die Strahlformungs- und Strahlablenkungsfunktionalitäten direkt in die Bearbeitungsoptik zu integrieren. MUNZERT (2009) führt deswegen als weiteres Charakteristikum der Remote-Lasermaterialbearbeitung den Begriff Strahlpositioniersystem ein, das die Lage und die Orientierung des Laserstrahls relativ zum Bauteil beeinflusst. Es besteht aus einem Handhabungssystem und einer Bearbeitungsoptik zur Strahlformung, welche hochdynamische Antriebe zur Strahlablenkung beinhalten kann (siehe Abbildung 18).

Somit kann der Begriff Remote-Laserstrahlschweißen (RLS) zusammenfassend definiert werden:

Das Remote-Laserstrahlschweißen ist ein Laserstrahlschweißverfahren mit brillanter Laserstrahlung, großen Rayleighlängen und hohen Versatzgeschwindigkeiten. Bedingt durch diese Charakteristika wird die Laserstrahlung über hochdynamische Strahlpositioniersysteme in einem großen Arbeitsabstand zwischen Bearbeitungsoptik und Werkstück ausgelenkt und koppelt unter einem variablen Anstellwinkel in das Werkstück ein. Die Zuführung von Schutzgas oder Schweißzusatzmaterialien über die Bearbeitungsoptik ist nicht möglich.

Anwendung findet das RLS derzeit vorwiegend bei der Großserienfertigung flacher Baugruppen in einer Spannvorrichtung mit einer hohen Anzahl von

Schweißpositionen und Schweißnähten (PAURA 2005). Dabei werden vorwiegend 2- oder 3-fache Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 0,5 und 4 mm verschweißt (LINGER 2009). Typische Fokussdurchmesser liegen bei etwa 600 μm (RIPPL 2006), womit sowohl unbeschichtete als auch beschichtete konventionelle, hochfeste und höchstfeste Stahlwerkstoffe verschweißt werden. Bei der Herstellung von Hauben, Türen, Heckfensterrahmen, Sitzen oder B-Säulen im automobilen Karosseriebau konkurriert es mit dem konventionellen Widerstands-Punktschweißen (BERGMANN 2009C). Wie bereits in Abschnitt 1.1 beschrieben, besteht ein Vorteil der Remote-Technik in der Möglichkeit, nicht nur gerade Nähte, sondern auch kompliziertere Nahtgeometrien zu realisieren. So ist es aufgrund der vergleichsweise geringen bewegten Massen vor allem bei einem scannerbasierten System möglich, nahezu beliebige Nahtgeometrien in der Ebene mit hoher Geschwindigkeit zu schweißen. Neben geraden Steppnähten mit einer charakteristischen Nahtlänge von 15 mm bis 20 mm, welche in etwa die gleichen Festigkeitseigenschaften aufweisen wie ein Widerstandsschweißpunkt (BECKER ET AL. 2004), werden je nach Belastungs- und Anwendungsfall auch C- und S-Nahtgeometrien umgesetzt (BROCKMANN 2009A, PAURA 2005, BERGMANN 2009B). Außerhalb der Automobilindustrie und ihrer Zulieferunternehmen findet das RLS generell im Bereich der Massenfertigung geschweißter Kleinteile, in der Haushaltsgerätektechnik („Weiße Ware“) sowie im Apparatebau z.B. beim verzugsminimierten Verschweißen von Wärmetauschern Anwendung (THOMY ET AL. 2004). In der Luftfahrtindustrie wird das RLS außerdem zum Schweißen von Stringergeometrien aus den Aluminiumlegierungen 6065 und 6013 angewendet (KLOTZBACH ET AL. 2006).

3.3 Anlagentechnik

3.3.1 Übersicht

Nach DIN EN ISO 11145 bestehen konventionelle Laseranlagen zur Bearbeitung von Werkstücken aus der Laseranordnung mit dem Lasergerät, der Strahlführung und der Strahlformung, den Handhabungssystemen zur Erzeugung der Relativbewegung zwischen dem Werkstück und dem Laserstrahl sowie zusätzlichen Mess- und Regeleinrichtungen (Abbildung 18).

Neben dem Strahlpositioniersystem unterscheiden sich Remote-Laseranlagen in einer aufgrund der erhöhten Anforderungen durch die großen Arbeitsabstände

und der hohen Strahlbrillanz gesteigerten Komplexität im Hinblick auf die Spanntechnik der Werkstücke, das Qualitätssicherungssystem und die Lasersicherheitstechnik.

Als Werkstückpositioniersystem wird die Gesamtheit aller Komponenten einer Laseranlage bezeichnet, die die Lage und die Umgebungsbedingungen des Werkstückes beeinflussen können. Es besteht aus einem Handhabungssystem und einer Spannvorrichtung. Die Spannvorrichtung verfügt zwingend über Mechanismen, die das Spannen und die Positionierung der Werkstücke sicherstellen. Sie kann zusätzlich Funktionalitäten zum Werkstückwechsel, zur Zuführung von Prozessmedien (Prozessgas, Zusatzwerkstoff) bzw. zur Abführung von Prozess-emissionen (Dämpfe, Stäube) beinhalten.

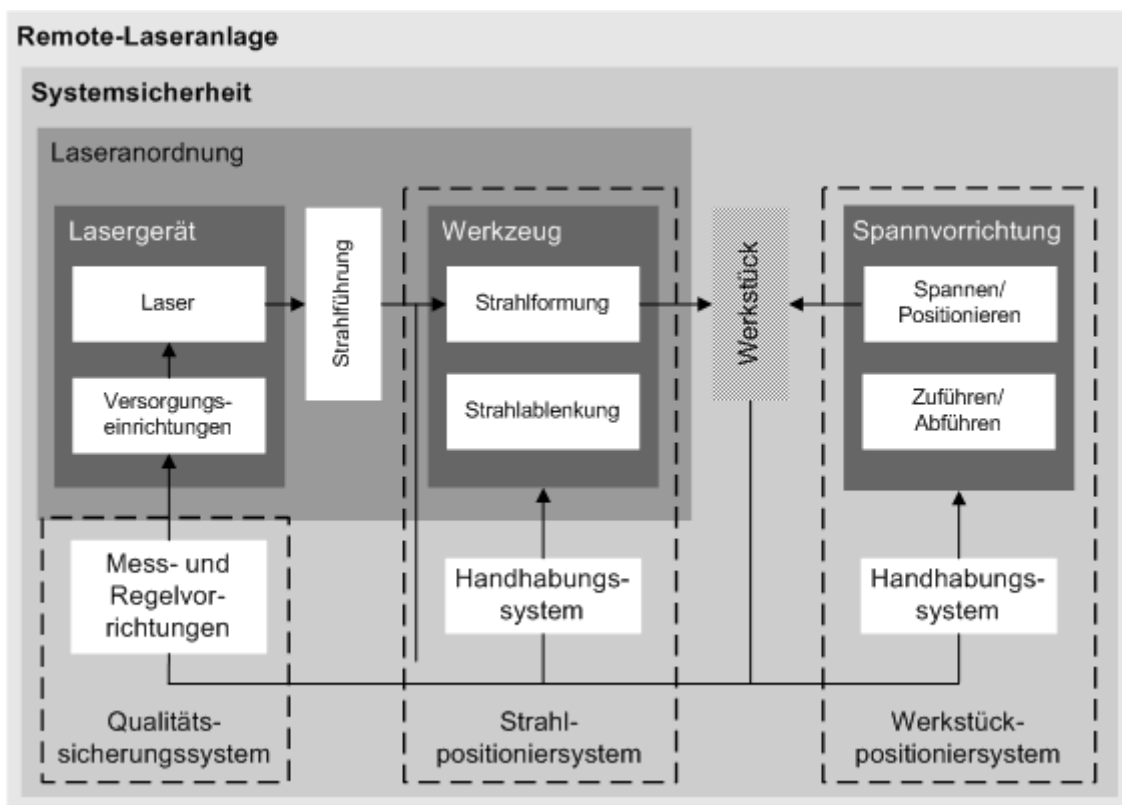


Abbildung 18: Komponenten von Remote-Laseranlagen (in Anlehnung an DIN EN ISO 11145, MUNZERT (2009)).

Um die steigenden Anforderungen an die Prozessqualität zu erfüllen, sind im Qualitätssicherungssystem sowohl Mess- und Regeleinrichtungen zur Steuerung bzw. Regelung der Handhabungssysteme und der Laseranlage als auch Sensoren und Geräte zur Prozessüberwachung und -regelung integriert.

Die Lasersicherheitstechnik umfasst alle Schutzmaßnahmen in der Remote-Laseranlage zur Gewährleistung der Sicherheit des Bedienpersonals gegen sich unkontrolliert ausbreitende Laserstrahlung. Sie besteht neben den technischen, baulichen und organisatorischen Maßnahmen auch aus den persönlichen Schutzmaßnahmen der Bediener (LIEB 2008, DIN EN 60825-1, BGV B2).

3.3.2 Lasergerät

Das Lasergerät beinhaltet nach DIN EN ISO 11145 die Laserstrahlquelle, in der die Laserstrahlung erzeugt wird, und wesentliche zusätzliche Einrichtungen, wie z.B. das Kühlsystem, die Netz- und die Gasversorgung, die zum Betrieb des Lasers notwendig sind. Eine wichtige Voraussetzung für das RLS ist die Verfügbarkeit von Laserstrahlquellen mit hoher Strahlqualität und somit guter Fokussierbarkeit. Außerdem müssen die Laserstrahlquellen bei konstanter Strahlqualität eine für die RLS-Anwendung ausreichende Laserstrahlleistung erzeugen. Nur so ist es möglich, kleine Fokusburchmesser, schlanke Bearbeitungsoptiken und große Arbeitsabstände bei gleichzeitig hohen Schweißgeschwindigkeiten und Einschweißiefen zu realisieren (DIN EN ISO 13919-1).

Wie in Abschnitt 2.2 erläutert, kann die Kombination aus Laserstrahlleistung und Strahlqualität mit der Strahlbrillanz beschrieben werden. In Abbildung 19 werden in doppellogarithmischer Darstellung derzeit kommerziell verfügbare Laserstrahlquellen im Hinblick auf die Laserstrahlleistung und die Strahlbrillanz miteinander verglichen. Eine Laserstrahlquelle zum RLS muss unter Berücksichtigung der optischen Abbildungsverhältnisse gemäß Abschnitt 2.4.2 als technische Mindestanforderung bei einer blechdickenabhängigen Laserstrahlleistung bei $3 \text{ kW} \leq P_L \leq 6 \text{ kW}$ eine Strahlqualität von $M^2 \leq 24$ aufweisen. Somit ergibt sich zum RLS bei $M^2 = 24$ eine minimale Strahlbrillanz B zwischen $6 \times 10^6 \text{ W/mm}^2\text{sr}$ ($P_L = 3 \text{ kW}$) und $1 \times 10^7 \text{ W/mm}^2\text{sr}$ ($P_L = 6 \text{ kW}$). Diese Strahlbrillanz kann weder vom Stab- noch vom Diodenlaser erreicht werden, weshalb unter optischen Gesichtspunkten lediglich Faser- und Scheibenlaser wie auch CO_2 -Laser zum RLS geeignet sind (siehe Abbildung 19).

Die höchste derzeit kommerziell verfügbare Strahlbrillanz mit $B = 6 \times 10^9 \text{ W/mm}^2\text{sr}$ wird mit einem 10-kW-Singlemode-Faserlaser (SM-Faserlaser) erreicht. Zum RLS im Dünoblechbereich werden allerdings weder Laserstrahlquellen im Grundmode ($M^2 = 1$) noch Laserstrahlquellen mit Laserstrahlleistungen $P_L \geq 6 \text{ kW}$ benötigt und bisher industriell eingesetzt.

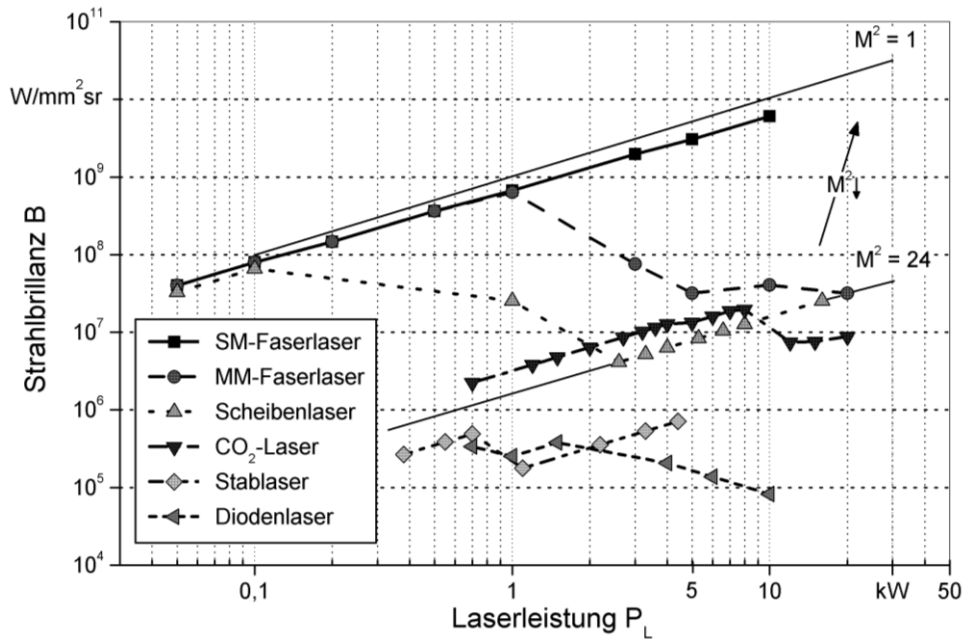


Abbildung 19: Marktübersicht kommerzieller Laserstrahlquellen und Vergleich im Hinblick auf die Laserstrahlleistung und die Strahlbrillanz (Stand 2010); Quellen: IPG LASER GMBH (2010); TRUMPF GMBH + Co. KG (2010A); TRUMPF GMBH + Co. KG (2010B); ROFIN-SINAR LASER GMBH (2010); LASERLINE GMBH (2010)

Stattdessen müssen Laserstrahlquellen bzw. Lasergeräte zum RLS eine Reihe von weiteren technischen wie auch wirtschaftlichen Anforderungen erfüllen (siehe Abbildung 20).

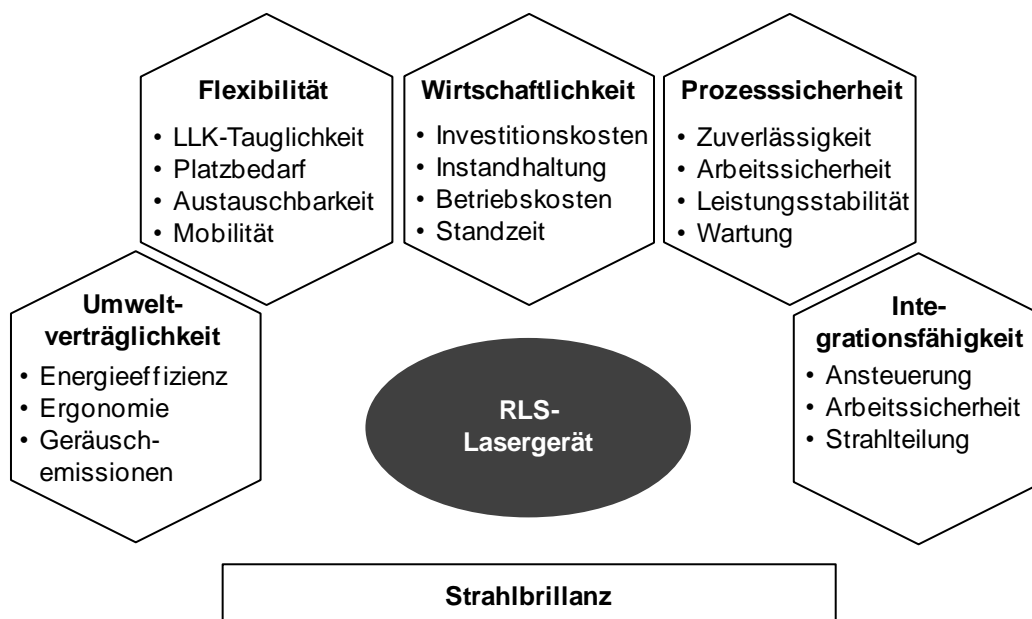


Abbildung 20: Anforderungen an Lasergeräte zum RLS

Der Erfüllungsgrad dieser Anforderungen ist entscheidend für den Markterfolg eines Lasergerätes. Da die Laserstrahlung von CO₂-Lasern aufgrund der Wellenlänge lediglich über Spiegelsysteme zum Bearbeitungsort transportiert werden kann, haben sich Scheiben- und Faserlaser mit Strahlqualitäten $M^2 \leq 24$ (SPP ≤ 12 mm·mrad) aufgrund ihrer flexiblen Strahlführung mittels LLK und des besseren Gesamtwirkungsgrades zum RLS industriell durchgesetzt.

3.3.3 Strahlpositioniersysteme

Ausgehend vom Strahlpositionierprinzip kann das RLS in scannerbasierte und in scannerlose Systeme eingeteilt werden. Diese können wiederum mit verschiedenen Handhabungssystemen verknüpft werden und ergeben die in Abbildung 21 dargestellten Anlagenkombinationen.

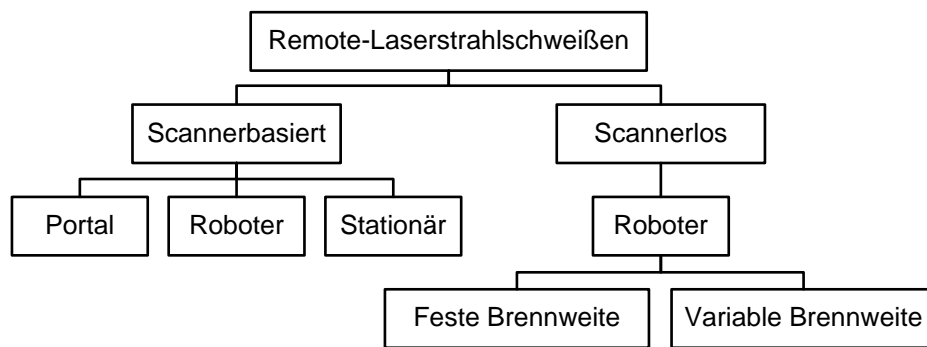


Abbildung 21: Strahlpositionierprinzipien beim RLS

Beim scannerlosen robotergeführten RLS wird eine langbrennweitige, konventionelle Schweißoptik oder eine Schweißoptik mit variabler Brennweite, eine sogenannte Zoom-Optik (RIPPL 2006) auf einen Sechs-Achs-Knickarmroboter montiert. Das Robotersystem übernimmt hier mit seinen sechs Achsen die Funktion der Strahlableitung (ZÄH ET AL. 2006).

Das scannerbasierte RLS verwendet hingegen Scannersysteme zur Strahlpositionierung. Das Prinzip der Scannersysteme baut entweder auf einen um zwei Raumachsen schwenkbaren Spiegel oder auf zwei getrennt voneinander um je eine Raumachse schwenkbaren Spiegeln auf. Diese werden mit Hilfe von Galvanometerantrieben¹² dynamisch um ihre jeweiligen Achsen bewegt und lenken so den Laserstrahl auf dem Bearbeitungsfeld in die geforderte Richtung. Aufgrund der geringen Trägheit der Spiegel ist ein Positionieren des Laserstrahls im Milli-

¹² Dynamischer Spiegelantrieb nach dem Prinzip eines Drehspulmesswerkes

sekundenbereich möglich. Die Positioniergeschwindigkeit wird dabei durch die charakteristische Sprungzeit des Laserstrahls von Position A nach Position B und dem Abstand der Punkte zueinander bestimmt. Der maximale Auslenkwinkel des Laserstrahls durch die Rotation der Scannerspiegel beträgt je nach Hersteller zwischen $\pm 20^\circ$ und $\pm 25^\circ$ (SCANLAB AG. 2010, ARGES GMBH. 2010, RAYLASE AG 2010).

Für die Strahlfokussierung sind am Markt zwei unterschiedliche Varianten verfügbar. Bei Systemen mit so genannter F-Theta-Linse¹³ (Abbildung 22 (links)) erfolgt die Fokussierung des Laserstrahls nach der Ablenkeinheit. Das mehrlinsige F-Theta-Objektiv erzeugt einen über das gesamte Arbeitsfeld homogenen Strahlfokus nahe der Beugungsbegrenzung. Da die Laserstrahlung hier wegen der vorangegangenen Strahlablenkung die Fokussierlinse in unterschiedlichen Bereichen durchdringt, ergeben sich inhomogene Temperaturfelder. Dies kann zu ungewollten Fokusverformungen durch thermisch induzierten Linsenverzug und zur Änderung des Brechungsindex führen. In Systemen ohne F-Theta-Linse erfolgt die Fokussierung bereits durch ein Optiksistem vor den Ablenkspiegeln (Abbildung 22 (rechts)).

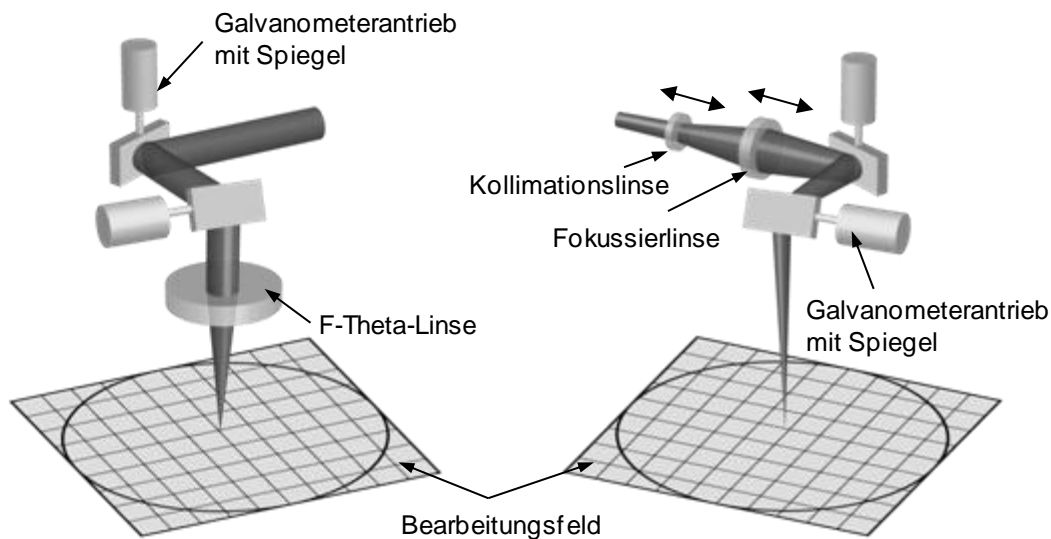


Abbildung 22: Schematischer Aufbau eines Scannersystems zur zweidimensionalen Ablenkung des Laserstrahls mit F-Theta Linse (links) und ohne F-Theta-Linse (rechts)

¹³ Planfeldoptik, welche die Laserstrahlfokuslage im gesamten Arbeitsfeld des Scanners konstant, d.h. in einer Ebene, hält

Durch eine translatorisch bewegliche Linse wird bei diesem Prinzip die geometrische Veränderung der Fokusslage aufgrund der Strahlanstellung ausgeglichen. Außerdem können durch eine Variation der Linsen in ihrer Lage zueinander unterschiedliche Brennweiten in z-Richtung oder verschiedene Strahldurchmesser eingestellt werden. Da die Linsensysteme durch zusätzliche Antriebe (Galvanometer- oder Lineardirektantrieb) bewegt und mit den Spiegelauslenkungen synchronisiert werden müssen, leidet die Gesamtdynamik des Systems, was zu reduzierten Strahlablenkungsgeschwindigkeiten im Vergleich zu F-Theta-Systemen führt.

Je nach Hersteller und Anwendungsfall werden die Scannersysteme an Portalkinematiken, Robotersystemen oder stationären Halterungen befestigt. Bei großen Werkstücken wird die Grobpositionierung vom Portal- oder vom Robotersystem übernommen, während die Feinpositionierung und das Erzeugen von Schweißnahtgeometrien vom Scanner durchgeführt wird.

Vergleicht man die einzelnen Strahlpositionierprinzipien miteinander, so ergeben sich für jede Kombination spezifische Vor- und Nachteile (Abbildung 23).

	Scannerbasiert		Scannerlos		
	Stationär	Portal	Roboter	Festbrennweiten-Optik	Zoom-Optik
Legende:					
	■ hoch				
	■ mittel				
	■ gering				
Geschwindigkeit	■	■	■	■	■
Genauigkeit	■	■	■	■	■
Flexibilität	■	■	■	■	■
Programmieraufwand	■	■	■	■	■
Investition	■	■	■	■	■
Wartung	■	■	■	■	■
Arbeitsraum	■	■	■	■	■

Abbildung 23: Bewertung der Strahlpositionierprinzipien

Portalkinematiken mit Scannersystemen sind durch die festgelegte Bewegungsrichtung des Scannersystems auf dem meist in einer Ebene agierenden Portal in der Werkstückgeometrie auf weitgehend ebene Bauteile beschränkt (BERGMANN 2009B). Allerdings ermöglichen diese Systeme hohe Verfahrensgeschwindigkeiten und stellen geringere Anforderungen hinsichtlich Programmierung und Wartung. Ebenso wie Portalsysteme sind stationäre Scannersysteme aufgrund der einfachen Programmierbarkeit, der hohen Geschwindigkeit und der niedrigen Investi-

tionskosten bei ebenen Bauteilen, die komplett vom Scanfeld abgedeckt werden können und deren Zugänglichkeit für die Laserstrahlung nicht durch Spannsysteme oder Hinterschneidungen eingeschränkt ist, von Vorteil.

Bei großflächigen oder dreidimensionalen Bauteilen weisen roboterbasierte RLS-Verfahren, im Vergleich zu RLS-Verfahren in Kombination mit Portalkinematiken, eine höhere Anlagenflexibilität bei vergleichsweise niedrigen Investitionskosten auf. Der Vorteil der Kombination von Scanneroptik und Sechs-Achs-Knickarmroboter liegt darin, sowohl das flexible Handhabungssystem zur Vorpositionierung der Scanneroptik als auch das hochdynamische Spiegelsystem der Scanneroptik zur schnellen Feinpositionierung und Nachfokussierung des Laserspots auf dem Bauteil nutzen zu können. Dadurch werden schnelle Strahlpositionierungen und neue, dem Kraftverlauf und der Belastung angepasste Schweißnahtgeometrien (Stepp-, C-, S- oder Kreisnähte) ermöglicht (BECKER ET AL. 2004). Um jedoch thermisch induzierte Fehlplatzierungen des Laserstrahlfokus, d.h. eine Veränderung der Brennweite, zu verhindern, sind an die Strahleigenschaften angepasste Materialien und Beschichtungen der Linsensysteme sowie der Ablenkspiegel erforderlich. Außerdem ist die steuerungs- und regelungstechnische Verknüpfung der dynamischen Scannerachsen-Rotationen mit den im Vergleich zu den Galvanometerantrieben relativ trägen sechs Achsen eines Industrieroboters aufwendig. Zur Kooperation und Kommunikationen mit den vorhandenen Robotersteuerungen werden deshalb zusätzliche Scannersteuerungen benötigt.

Diese steuerungstechnische Komplexität kann beim scannerlosen, roboterbasierten RLS deutlich reduziert werden, was in letzter Konsequenz zu weniger Programmieraufwand, weniger beweglichen Komponenten in der Optik, weniger Fehler- und Ausfallmöglichkeiten und somit zu reduzierten Investitions- und Betriebskosten führt. Die reine Positionierung mit Hilfe eines Roboters verschlechtert jedoch die Genauigkeit des Systems. Die Trägheit der Roboterachsen hat zudem negative Auswirkungen auf die Positioniergeschwindigkeit des Laserstrahls auf dem Bauteil (ZÄH ET AL. 2006).

Aufgrund der genannten Vorteile werden in der industriellen Großserienfertigung vorwiegend Systeme aus der Kombination von Roboter und Scanner eingesetzt (BROCKMANN 2009A, BECKER ET AL. 2004, BECKER ET AL. 2008, BERGMANN 2009B).

3.3.4 Spannvorrichtung

Nach DIN 6300 sind Spannvorrichtungen Hilfsmittel, die die Aufgabe haben, bestimmte Arbeitsvorgänge an Werkstücken zu ermöglichen. Das Werkstück wird meist durch Festspannen mit der Vorrichtung so in Verbindung gebracht, dass dieses zwangsläufig in der dem Arbeitsgang entsprechenden Lage gehalten wird (KRAHN ET AL. 2007). In RLS-Anlagen existiert im Gegensatz zum bspw. Widerstandspunk- oder Rollennahtschweißen eine klare Funktionstrennung zwischen dem Spannen und dem Schweißen des Werkstückes. Zur Realisierung eines stabilen Schweißprozesses werden die Fügepartner deshalb mit separaten und zusätzlichen Vorrichtungen mit hoher Spannkraft und hoher Spanngenauigkeit in möglichst kurzen Abständen zur Schweißnaht gegeneinander verspannt. Beim Verschweißen von verzinkten Bauteilen gibt es außerdem Ansätze, über die Spannvorrichtung einen definierten Spalt zwischen den Bauteilen zu erzeugen, um die Zinkausgasung zu realisieren. In Abbildung 24 sind in Anlehnung an NEITZEL (1989) einige Anforderungen an Spannvorrichtungen zusammengefasst und auf die Anforderungen des RLS übertragen.

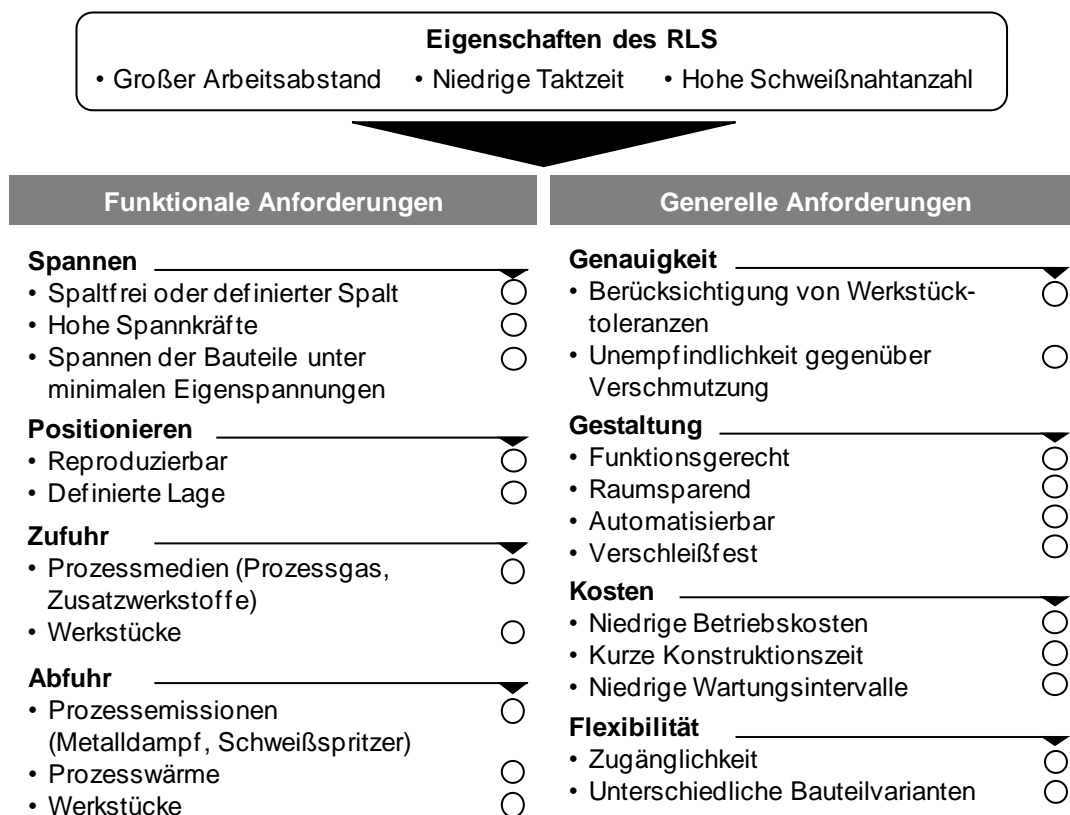


Abbildung 24: Anforderungen an RLS-Spannvorrichtungen

Funktionale Anforderungen sind hierbei die Eigenschaften der Spannvorrichtung, deren Erfüllung ein Anwender erwartet, um eine Spannaufgabe zu realisieren. Generelle Anforderungen hingegen beinhalten die Anforderungen an das System, die nicht einer speziellen Spannfunktion zugeordnet werden können, sondern allgemein zur Anwendbarkeit des Systems beitragen. Sie definieren beispielsweise Qualitäts-, Sicherheits-, Kosten- oder Performanceanforderungen. Die Ausprägung der Anforderungen an RLS-Spannvorrichtungen ist von den prozessspezifischen Eigenschaften bestimmt, wie z.B. großer Arbeitsabstand, hohe Stückzahl und niedrige Taktzeiten des RLS.

Da beim RLS typischerweise eine Vielzahl von Schweißnähten an einer Baugruppe produziert wird, ist die Anzahl der Spannelemente in einer Spannvorrichtung hoch (KLING 2004). Damit erhöht sich die Komplexität der Gesamtvorrichtung sowohl aus steuerungstechnischer als auch konstruktiver Sicht und es wird die Zugänglichkeit für den Laserstrahl stark eingeschränkt. Vorteilhaft wirkt sich hierbei der minimale Störbereich des Strahlwerkzeuges aus, bei dem wegen des großen Arbeitsabstands und der fehlenden Schutzgasdüsen oder Drahtzuführungen lediglich die Prozessstelle für den Zugang durch die Laserstrahlung und evtl. durch das QS-System freizuhalten ist. Somit sind keine Kollisionskonturen durch die Spannelemente vorhanden.

Während des Schweißprozesses führt eine hohe Anzahl an Schweißnähten zu Prozessemissionen, wie Schweißspritzer und Metaldampf, die die Bauteilqualität beeinflussen (siehe Abschnitt 3.4.2) und die Luftatmosphäre in der Fertigungshalle mit gesundheitsgefährdenden Stoffen verschmutzen können. Um die Qualität des Schweißprozesses zu gewährleisten, müssen diese Prozessemissionen durch geeignete, in die Spannvorrichtung integrierte, Absaugungen aus der Prozesszone entfernt werden. Innerhalb des Schweißbereichs muss des Weiteren die Spannvorrichtung z.B. durch verschleißfeste, auswechselbare Spannbacken aus Kupfer unempfindlich gegenüber Schweißspritzern ausgelegt und es müssen zur Ableitung der Prozesswärme evtl. zusätzliche Kühlkanäle integriert werden.

Neben der komplexen Spannvorrichtung ergibt sich beim RLS die Herausforderung, dass eine geeignete Schutzgaszuführung nicht wie beim herkömmlichen Laserstrahlschweißen direkt am Schweißkopf befestigt werden kann, sondern durch zusätzliche Vorrichtungen entweder direkt in oder neben den Spannelementen realisiert werden muss.

3.3.5 Prozessüberwachungssysteme

Die Aufgabe von Prozessüberwachungssystemen beim RLS besteht darin, den Schweißprozess bzw. Signale daraus aufzunehmen und an ein Auswerte- bzw. Regelungssystem weiterzuleiten. Durch entsprechende regelnde oder auch lediglich dokumentierende Maßnahmen kann somit eine gleichbleibende Schweißnahtqualität im Hinblick auf die von der Fertigungsplanung und der Konstruktion vorgegebenen Festigkeitswerte und Oberflächenqualitäten gewährleistet werden.

Da beim RLS anders als beim Widerstands-Punktschweißen kein direkter Kontakt zwischen dem Werkzeug und dem Werkstück besteht, müssen die Signale zur Beurteilung der Schweißnahtqualität anhand von optischen, akustischen, thermographischen oder anderen berührungslosen Messmethoden, wie z.B. Ultraschall oder Röntgenstrahlung, ermittelt werden. Aufgrund der großen Arbeitsabstände werden die Prozesssignale im Vergleich zu herkömmlichen Prozessüberwachungssystemen um den Faktor 10 bis 100 geschwächt, wodurch deutlich höhere Anforderungen an die Empfindlichkeit und die Genauigkeit der Messsensoren gestellt werden.

Zusätzlich erfordern

- die erhöhten gesetzlichen Sicherheitsvorschriften für Produkte,
- die 100 %-Überwachungs- und die Dokumentationspflicht für das Qualitätsmanagement,
- die Einsparbestrebungen beim Prüfpersonal sowie
- die gesteigerte Anlagenauslastung

Prozessüberwachungssysteme, die während des Schweißprozesses online die qualitätsbestimmenden Größen wie z.B. Einschweißtiefe, Nahtlage, Nahtform und Poren bzw. Durchschüsse prozesssicher überwachen (HAEPP ET AL. 2006).

In der industriellen Anwendung werden besonders optische Ansätze zur Prozessüberwachung verwendet, die in integrierende und ortsaufgelöste Systeme unterschieden werden können (DEININGER 2006). Integrierende Systeme basieren auf Photodioden, die sichtbare wie auch infrarote Lichtemissionen aus dem Schweißprozess und der reflektierten Laserstrahlung mit vorgelagerten optischen Filtersystemen voneinander separieren und darauf aufbauend den Schweißprozess analysieren (BREITSCHWERDT 2001). Ortsaufgelöste Ansätze verwenden meist Kamerasysteme mit integrierten CCD- oder CMOS-Sensorchips, optischen Filtern

und kombinierten Beleuchtungssystemen, die aus dem Kamerabild durch Algorithmen Formparameter extrahieren und im zeitlichen Verlauf Rückschlüsse auf die qualitätsbestimmenden Parameter zulassen.

Trotz der Vielzahl an Ansätzen und Messmethoden wurde bisher eine Online-Prozessüberwachung und -regelung aufgrund der Komplexität des RLS in der Großserienfertigung noch nicht durchgängig umgesetzt (HAEPF ET AL. 2006) und ist deswegen weiterhin Bestandteil zahlreicher Forschungs- und Entwicklungsarbeiten (PFEIFER ET AL. 2006, KAIERLE 2009, MEIBNER ET AL. 2009, ABT ET AL. 2009).

3.3.6 Lasersicherheit

Der Schutz der Bediener vor Laserstrahlung wird in erster Linie durch technische und bauliche Maßnahmen, welche in aktive und passive Schutzwandsysteme unterschieden werden können, gewährleistet.

Passive Laserschutzwände stellen hierbei den Laserschutz nur durch ihre physikalischen Eigenschaften (z. B. Wärmeleitfähigkeit, Temperaturbeständigkeit, usw.) sicher. Es wird davon ausgegangen, dass das Laseraggregat bei einem Störfall vom Bediener abgestellt wird (DIN EN 60825-1).

Aktive Laserschutzwände hingegen sind Teil eines Sicherheitssystems, welches ein Abschaltsignal als Antwort auf die Bestrahlung der Innenseite der Laserschutzwand auslöst.

Industrielle Laserstrahlschweißanlagen werden von Anlagenherstellern derzeit meist mit passiven Laserschutzwandssystemen konzipiert. Diese bestehen aus einer oder mehreren metallischen Schichten, die in einem bestimmten Abstand zueinander angeordnet sind. Um die gesetzlichen Richtlinien zur Lasersicherheit zu erfüllen, müssen die Schutzwände je nach Anwendungsfall der direkten Laserbestrahlung über eine definierte Bestrahlungszeit hinweg, die sogenannte Standzeit, widerstehen (DIN EN 60825-4). Die Standzeiten der Laserschutzwände hängen je nach verwendetem Material stark von der auftreffenden Strahlungsintensität ab (ALUNOVIC ET AL. 1996).

Die für die Schutzwandhersteller relevante Prüfvorschrift erlaubt einen Bestrahlungstest der Schutzwandmaterialien mit der dreifachen Brennweite des optischen Systems, wodurch der Strahldurchmesser der auftreffenden Laserstrahlung mit Formel (11) verdreifacht und die Strahlungsintensität mit Formel (17) um

den Faktor 9 reduziert wird. Somit werden die Schutzwände mit deutlich reduzierten Strahlungsintensitäten getestet, was zu hohen Standzeiten der bestrahlten Materialien führt. Für herkömmliche Laserschweißanlagen mittlerer Strahlungsintensitäten und Brennweiten ist diese Prüfnorm ausreichend. Werden allerdings die bisher nach DIN EN 60825-4 normgerecht ausgelegten Laserschutzwände in RLS-Anlagen verwendet, so liegt die Zerstörschwelle weit unterhalb der geforderten Richtwerte aus der Norm. Die Problematik liegt darin, dass systembedingt beim RLS Bearbeitungsoptiken mit langen Brennweiten verwendet werden und die Laserstrahlung eine sehr große Rayleighlänge aufweist. Dadurch erhöht sich der Arbeitsabstand zwischen Bearbeitungsoptik und Werkstück im Vergleich zu konventionellen Laserstrahlschweißanlagen, die Stellfläche bzw. der Abstand zu den Schutzwänden der Laseranlage bleibt jedoch aufgrund der hohen Aufstell- und Raumkosten meist gleich. Wird der Laserstrahl in einer derartigen Anlage bei einer Systemstörung auf die Schutzwand ausgelenkt, so trifft er dort im schlimmsten Fall im Strahlfokus mit sehr hoher Strahlungsintensität auf. Untersuchungen belegen, dass dann die Standzeiten passiver Schutzwandsysteme den Sicherheitsanforderungen nicht mehr genügen (BRAUNREUTHER ET AL. 2009).

Um RLS-Anlagen einfach, schnell und aufwandsarm in den vorhandenen Fertigungsablauf integrieren zu können und große Laserzellenabmaße zu vermeiden, werden deshalb derzeit unterschiedliche aktive Laserschutzsysteme entwickelt und auf ihre Normkonformität untersucht. Sie unterscheiden sich in aktive Schutzwandkonzepte mit integrierten Sensoren, basierend auf den physikalischen Größen Druck, Strom, Wärme, Licht (KUEHN ET AL. 2008), und in konventionelle, mehrlagige Schutzwandaufbauprinzipien in Kombination mit optischen Überwachungssystemen, die einen Störfall detektieren und bei Gefahr das Lasergerät oder die gesamte Laseranlage abschalten. Neben den kommerziellen, aktiven Lasersicherheitsprodukten (KROTH 2008, HEBERER 2009) existieren eine Reihe von prototypischen Systemen (KUEHN ET AL. 2008, ZÄH ET AL. 2009), deren Funktionsfähigkeit unter Laborbedingungen bereits nachgewiesen wurde.

3.4 Einflussgrößen beim RLS

3.4.1 Allgemeines

Das RLS ist ein Laserstrahlschweißverfahren und unterliegt deshalb auch den in Abschnitt 2.5.5 dargestellten Einflussgrößen. Werden allerdings die großen Ar-

beitsabstände sowie die dynamische und vor allem die uneingeschränkte Möglichkeit zur Strahlpositionierung des Laserstrahls auf dem Bauteil als Prozessspezifika mit in Betracht gezogen, so wird dieser Prozess im Unterschied zum konventionellen Laserstrahl-Schweißprozess zusätzlich durch

- erhöhte Strahlabsorption in der aus der Dampfkapillare aufsteigenden Metalldampffackel (Abschnitt 3.4.2),
- schlanke Strahlkaustiken mit langer Rayleighlänge (Abschnitt 3.4.3) und
- unterschiedliche sowie teilweise sehr große Strahlanstellungen (Abschnitt 3.4.4)

gekennzeichnet.

Daneben existieren außerdem Einflussgrößen wie z.B. Zinkbeschichtungen an Stahlwerkstoffen, hohe systemtechnisch realisierbare Schweißgeschwindigkeiten, unterschiedliche Werkstoffe oder unterschiedliche Nahtgeometrien, die bei industriellen RLS-Anwendungen häufig die Schweißnahtqualität beeinträchtigen. Diese Einflussgrößen sind allerdings nicht für die RLS-Bearbeitung spezifisch, da sie ebenso beim konventionellen Laserstrahlschweißen auftreten.

3.4.2 Metalldampfabsorption

Der Laserstrahl-Tiefschweißprozess ist durch den aus der Dampfkapillare aufgrund der Druckverhältnisse nach oben ausströmenden, überhitzten Metalldampf gekennzeichnet, welcher von Umgebungsgas, kondensierten Partikeln und Metallspritzern aus dem die Dampfkapillare umgebenden Schmelzbad durchsetzt ist. Die auftreffende Laserstrahlung interagiert mit dieser Metalldampfwolke, wird dort absorbiert, gestreut oder gebrochen und führt dadurch im Schweißprozess zu unterschiedlichen Prozessergebnissen (KIELWASSER 2009).

Gerade beim RLS besitzt die Laserstrahlung aufgrund der großen Arbeitsabstände eine lange Interaktionsstrecke mit der Metalldampfwolke, wodurch ausgeprägte Wechselwirkungsmechanismen auftreten. Abbildung 25 zeigt die Wechselwirkung der Laserstrahlung eines Faserlasers der Wellenlänge $\lambda = 1070 \text{ nm}$ mit der vom Bauteil aufsteigenden Metalldampfwolke bei einer Brennweite von $f = 1000 \text{ mm}$ und einem Fokusbereich $d_F = 640 \text{ }\mu\text{m}$. Die beim Durchdringen der aufsteigenden Metalldampfwolke absorbierte Strahlung erhöht die Energie der Partikel und der Gasmoleküle in der Wolke. Je nach eingestrahelter Strah-

lungsleistung und -wellenlänge entstehen dort unterschiedliche Prozessphänomene.

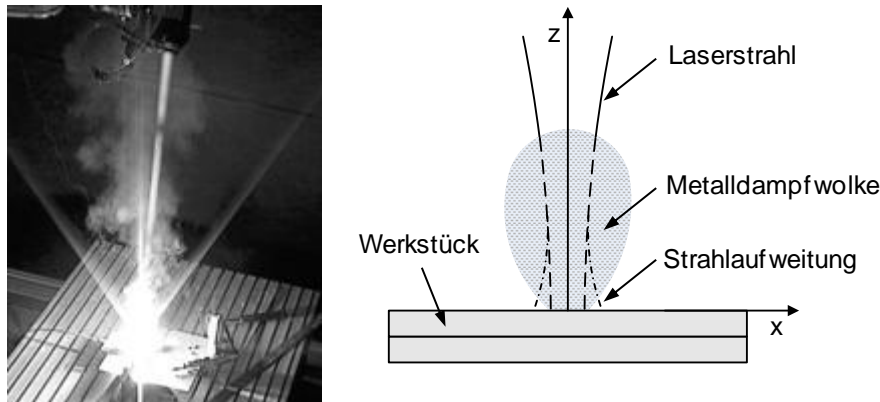


Abbildung 25: Einkopplung der Laserstrahlung in die aus der Dampfkapillare aufsteigende Metaldampffackel bei $\lambda = 1070 \text{ nm}$, $d_f = 640 \mu\text{m}$, $P_L = 8 \text{ kW}$; $f = 1200 \text{ mm}$

Bei den Wellenlängen des CO_2 -Lasers wurde bei ausreichend großen Strahlungsintensitäten die Entstehung eines abschirmenden laserinduzierten Plasmas aufgrund von inverser Bremsstrahlung nachgewiesen (BEYER 1995). Die Dichte der Plasmawolke nimmt dort mit steigender Strahlungsintensität zu, so dass verstärkt Wechselwirkungsprozesse zwischen den ionisierten Plasmateilchen und dem elektromagnetischen Strahlungsfeld auftreten. Die für den Schweißprozess zur Verfügung stehende Strahlungsenergie kann dadurch sogar soweit reduziert werden, dass der Tiefschweißprozess zusammenbricht (SEIDEL 1998). Da die Absorptionsvorgänge im laserinduzierten Plasma nach BEYER (1985) sehr stark durch den wellenlängenabhängigen Absorptionskoeffizienten

$$\alpha = \lambda^2 \cdot e^{-E_i} \quad (26)$$

geprägt sind, reduziert sich die Plasmaabsorption bei einer konstanten Ionisierungsenergie E_i bei der kürzeren Wellenlänge der Festkörperlaser um eine Zehnerpotenz im Vergleich zum CO_2 -Laser und spielt deshalb für das Schweißergebnis eine untergeordnete Rolle (BEYER 1995). Trotzdem wurden v.a. beim Schweißen mit hochbrillanten Festkörperlaserstrahlquellen, hohen Strahlintensitäten und langen Arbeitsabständen deutliche Einschweißtiefenänderungen aufgrund verstärkter Wechselwirkungen der Strahlung mit der Metaldampfwolke festgestellt (KATAYAMA ET AL. 2009, ZÄH ET AL. 2007, MICHALOWSKI ET AL. 2007). Eine Vielzahl von Untersuchungen bestätigen allerdings, dass diese Reduktion der Einschweißtiefe nicht auf Plasmaeinflüsse (DANZER ET AL. 2006),

sondern auf eine Abschwächung der auf das Bauteil auftreffenden Laserstrahlung durch Absorptions-, Streuungs- und Brechungseffekte im stark überhitzten Metalldampf (GRESES ET AL. 2004, HACK 1998, GRESES ET AL. 2001, HÜGEL ET AL. 2009, KAWAHITO ET AL. 2009) zurückzuführen ist. Generell kann die Abschwächung der wirkenden Strahlungsintensität, die s.g. Extinktion, über den Extinktionskoeffizienten α_{Ext} mit

$$\alpha_{\text{Ext}} = \alpha_{\text{Str}} + \alpha_{\text{Abs}} = N \cdot (C_{\text{Str}} + C_{\text{Abs}}) = N \cdot C_{\text{Ext}} \quad (27)$$

ermittelt werden. N beschreibt hierbei die Anzahl an Partikeln pro Volumeneinheit im durchstrahlten Medium. Die effektiven Querschnitte der Extinktion C_{Ext} , Streuung C_{Str} und Absorption C_{Abs} ergeben sich aus theoretischen Berechnungen (MARTIENSSEN 2008).

Nach welchem theoretischen Ansatz die Berechnung des Extinktionskoeffizienten α_{Ext} zu erfolgen hat, hängt neben dem Brechungsindex der Partikel und dem umgebenden Medium vom Streuparameter ξ als Verhältnis der Länge des Streuzentrums a_s zur Wellenlänge λ ab (HÜGEL ET AL. 2009):

$$\xi = \frac{\pi \cdot a_s}{\lambda}. \quad (28)$$

Je nach der Größe des Streuparameters ξ bzw. nach der Größe des Streuzentrums a_s sind für die bei der Lasermaterialbearbeitung auftretenden Streuungsmechanismen nach MARTIENSSEN (2008) folgende Geltungsbereiche festgelegt:

- Für $\xi \ll \lambda$ gilt die Rayleigh-Theorie (BERGMANN ET AL. 1993),
- für $\xi = \lambda$ kann die Mie-Theorie (VORTISCH 2002) und
- für $\xi \gg \lambda$ können geometrisch-optische Berechnungsmethoden verwendet werden.

Arbeiten von GRESES ET AL. (2004) belegen, dass die Partikelgröße und die Partikelanzahl beim Laserstrahlschweißen von der Wellenlänge und vom Werkstoff bestimmt werden. Beim Schweißen von Stahl mit langen Wellenlängen ($\lambda = 10,6 \mu\text{m}$; $P_L = 8 \text{ kW}$; $d_f = 1 \text{ mm}$) werden im Mittel tendenziell weniger Partikel ($n = 505$) mit kleineren mittleren Durchmessern ($d \sim 4 \text{ nm}$) erzeugt. Die Autoren erklären dies durch das auftretende Plasma über der Schweißstelle, welches mit den aufsteigenden Partikeln wechselwirkt und die Entstehung und die Vergrößerung der Partikel beeinflusst und verringert. Bei kurzen Wellenlängen ($\lambda = 1,06 \mu\text{m}$) hingegen entstehen deutlich mehr Partikel $n = 819$ mit größeren Partikeldurchmessern von $d \approx 50 \text{ nm}$ ($P_L = 8 \text{ kW}$; $d_f = 1 \text{ mm}$). HACK (1998) und

MICHALOWSKI ET AL. (2007) weisen ähnliche Partikelgrößen nach und bestätigen somit die Rayleigh-Streuung als wesentlichen Streumechanismus beim Laserstrahlschweißen. Untersuchungen von HANSEN ET AL. (1994), NONHOF (1988), MICHALOWSKI ET AL. (2007) und GRESES ET AL. (2004) ermitteln allerdings abhängig von der Partikelgröße und der Dichte der Metaldampfwolke über dem Bauteil aufgrund von Extinktionsvorgängen stark unterschiedliche Abschwächungen zwischen 7 % (MICHALOWSKI ET AL. 2007) und 70 % (NONHOF 1988) der Strahlungsintensität. Dies zeigt, dass eine allgemeingültige Aussage zur Leistungsabschwächung im Schweißbrauch derzeit aufgrund der unterschiedlichen quantitativen Daten nicht möglich ist und legt nahe, dass evtl. neben Streuvorgängen noch andere Mechanismen beteiligt sind.

HÜGEL ET AL. (2009) und MICHALOWSKI ET AL. (2007) beschreiben, dass für die Leistungsabschwächung neben der Rayleigh-Streuung weitere Streuvorgänge nahe der Fokussierlinse verantwortlich sind. Diese führen zu einer Aufweitung des Fokusbereichs und somit zu einer Fokuslagenverschiebung in Richtung der Strahlachse. Außerdem vermuten sie die Ausbildung einer thermischen Linse in der Umgebungsatmosphäre als weiteren Grund für die Reduktion der Einschweißtiefe um mindestens 20% bei einer Interaktion der Strahlung mit dem Metaldampf.

ZÄH ET AL. (2007) zeigten des Weiteren empirisch, dass der Einfluss der Metaldampfwolke auf die Einschweißtiefe s bei einer Bewegung der Bearbeitungsoptik über dem Bauteil von der Bearbeitungsgeschwindigkeit abhängt. In Abbildung 26 sind die Einschweißtiefen über unterschiedliche Schweißgeschwindigkeiten bei einem 12 mm dicken Werkstück aus Baustahl S 235 aufgetragen. Der aus der Dampfkapillare austretende Metaldampf wurde in einer Höhe von 15 mm über dem Werkstück durch eine querströmende Düse ($d_{\text{Düse}} = 5 \text{ mm}$) mit unterschiedlichen Prozessgasen (Ar, N, Druckluft) und einem konstanten Volumenstrom von 30 l/min von der Schweißstelle weggeblasen.

Nach FABBRO ET AL. (2006A) stellt sich bei geringen Schweißgeschwindigkeiten ($v_S = 1 \text{ m/min}$) eine fast vertikale Kapillare ein, aus der der Metaldampf senkrecht nach oben mit einem Druck von $p_{\text{max}} = 1,5 \text{ bar}$ ausströmt. MICHALOWSKI ET AL. (2007) konnten zusätzlich zeigen, dass die Strömungsgeschwindigkeit des Metaldampfes bis zu einer Höhe von 50 mm über dem Bauteil sehr stark ansteigt und sich dann einem konstanten Wert von ca. 0,6 m/s annähert. Dabei bildet sich eine kegelförmige Metaldampfwolke mit unterschiedlichen Dichteverhältnissen über dem Werkstück. GRESES ET AL. (2004) identifizierten hier die höchste Me-

talldampfdichte in den ersten 20 mm, wo auch die höchsten Strömungsgeschwindigkeiten vorherrschen. Durch diese dichte Metaldampf Wolke wird bei niedrigen Schweißgeschwindigkeiten die einfallende Laserstrahlung sehr stark beeinflusst, was zu einer deutlichen Reduzierung der Einschweißtiefe im Vergleich zu einem Schweißprozess mit durch Argon, Stickstoff oder Druckluft weggeblasener Metaldampf Wolke führt (siehe Abbildung 26). Dabei hat die Art des zugeführten Gases keinen Einfluss auf die Einschweißtiefe.

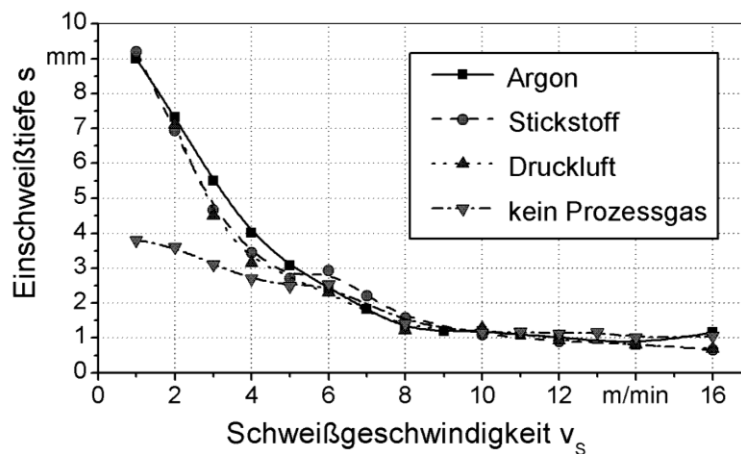
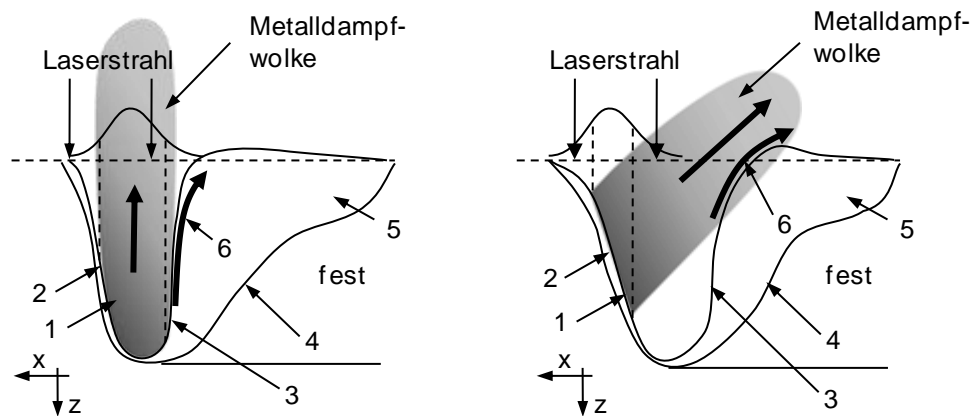


Abbildung 26: Einfluss unterschiedlicher Prozessgase auf die Einschweißtiefe bei S 235 JR+AR (ZÄH ET AL. 2007); $d_f = 800 \mu\text{m}$; $P_L = 8 \text{ kW}$; $d = 12 \text{ mm}$; $z_R = 40,35 \text{ mm}$

Bei höheren Schweißgeschwindigkeiten ($v_s \geq 6 \text{ m/min}$) verringert sich die Beeinflussung des Schweißprozesses durch die Metaldampf Wolke und es werden bei allen Prozessgasen nahezu gleiche Einschweißtiefen erreicht (siehe Abbildung 26).

Die Interaktionsstrecke zwischen dem Laserstrahl und der Metaldampf Wolke ist dort geringer, da sich die Dampfkapillare aufgrund fluidmechanischer Strömungseffekte anstellt (siehe Abbildung 27) (FABBRO ET AL. 2006A) und dadurch der Metaldampf direkt nach dem Verlassen der Kapillare zuerst mit hoher Strömungsgeschwindigkeit und hoher Dichte vom Strahlengang wegströmt (FABBRO ET AL. 2004B). Im Anschluss daran richtet sich die Metaldampf Wolke auf und breitet sich wieder in Richtung der Bearbeitungsoptik aus.

Zusätzlich zur Anstellung der Metaldampf Wolke wird bei hohen Schweißgeschwindigkeiten tendenziell weniger Material verdampft, wodurch die Dichte der Metaldampf Wolke über dem Werkstück und letztendlich die Strahlabschwächung deutlich reduziert sind.

**Legende:**

- | | |
|-------------------------|--|
| 1 Dampfkapillarfront | 4 Schmelzbadgrenze |
| 2 Vorlaufende Schmelze | 5 Schmelzbad |
| 3 Dampfkapillarrückwand | 6 Vom Metaldampf induzierte Schmelzbadbewegung |

Abbildung 27: Anstellung der Metaldampfwolke bei unterschiedlichen Schweißgeschwindigkeiten (FABBRO ET AL. 2006A); links: niedrige Schweißgeschwindigkeit ($v_s = 1 \text{ m/min}$); rechts: hohe Schweißgeschwindigkeit ($v_s = 5 \text{ m/min}$)

FABBRO ET AL. (2006A) konnten neben den geschwindigkeitsabhängigen Anstellungen der Metaldampfwolke zeigen, dass der ausströmende Metaldampf sehr leicht durch seitliche Düsen über der Dampfkapillare vom Strahlengang weggeblasen werden kann (siehe auch Abbildung 26). Dieses Entfernen des Metaldampfes über der Bearbeitungsstelle durch Wegblasen mit Druckluft anhand von seitlichen Cross-Jets (BECKER ET AL. 2008, KIELWASSER 2009) oder durch Absaugen mit in die Spannvorrichtung integrierten Absaugungseinrichtungen (BERGMANN 2009A; OEFELE ET AL. 2008) wird in der Praxis als notwendige und wirksame Maßnahme angewendet, um gleichbleibende Prozessqualitäten und stabile Einschweißstiefen zu erreichen.

3.4.3 Einfluss langer Rayleighlängen

In der Lasermaterialbearbeitung hat die Rayleighlänge z_R , innerhalb derer sich der Fokaldurchmesser d_f nach Formel (4) um den Faktor $\sqrt{2}$ vergrößert und die Bestrahlungsfläche sich verdoppelt, im Hinblick auf die Prozessstabilität eine große Bedeutung. Wie bereits in den Abschnitten 2.2 und 2.4 beschrieben, hängen die realisierbaren Rayleighlängen sehr stark mit der Strahlqualität des verwendeten Lasersystems zusammen. Beim RLS werden für Arbeitsabstände grö-

Über 300 mm vorwiegend Lasersysteme mit Strahlqualitäten kleiner 12 mm·mrad eingesetzt. Nach Formel (10) und (14) ergeben sich damit bei Strahlfokusedurchmessern zwischen 400 und 800 μm Rayleighlängen z_R zwischen 3 mm ($d_f = 400 \mu\text{m}$, $\text{SPP} = 12 \text{ mm}\cdot\text{mrad}$) und 40 mm ($d_f = 800 \mu\text{m}$, $\text{SPP} = 4 \text{ mm}\cdot\text{mrad}$). Wird der Laserstrahlfokus auf dem Werkstück um den Betrag der Rayleighlänge in z-Richtung nach oben oder unten verschoben, so wird die dort auftreffende mittlere Strahlungsintensität um die Hälfte reduziert (siehe Formel (17)), was zu verringerten Einschweißiefen führen kann.

Der Einfluss einer Strahlpositionierung innerhalb der Rayleighlänge $z_R = 11,2 \text{ mm}$ auf die erzielbaren Einschweißiefen wurde von GRUPP ET AL. (2003) und THOMY ET AL. (2004) mit einem 5,1-kW-CO₂-Laser und einem Strahlfokusedurchmesser $d_f = 510 \mu\text{m}$ bei einer 4 mm dicken Überlappverbindung aus zwei Stahlblechen untersucht. Dabei wurde der Strahlfokus schrittweise bis zu 25 mm über und unter die Werkstückoberfläche positioniert. Negative z-Werte bezeichnen eine Fokusslage innerhalb des Werkstücks, bei positiven Werten liegt der Fokus oberhalb der Bauteiloberfläche. Innerhalb der halben Rayleighlänge (dies entspricht einer Fokusslagenverschiebung um $z = \pm 5,5 \text{ mm}$) konnte keine Reduzierung der Einschweißiefe nachgewiesen werden. Die Verschiebung des Strahlfokus um die gesamte Rayleighlänge in z-Richtung führt hingegen zu einer Einschweißiefenreduzierung um ca. 50 %. Vergleichbare Untersuchungen an 4 mm dickem Stahl wurden von RUB (2006) mit einem 3-kW-Scheibenlaser und unterschiedlichen Fokusedurchmessern $d_f = 75$ bis $600 \mu\text{m}$ sowie Rayleighlängen von $z_R = 0,19$ bis 3 mm durchgeführt. Hier reduziert sich die Einschweißiefe bei der längsten Rayleighlänge von $z_R = 3 \text{ mm}$ bei einem Fokusedurchmesser von $d_f = 600 \mu\text{m}$ um ca. 20 % für den Fall einer Variation der z-Fokusslage im Bereich $z = z_R = \pm 3 \text{ mm}$. Wird die z-Fokusslage lediglich im Bereich der halben Rayleighlänge variiert, so sind keine deutlichen Einschweißiefenänderungen erkennbar. Des Weiteren sind nach RUB (2006) bei Fokusedurchmessern mit gleichen Divergenzwinkeln sehr ähnliche prozentuale Änderungen der Einschweißiefe zu erwarten. WEBERPALS ET AL. (2006), WEBERPALS (2010) und DAUSINGER ET AL. (2006) zeigten außerdem, dass die Nahtgeometrie sehr stark vom Divergenzwinkel abhängig ist und dass geringere Divergenzwinkel bei Fokusedurchmessern $d_f \leq 100 \mu\text{m}$ zu größeren Einschweißiefen sowie zu geringeren Nahtbreiten führen.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass bei einer Variation der Fokusslage der Divergenzwinkel und damit die Rayleighlänge eine entscheidende Rolle spielen. Eine große Rayleighlänge (entspricht einem kleinem Divergenzwinkel)

wirkt sich hierbei positiv auf die Stabilität des Schweißprozesses bei Variationen und Schwankungen in der Fokuslage aus (HÜGEL ET AL. 2009). Fokuslagenänderungen innerhalb der halben Rayleighlänge haben keine bzw. vernachlässigbar geringe Auswirkungen auf das Ergebnis des Schweißprozesses. Außerdem ergibt sich aufgrund der Strahlkaustik mit geringer Strahldivergenz eine Dampfkapillare mit nahezu zylindrischer Form, was bei vollständiger Durchschweißung von dünnen Überlappblechen zu geraden, parallelen Schweißnahtflanken und damit zu einer gleichmäßigen Wärmeeinbringungen auf der Schweißnahtober- und unterseite führt (GÖBEL ET AL. 2000).

3.4.4 Einfluss unterschiedlicher Strahlanstellungen

Der Einfallswinkel der Laserstrahlung auf dem Werkstück beeinflusst in hohem Maße die Energieeinkopplung (siehe Abschnitt 2.5). Theoretisch lassen sich beim roboterbasierten RLS auf dem Bauteil Winkelstellungen zwischen 0° und fast 90° in alle Raumrichtungen realisieren, weshalb bei diesem Prozess eine detailliertere Untersuchung des Einflusses von Strahlanstellungen auf die Schweißnahtqualität zwingend notwendig ist. In Abbildung 28 sind die Orientierungen und die Bezeichnungen der unterschiedlichen Strahlanstellungen definiert.

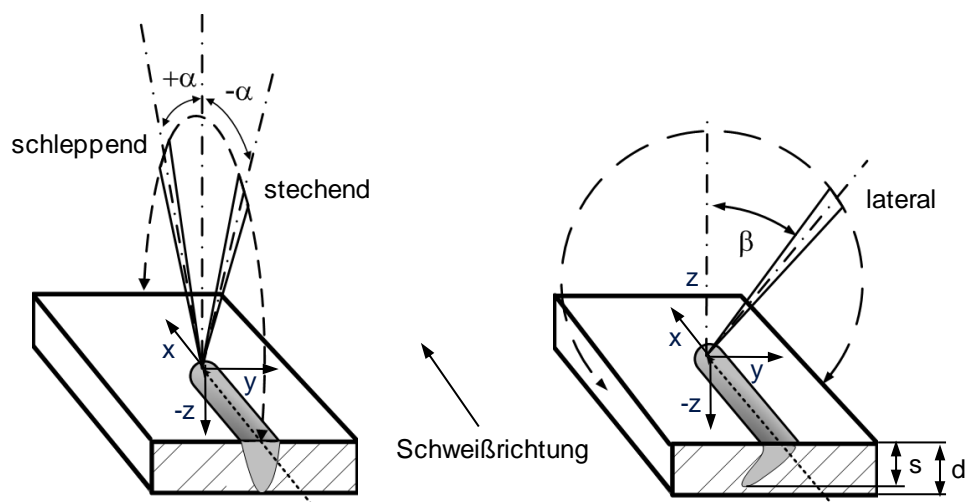


Abbildung 28: Unterschiedliche Strahlpositionierungen beim RLS

Strahlanstellungen in Schweißnahtlängsrichtung, also longitudinal zur Vorschubrichtung, werden in der Schweißtechnik als stehende und schleppende Strahlstellung bezeichnet. Aufgrund der systemtechnischen Voraussetzungen sind allerdings beim RLS ebenso laterale Strahlstellungen quer zur Vorschubrichtung sowie sämtliche Kombinationen aus beiden Anstellrichtungen im Raum möglich.

TSOUKANTAS ET AL. (2006) weisen durch metallografische Auswertung unterschiedlicher Schweißnahtproben nach, dass die Neigung der Dampfkapillare beim Tiefschweißen und damit der Winkel der Schweißnaht direkt dem Winkel der Strahlanstellung entspricht. Die Einschweißtiefe s senkrecht zur Werkstückoberfläche errechnet sich damit unter Berücksichtigung von geometrischen Zusammenhängen sowie unter Vernachlässigung von geänderten Schmelzbaddynamiken und Prozessphänomenen bei einer Strahlanstellung über die Beziehung

$$s = s_{\alpha,\beta} \cdot \cos(\alpha; \beta). \quad (29)$$

Mit $s_{\alpha,\beta}$ wird die Einschweißtiefe in Strahlrichtung bezeichnet.

GÖBEL ET AL. 2000 zeigen mit einem 3,5-kW-CO₂-Laser ($M^2 = 1,25 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$; $d_f = 600 \text{ } \mu\text{m}$; $f = 1660 \text{ mm}$), dass diese Einschweißtiefenabschätzung für longitudinale und laterale Strahlanstellungen von $\pm 15^\circ$ sehr gut mit den Prozessergebnissen übereinstimmt. Des Weiteren führen longitudinale Strahlanstellungen bis zu einem Winkel von $\alpha = 36^\circ$ zu einer Einschweißtiefenreduktion von etwa 20 % und können deshalb ebenso mit Formel (29) abgeschätzt werden.

Eine laterale Strahlanstellung hingegen führt bis zum maximalen Anstellwinkel von 36° zu deutlich geringeren Einschweißtiefen s . Die im Querschliff gemessene Einschweißtiefe s weicht um mindestens 10 % von der geometrischen Abschätzung in Formel (29) ab.

In der Literatur wird über eine Vielzahl von weiteren Untersuchungen zur Winkelabhängigkeit der Einschweißtiefe bei unterschiedlichen Werkstoffen, Laserstrahlquellen und Fokussierbedingungen berichtet (VOLLERTSEN ET AL. 2006, TSOUKANTAS ET AL. 2006, KLING 2004, RIPPL 2006). Aus den Ergebnissen lassen sich meist elliptische Prozessfenster ableiten, die jeweils den maximal möglichen Schweißbereich kennzeichnen, in dem eine Strahlanstellung zu keiner signifikanten Änderung der Einschweißtiefe führt (Abbildung 29). Alle Untersuchungen betrachten lediglich die Variation des Einstrahlwinkels in eine Raumrichtung d.h. entweder eine longitudinale oder eine laterale Strahlanstellung. Bis auf die Veröffentlichung von KLING (2004) wurde die gleichzeitige Kombination beider Strahlanstellungen während einer Schweißung bisher vernachlässigt. TSOUKANTAS ET AL. (2008) gehen in ihrer Veröffentlichung davon aus, dass sich die Einschweißtiefen bei einer Kombination der Strahlanstellung aus den Einschweißtiefen bei einer getrennten Betrachtung der lateralen und longitudinalen Strahlanstellung berechnen bzw. interpolieren lassen. Ein experimenteller Nachweis liegt allerdings nicht vor.

VOLLERTSEN ET AL. (2006) untersuchten den Einfluss von unterschiedlichen Strahlanstellungen in einem Winkelbereich zwischen 0° und 90° mit einem 5-kW-CO₂-Laser ($M^2 = 1,72 \text{ mm}\cdot\text{mrad}$; $d_f = 500 \text{ }\mu\text{m}$; $f = 1460 \text{ mm}$, $z_R = 11,2 \text{ mm}$). In einer Vielzahl an Experimenten mit einer konstanten Schweißgeschwindigkeit $v_s = 3 \text{ m/min}$ konnte hier nachgewiesen werden, dass sowohl laterale als auch longitudinale Anstellwinkel von 0° bis 40° keine Auswirkung auf die erreichbaren Einschweißiefen bei einer 4 mm dicken Überlappverbindung aus Edelstahl 1.4301 haben. Bei größeren Anstellwinkeln ($50^\circ \leq \alpha$, $\beta \leq 80^\circ$) sinken die Einschweißiefen stark ab, wohingegen die Nahtbreiten auf der Nahtoberfläche bei den lateralen Winkelanstellungen deutlich zunehmen.

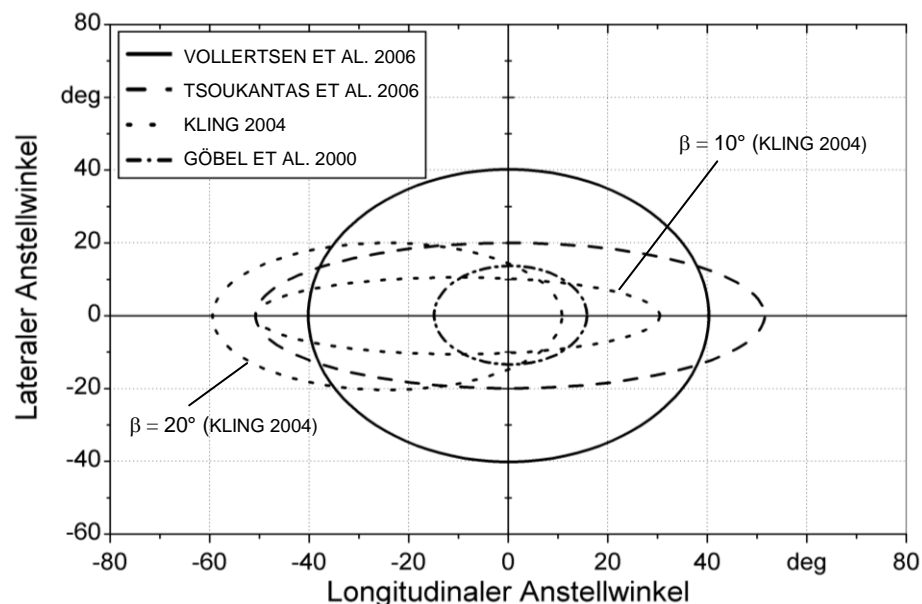


Abbildung 29: Prozessfenster für Strahlanstellungen bei unterschiedlichen wissenschaftlichen Untersuchungen

Im Gegensatz dazu zeigen TSOUKANTAS ET AL. (2006) mit einem 3,5-kW-CO₂-Laser ($d_f = 364 \text{ }\mu\text{m}$; $f = 1000 \text{ mm}$, $z_R = 6 \text{ mm}$) und einem 4,4-kW-Nd:YAG-Laser ($d_f = 670 \text{ }\mu\text{m}$; $f = 212 \text{ mm}$), dass laterale Anstellwinkel bereits ab 20° Strahlanstellung die Einschweißiefen bei 2 mm dicken DC01- und Edelstahlblechen 1.4301 deutlich reduzieren.

In den Untersuchungen von KLING (2004) mit einem 5-kW-Faserlaser ($SPP = 8,5 \text{ mm}\cdot\text{mrad}$; $d_f = 600 \text{ }\mu\text{m}$; $f = 500 \text{ mm}$, $z_R = 12 \text{ mm}$) an einer 2 mm dicken Stahlüberlappverbindung wurde ein weiteres Prozessfenster zu maximal möglichen Strahlanstellungen mit einer Schweißgeschwindigkeit von $v_s = 7,8 \text{ m/min}$ aufgestellt. KLING unterscheidet beim RLS-Prozess erstmals zwischen stehender sowie schleppender Strahlanstellung und ermittelt in Abhän-

gigkeit der lateralen Strahlanstellung unterschiedliche Prozessfenster. Wie in Abbildung 29 dargestellt, beträgt der maximale laterale Anstellwinkel $\beta = 20^\circ$. Der longitudinale Anstellwinkel kann hierbei ohne Veränderung der Einschweißtiefe von -60° (stechend) bis $+10^\circ$ (schleppend) variiert werden. Eine Reduktion des Lateralwinkels auf $\beta = 10^\circ$ führt gleichzeitig zu einer Veränderung des longitudinalen Winkelintervalls von -50° zu $+30^\circ$, wobei die Orientierung der lateralen Einstrahlrichtung keinen Einfluss auf das Prozessergebnis und das Prozessfenster hat. Wird der Laserstrahl lediglich longitudinal angestellt, so ergibt sich das maximal mögliche Winkelintervall zwischen -60° und $+40^\circ$.

Aufbauend auf den Theorien von FABBRO ET AL. (2006A) zur Abhängigkeit der Dampfkapillaranstellung von der Schweißgeschwindigkeit (FABBRO ET AL. 2000A, FABBRO ET AL. 2004B, FABBRO ET AL. 2006B) betrachtet WEBERPALS (2010) den Einfluss der Strahlanstellung in longitudinaler Richtung in einem Winkelintervall von -15° bis $+15^\circ$ auf das Schweißspritzerverhalten. Bei Blindschweißnähten in einem 1.4301 Edelstahlblech mit einem 4- und einem 6-kW-Scheibenlaser ($SPP = 10 \text{ mm}\cdot\text{mrad}$, $d_{f,1} = 200 \text{ }\mu\text{m}$; $d_{f,2} = 400 \text{ }\mu\text{m}$.) konnte nachgewiesen werden, dass die Auswurfrichtung der Spritzer mit der Anstellung und mit der Richtung des aus der Kapillare ausströmenden Metalldampfes zusammenhängt. Das Auswurfverhalten und die Anzahl der Schweißspritzer über die gesamte Schweißnahtlänge wurden mittels einer quer zum Schweißprozess angeordneten Hochgeschwindigkeitskamera analysiert. Abhängig von der Schweißgeschwindigkeit und der Strahlanstellung ergibt sich im Prozess ein verändertes Spritzerverhalten.

Bei Schweißgeschwindigkeiten unterhalb von 5 m/min entsteht eine zur Werkstückoberfläche nahezu senkrecht angestellte Dampfkapillare. Der beim Tiefschweißen erzeugte Metalldampf strömt mit hohen Strömungsgeschwindigkeiten senkrecht nach oben aus der Kapillare. Aufgrund von Reibungseffekten werden Schweißspritzer zwischen dem ausströmenden Metalldampf und der Schmelze rund um die Kapillaröffnung erzeugt und nach oben ohne definierte Auswurfrichtung mitgerissen. Eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit führt zu einer Anstellung der Kapillare und damit zu einer erhöhten Absorption der Laserstrahlung und Materialverdampfung an der vorderen Kapillarwand. Nach FABBRO ET AL. (2000A) breitet sich der Metalldampf bei einer angestellten Dampfkapillare in Normalenrichtung zur vorderen Kapillarwand aus. Der ausströmende Metalldampf kollidiert somit an der hinteren Kapillarwand mit der Schmelze. Durch den vom Metalldampf induzierten Impuls wird dort Schmelze ausgetrieben und es werden Schweißspritzer erzeugt.

Die Ergebnisse von WEBERPALS ET AL. (2007) und WEBERPALS (2010) belegen, dass die Auswurfrichtung der Schweißspritzer mit der Strahlanstellung und dem Neigungswinkel der Dampfkapillare zusammenhängt. Bei schleppender Bearbeitung nimmt die Neigung der Dampfkapillarfront zu, wodurch gleichzeitig die Dampfkapillarrückwand wegen des Drucks des verdampfenden Materials nach hinten gedrückt wird. Dies hat eine Schmelzbadwelle nach der Dampfkapillare zur Folge, die den Antriebsmechanismus zur Spritzerentstehung am oberen Rand der Schmelzbadwelle bildet. Bei schleppenden Strahlanstellungen nehmen deshalb der Spritzerauswurf und der Ablöswinkel der Spritzer zu. Ebenso wie KLING (2004) identifiziert WEBERPALS (2010) bei einer stechenden Strahlanstellung eine Verbesserung der Schweißnahtqualität und eine Reduzierung der Anzahl an Schweißspritzern.

Des Weiteren weist auch WEBERPALS (2010) nach, dass eine Variation der Einstrahlwinkel im Bereich $\pm 15^\circ$ zu keiner Veränderung der Einschweißtiefe führt.

Neben den experimentellen Untersuchungen entwickelten TSOUKANTAS ET AL. (2007) für ein Zwei-Achsen-Scansystem eine mathematische Beziehung zur Auswirkung unterschiedlicher Scannerspiegelauslenkungen auf die resultierende Strahlanstellung und die auf dem Werkstück entstehende Geometrie des Laserstrahlfokus. Damit wurden für unterschiedliche Laserstrahlanstellwinkel die Intensität der auftreffenden Laserstrahlung im gesamten Arbeitsfeld des Scannersystems berechnet und die maximalen Anstellwinkel bei unterschiedlichen Werkstoffen abgeschätzt, bei welchen die Laserstrahlungsintensität theoretisch für das Ausbilden des Tiefschweißeffektes ausreicht. Bei einer Strahlauslenkung von 40° wird z.B. der Laserstrahlfokus auf dem Werkstück um 30 % gestreckt, wodurch ein Intensitätsverlust von 22,5% entsteht. Die Veränderung der Strahlungsintensität bei unterschiedlichen Strahlauslenkungen ist nach TSOUKANTAS ET AL. (2007) außerdem von der Brennweite des verwendeten Scannersystems abhängig. Je größer die Brennweite ist, desto größer ist das Scannfeld, in dem bei einer Strahlauslenkung eine konstante Strahlungsintensität realisiert werden kann. Bei einem stationären Scannersystem mit einer Brennweite von 1600 mm wurde theoretisch nachgewiesen, dass während einer 30 mm langen Schweißnaht der Strahlanstellwinkel vom Nahtanfang bis zum Nahtende um lediglich 2 bis 3° variiert und damit über die gesamte Schweißnahtlänge nahezu konstante Strahlungsintensität vorliegt.

Aufbauend auf den experimentellen und theoretischen Arbeiten entwickelten TSOUKANTAS ET AL. (2008) ein Simulationsmodell für unterschiedliche Strahlan-

stellungen zum RLS von Edelstahl 1.4301 mit einem Nd:YAG-Laser. Der Vergleich mit den experimentellen Arbeiten in TSOUKANTAS ET AL. (2006) zeigt, dass die rechnerisch ermittelten Werte für die Einschweißiefen und die Nahtbreiten bei Blindschweißungen sehr gut mit den realen Werten übereinstimmen. Allerdings konnte das Simulationsmodell von TSOUKANTAS ET AL. (2008) auf Durchschweißungen nicht übertragen werden, da dort unterschiedliche physikalische Phänomene wie z.B. eine veränderte Strömungsdynamik um die Dampfkapillare den Schweißprozess beeinflussen und diese im entwickelten Simulationsmodell für Blindnähte nicht berücksichtigt wurden.

3.5 Zusammenfassung und Ableitung des Handlungsbedarfs

Anhand der vorangegangenen Ausführungen konnten die wesentlichen Einflussgrößen auf den RLS-Prozess identifiziert werden. Im Vergleich zum konventionellen Laserstrahlschweißen unterscheidet sich das RLS durch die aufgrund der langen Rayleighlängen erhöhte Absorption in der Metaldampf Wolke und durch die flexible sowie hochdynamische Strahlauslenkung, die Strahlanstellwinkel begrenzter Größe in alle Raumrichtungen ermöglicht. Hierzu sind die Strahl-Stoffwechselwirkungen in der Metaldampf Wolke und deren chemische Zusammensetzung analysiert sowie Möglichkeiten zur Reduzierung der Einflüsse der Metaldampffackel aufgezeigt worden.

Untersuchungen zum Einfluss unterschiedlicher Strahlanstellwinkel beschränken sich bislang nur auf Lasersysteme mit Laserstrahlleistungen $P_L \leq 6$ kW und decken lediglich Einzelaspekte, wie z.B. die Variation eines Einstrahlwinkels oder den Einfluss der Strahlanstellung auf die Intensitätsverteilung ab. Die Analyse der Untersuchungsergebnisse ergibt außerdem aufgrund der stark unterschiedlichen Systemtechniken, Werkstoffe, Stoßarten und Versuchspläne kein konsistentes Prozessfenster für unterschiedliche Anstellwinkel bei Überlappschweißverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 1,5 und 4 mm.

Der Einfluss schleppender und stechender Strahlanstellung auf die Dampfkapillargeometrie sowie der Einfluss der Kombination aus gleichzeitiger longitudinaler und lateraler Strahlanstellung wurde bisher nicht untersucht. Außerdem wurde der Einfluss unterschiedlicher Strahlanstellungen innerhalb und an den Grenzen der Rayleighlänge nicht umfassend ermittelt.

Der Anwender des RLS-Prozesses steht derzeit vor der Problemstellung, dass zur frühzeitigen Definition der Prozessgrenzen weder ein einheitliches analytisches, numerisches oder empirisches Prozessmodell zur Verfügung steht. Um geeignete Prozessfenster zu ermitteln, müssen deshalb vor der Implementierung einer RLS-Anwendung eine Vielzahl an zeit- und kostenintensiven Versuchen durchgeführt werden.

Im Sinne einer prozesssicheren und wirtschaftlichen Fertigung mittels RLS zeigt sich ein Handlungsbedarf in der systematischen Untersuchung des Einflusses der remotespezifischen Parameter Rayleighlänge und Strahlanstellung auf die Schweißnahtqualität bei metallischen Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 1,5 und 4 mm. Vor dem Hintergrund der rasanten Entwicklung auf dem Strahlquellenmarkt hin zu höheren Laserstrahlleistungen bei gleichzeitig verbesserter Strahlqualität haben dabei hohe Laserstrahlleistungen und hohe Strahlungsintensitäten eine besondere Bedeutung.

4 Systemtechnik und Versuchsdurchführung

4.1 Allgemeines

In den vorangegangenen Kapiteln 2 und 3 wurden die theoretischen Grundlagen sowie der Stand der Technik des RLS aufgezeigt und damit die Erkenntnislücken bzw. der Handlungsbedarf zum prozesssicheren Einsatz des RLS in der industriellen Fertigung identifiziert. In den folgenden Abschnitten wird die zur Untersuchung des RLS-Prozessverhaltens verwendete Versuchsmethodik (Abschnitt 4.2) und die Systemtechnik (Abschnitt 4.3) beschrieben. Ebenso wird das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte Messverfahren zur In situ-Analyse der Dampfkapillargeometrie (Abschnitt 4.3.5) vorgestellt und die Einsatzgrenzen sowie die Messungenauigkeiten diskutiert. Anschließend wird die Versuchsplanung (Abschnitt 4.4) erläutert und innerhalb der Versuchsdurchführung (Abschnitt 4.5) die untersuchten Werkstoffe detailliert. Zum Abschluss werden die zur Auswertung der Versuchsergebnisse angewendeten Prüfmethode (Abschnitt 4.6) dargestellt.

4.2 Versuchsmethodik

Die in Abschnitt 2.5.5 und Abschnitt 3.4 aufgeführten Einfluss- und Einstellgrößen auf das Schweißergebnis und die sich daraus ergebenden Kombinationsmöglichkeiten stellen ein komplexes Feld an zueinander in Wechselwirkung stehender Parameter dar. Ziel einer Prozessoptimierung muss es sein, nicht nur ein einmaliges, optimales Bearbeitungsergebnis, sondern vor allem ein möglichst stabiles Bearbeitungsergebnis zu erzielen, welches die von der Entwicklung vorgegebenen Qualitätsanforderungen erfüllt (LEHNER 2001). Die Ermittlung der Einfluss- und Einstellgrößen für dieses auf die Anforderungen ideal abgestimmten Bearbeitungsergebnisses erfordert eine Vielzahl von experimentellen Untersuchungen, die systematisch geplant, durchgeführt und ausgewertet werden müssen. Ein Hilfsmittel hierfür stellt die statistische Versuchsmethodik und insbesondere die statistische Versuchsplanung dar, welche aus statistisch ermitteltem Datenmaterial die kausalen Zusammenhänge von Einflussfaktoren und Zielgrößen offenbart. Durch die gezielte Vernachlässigung bestimmter das Ergebnis nicht beeinflussender Faktoren und ihrer Wechselwirkungen ermöglicht die statistische Versuchsplanung eine erhebliche Reduzierung des Versuchsaufwandes im Vergleich zu einer vollfaktoriellen Vorgehensweise. Da jedoch in der Ver-

suchsplanung die Vorauswahl der zu betrachtenden Faktoren entscheidend die Ergebnisqualität beeinflusst, erfordert diese in hohem Maße Expertenwissen und Voruntersuchungen zur Abschätzung grober Tendenzen der Wirkzusammenhänge.

Zur Ermittlung des empirischen Prozessmodells für das RLS wurde in Anlehnung an SCHEFFLER (1997) die in Abbildung 30 dargestellte Vorgehensweise angewendet.

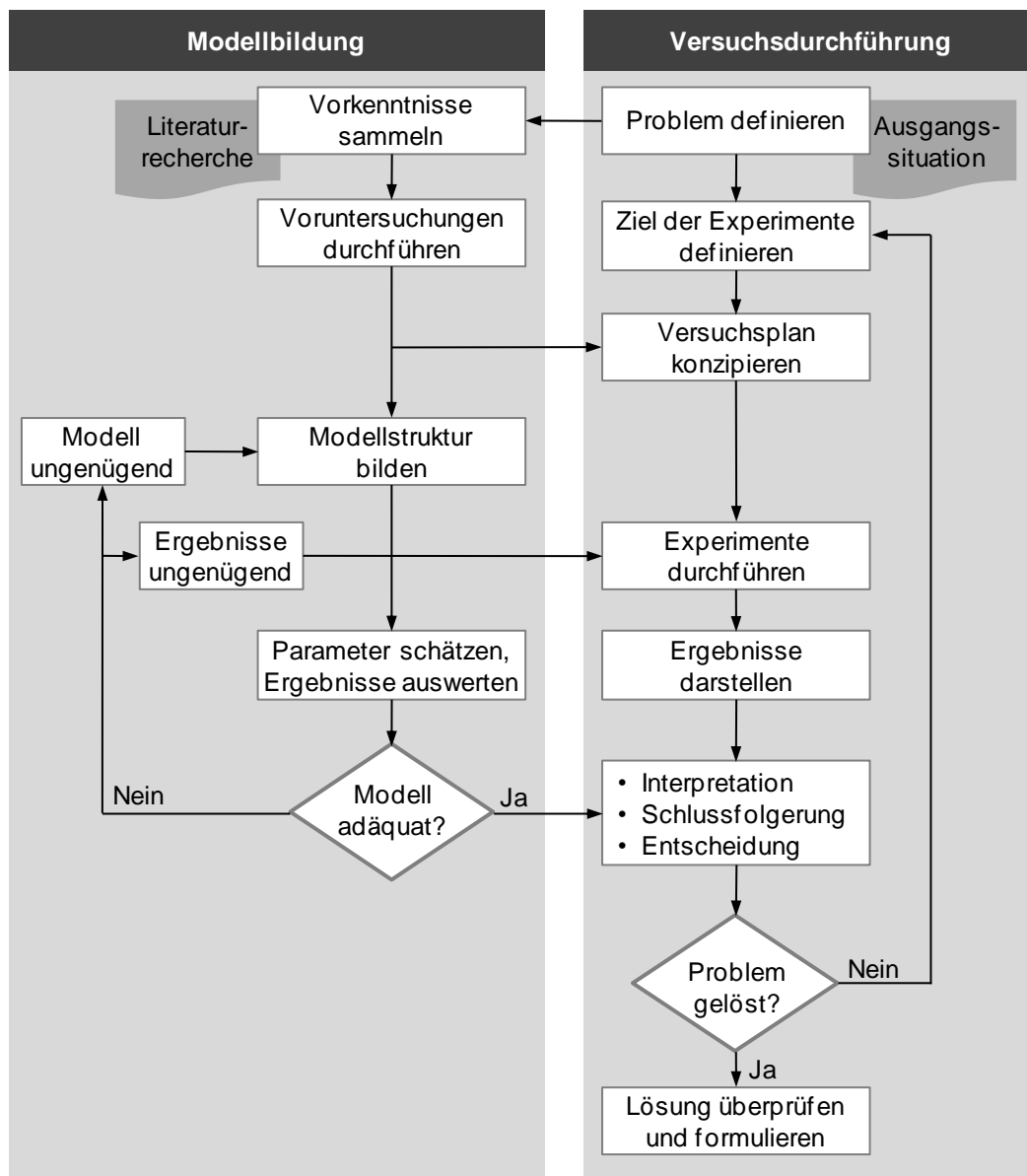


Abbildung 30: Vorgehensweise zur Ermittlung eines empirischen Prozessmodells für das RLS in Anlehnung an SCHEFFLER (1997)

Ausgehend von der Problemstellung sowie dem Ziel, das Prozessergebnis und die Schweißnahtqualität beim RLS über ein entsprechendes Modell vorausszusagen, wurden die Einflussgrößen mittels Expertenwissen und vollfaktoriellen Voruntersuchungen ohne Berücksichtigung der Wechselwirkungen analysiert. Darauf aufbauend wurde eine Grobstruktur des RLS-Prozessmodells aufgebaut und zur Ermittlung der Wechselwirkungen zwischen den Haupteinflussparametern ein statistischer Versuchsplan entwickelt. Über die Auswertung der Versuchsergebnisse wurde die Grobstruktur des RLS-Prozessmodells angepasst, detailliert und verifiziert. Zusätzlich wurden die Ergebnisse durch die visuelle Analyse des Prozessablaufs über Hochgeschwindigkeitsaufnahmen ergänzt und interpretiert sowie grundsätzliche physikalische Zusammenhänge erarbeitet.

Um letztendlich ein aussagekräftiges Abbild und Modell der Realität zu erhalten, mussten außerdem immer wieder, wie in Abbildung 30 dargestellt, Iterations Schleifen durchgeführt werden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden zur Gewährleistung der Ergebnisqualität, zum Ausschluss systematischer Fehler und zur statistischen Absicherung der Versuchsergebnisse sämtliche Versuche in ihrer Reihenfolge randomisiert, mehrfach durchgeführt sowie deren Mittelwert und Streuung für die Auswertung herangezogen.

4.3 Versuchsaufbau

4.3.1 Allgemeines

Die für die Schweißversuche eingesetzte Laserstrahlanlage besteht aus einem Multimode-Faserlaser, einer Zweifach-Strahlweiche, einer Strahlführung mittels Lichtleitfaser, einer Bearbeitungsoptik, einem Handhabungs- und Spannsystem sowie diversen Prozessüberwachungssystemen. Im Folgenden werden die Komponenten der Anlage und das Messverfahren zur Analyse der Dampfkapillare beschrieben.

4.3.2 Laserstrahlquelle und Strahlführung

Als Lasersystem wurde ein Multimode-Faserlaser YLR 8000 der Firma IPG Laser GmbH mit einer maximalen Ausgangsleistung von $P_L = 8 \text{ kW}$ verwendet. Aufgrund des systemtechnischen Aufbaus und der Strahlführung mittels Lichtleitkabel ergibt sich mit diesem ein unpolarisierter Laserstrahl der Wellenlänge

$\lambda = 1070 \text{ nm}$. Weitere technische Daten des eingesetzten Lasers sind in Tabelle 2 aufgelistet.

Kennwerte	YLR-8000
Nominelle Ausgangsleistung	8000 W
Wellenlänge	1070 nm
SPP ($d_k = 100 \text{ }\mu\text{m}$) – Feeding-Faser	4 mm*mrad
SPP ($d_k = 200 \text{ }\mu\text{m}$) – Prozess-Faser	8 mm*mrad
θ_0 ($d_k = 100 \text{ }\mu\text{m}$)	158,83 mrad
θ_0 ($d_k = 200 \text{ }\mu\text{m}$)	126,27 mrad
Wirkungsgrad	25 %
Schaltzeit Ein/Aus	< 20 μs

Tabelle 2: Technische Daten des eingesetzten 8-kW-Faserlasers

Die Strahlführung zur Bearbeitungsoptik erfolgt entweder direkt in der Feeding-Faser ($d_k = 100 \text{ }\mu\text{m}$) oder indirekt über eine Zweifach-Strahlweiche in der sogenannten Prozess-Faser ($d_k = 200 \text{ }\mu\text{m}$). Um reproduzierbare Versuche zu gewährleisten, wurde die Strahlquelle sowohl direkt nach der Feeding-Faser, ohne weitere zwischengeschaltete optische Elemente, als auch nach der Prozessfaser und der Bearbeitungsoptik hinsichtlich der Laserstrahlleistung, der Strahlkaustik und der Intensitätsverteilung vermessen. Zur Laserstrahlleistungsmessung wurde ein Vermessungsgerät (Typ: CPM F-10) der Firma Primes GmbH mit einer Messgenauigkeit von 3,5 % und einer Reproduzierbarkeitsabweichung von 1,5 % verwendet. Die Strahldiagnose wurde mit einem Micro-Spot-Monitor (PRIMES GMBH 2010) der Firma Primes GmbH durchgeführt. Der resultierende thermische Fokusschift aller optischen Komponenten innerhalb des Strahlengangs wurde anhand der Veränderung der Strahlkaustik direkt nach dem wassergekühlten Quarzblock des LLK (Feeding- und Prozess-Faser) bewertet (siehe Abbildung 31).

Da das verwendete Messsystem aufgrund des Messprinzips für das Abrastern einer Messebene ca. 2,5 s benötigt, der thermisch induzierte Fokusschift (vgl. Abschnitt 2.4.3) allerdings zeitabhängig ist und bereits beim ersten Durchgang der Laserstrahlung auftritt, kann dieser nur für eine vordefinierte Bestrahlungsdauer bestimmt werden. Um vergleichbare Messergebnisse und eine konstante Temperaturverteilung in den optischen Elementen zu erhalten, wurden diese deshalb vor dem Messvorgang 60 Sekunden lang mit Laserstrahlung beaufschlagt und somit vorgewärmt. Abbildung 31 zeigt exemplarisch die Strahlkaustik (links) und die

Veränderung der Fokuslage direkt nach dem Quarzblock des Faserendes bei unterschiedlichen Laserstrahlleistungen (rechts).

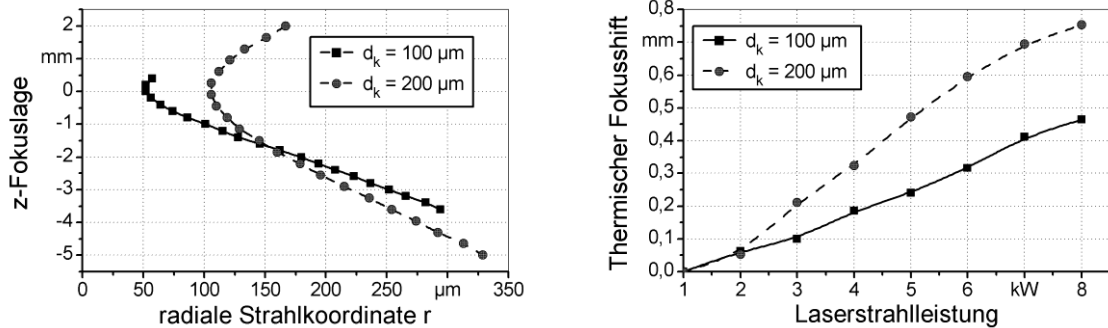


Abbildung 31: Strahlkaustik (links) und thermischer Fokusshift (rechts) des eingesetzten Faserlasers in z -Richtung (Strahlrichtung) direkt nach der Strahlauskopplung aus dem Quarzblock der Feeding- und der Prozess-Faser (Bestrahlungsdauer = 90 s)

Der divergent aus dem Quarzblock austretende Rohstrahl hat direkt am Quarzblock des Faserendes (z -Fokuslage = 0 mm) einen Strahlradius von $w_0 = 50 \mu\text{m}$ (bei der 100- μm -Feeding-Faser) bzw. $w_0 = 100 \mu\text{m}$ (bei der 200- μm -Feeding-Faser). Die gemessenen Werte sind unabhängig von der Laserstrahlleistung und stimmen sehr gut mit den Herstellerangaben überein. Anders als der über die Laserstrahlleistung konstante Fokussdurchmesser und die Strahldivergenz verschiebt sich die relative Fokuslage in z -Richtung des Laserstrahls bei einer Steigerung der Laserstrahlleistung in Richtung des Faserendes (siehe Abbildung 31 (rechts)). Diese Verschiebung bzw. der thermische Fokusshift verstärkt sich durch die Verwendung der Strahlweiche und der Prozessfaser mit einem Faserkerndurchmesser von $d_k = 200 \mu\text{m}$. Wie in Abschnitt 2.4.3 erläutert, muss diese Verschiebung der Fokuslage direkt nach der Faser bei der Ermittlung der gesamten thermischen Fokusänderung berücksichtigt werden.

4.3.3 Bearbeitungsoptik

Im Rahmen dieser Arbeit wurde für sämtliche Schweißversuche der Laserstrahlschweißkopf BIMO der Firma HIGHYAG verwendet (Abbildung 32). Um die optischen Komponenten vor Verschmutzung zu schützen, wird hinter das letzte Schutzglas ein Cross-Jet integriert, durch welchen Schweißrauch und -spritzer über einen gebündelten Druckluftstrom abgelenkt werden. Auf diese Weise wird die Beeinflussung der Strahlkaustik durch Verschmutzungen am Schutzglas oder

durch thermische Linseneffekte bzw. Streuung im Schweißrauch (siehe Abschnitt 3.4.2) weitgehend vermieden und konstante Fokussierbedingungen am Werkstück sind möglich. Der Cross-Jet wird mit Druckluft ($p = 8 \text{ bar}$) betrieben. Abbildung 32 veranschaulicht neben der Bearbeitungsoptik die Strahlkaustik und die Top-hat-förmige¹⁴ Strahlleistungsdichte in der Fokusebene bei einer Strahlvermessung mit $P_L = 8 \text{ kW}$.

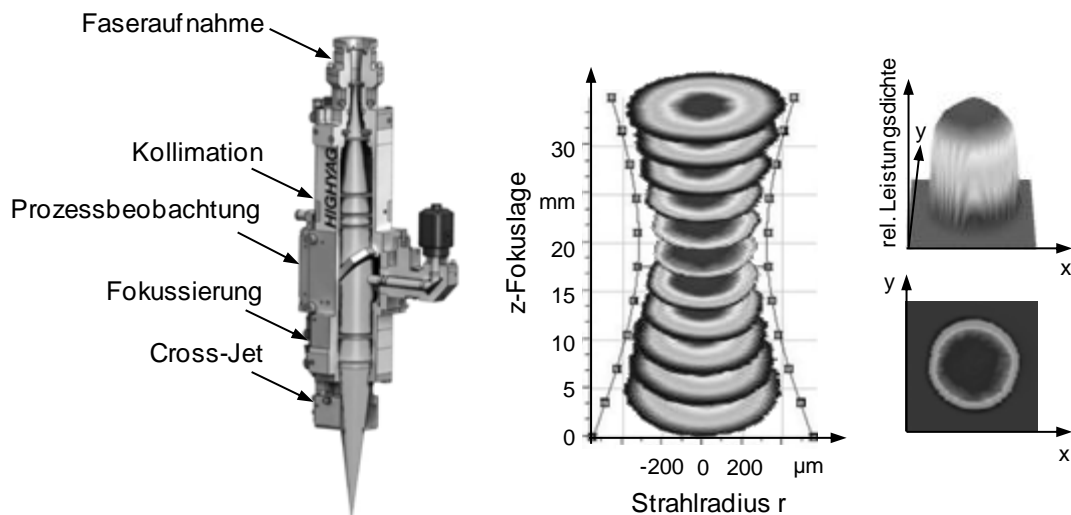


Abbildung 32: Bearbeitungsoptik (links), Strahlkaustik (Mitte) und Strahlleistungsdichte (rechts) bei $P_L = 8 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ µm}$; $f_f = 460 \text{ mm}$

Weitere in den Versuchsreihen verwendete Fokussdurchmesser d_f und Rayleighlängen z_R können der Tabelle 3 entnommen werden.

	Optikkonfigurationen			
	100		200	
d_k				
f_k	143	167	114	143
f_f	460	1200	460	460
z_R	15,6	43,1	22,1	14,5
d_f	338	740	805	640

Tabelle 3: Gemessene Fokussdurchmesser der verwendeten Bearbeitungsoptik mit unterschiedlichen Linsenkombinationen

Vor den Versuchsreihen wurden alle Optikkonfigurationen auf ihre Veränderung der Fokusslage bei unterschiedlichen Laserstrahlleistungen, d.h. den sogenannten thermischen Fokussshift, untersucht. Wie bereits in Abschnitt 2.4.3 beschrieben,

¹⁴ engl. Bezeichnung für ein radial homogenes, zylinderförmiges Strahlungsintensitätsprofil mit steilen Flanken (RUF 2004)

hängt der thermisch induzierte Fokusshift mit der Erwärmung der optischen Elemente durch die absorbierte Laserstrahlung, der Änderung der Linsenform und der Änderung des Brechungsindex zusammen.

Das Diagramm in Abbildung 33 zeigt exemplarisch die Abweichung der Fokusslage bei verschiedenen Faserkerndurchmessern und Laserstrahlleistungen. Bei einer Erhöhung der Laserstrahlleistung wird mehr Strahlungsleistung von den optischen Linsenmaterialien absorbiert, wodurch die in den Versuchsreihen verwendete Bearbeitungsoptik für alle optischen Konfigurationen aus Tabelle 3 gegenüber dem thermisch unbelasteten Zustand eine relative Fokusslagenänderung von ca. 3 mm aufweist. Im Vergleich zu den Messreihen in Abbildung 33 wurden die optischen Komponenten in den Versuchsreihen jedoch mit einer um mindestens zehnfach geringeren Bestrahlungsdauer belastet.

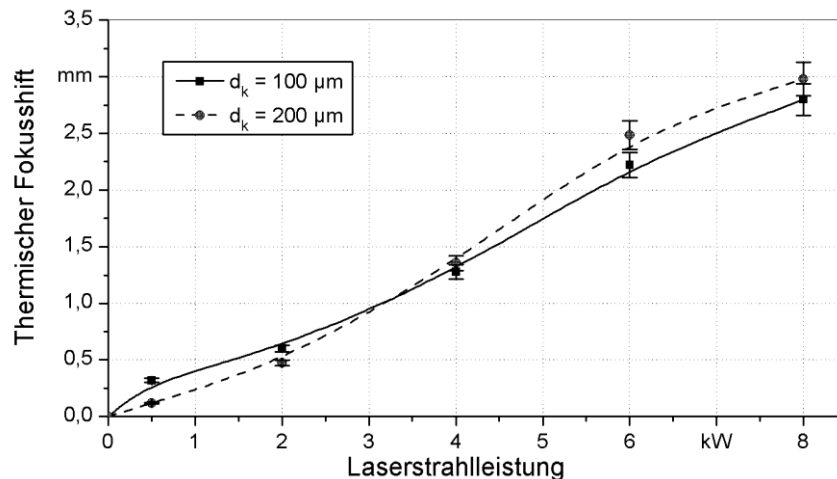


Abbildung 33: Relativer Fokusshift bei unterschiedlichen optischen Konfigurationen (Bestrahlungsdauer 90 s): $f_k = 143 \text{ mm}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $f_f = 460 \mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$

Aus diesem Grund konnte während der Durchführung der Versuchsreihen davon ausgegangen werden, dass sich die Fokusslage je nach Laserstrahlleistung um weniger als 3 mm in z-Richtung verschiebt und deshalb im Rahmen der verwendeten Optikkonfigurationen und Rayleighlängen näherungsweise als konstant angesehen werden kann.

4.3.4 Handhabungs- und Spanntechnik

Zur Positionierung der Bearbeitungsoptik wurde in den Versuchsreihen ein Sechs-Achs-Knickarm-Roboter der Firma KUKA vom Typ KR 60 HA mit einer

Traglast von 60 kg verwendet. Die Vorschubbewegung erfolgte durch eine an das Robotersystem steuerungstechnisch gekoppelte Linearachse (Abbildung 34). Durch diesen Systemaufbau konnte die Schweißnaht und die Dampfkapillare durch ortsfeste Sensoren und Hochgeschwindigkeitskameras beobachtet werden. Zudem konnten die Einflüsse von Bahnungenauigkeiten und Geschwindigkeitsschwankungen des Industrieroboters eliminiert werden.

Die Schweißproben wurden auf der Linearachse mit manuellen Kniehebelspannern fixiert. Um ein Anheben der Bleche bei Überlappschweißungen zu verhindern, wurden die Spannbacken möglichst nahe an der Schweißstelle angebracht und mit einer Kraft von 3 kN gegeneinander verspannt. Durch die spezielle Konstruktion der Spanner konnte die Schweißstelle einerseits über eine 100 mm lange Öffnung laminar mit Prozessgas überströmt werden.

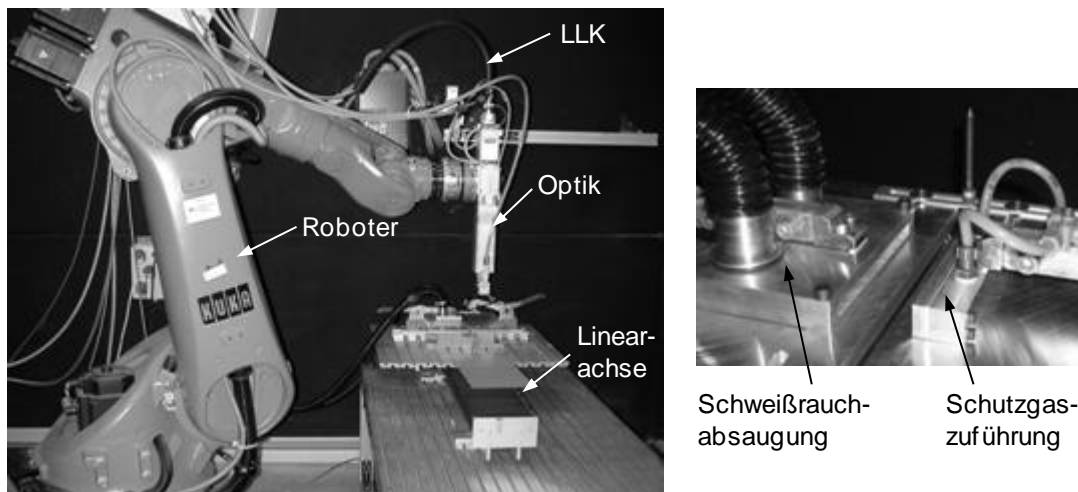


Abbildung 34: Versuchsaufbau (links) mit Spannvorrichtung und integriertem Schutzgaszuführ- und Schweißrauchabsaugsystem (rechts)

Andererseits konnte der Schweißrauch über das gegenüberliegenden Spannelement und eine integrierte Absaugvorrichtung großflächig über eine Länge von 150 mm mit einem Volumenstrom von maximal $2,5 \text{ m}^3/\text{min}$ abgesaugt werden.

4.3.5 Verfahren zur Analyse der Dampfkapillare

Wie bereits in Abschnitt 2.5.4 beschrieben, kann die Dampfkapillargeometrie aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen im Schweißprozess vom Grundmaterial und der umgebenden Schmelze abgegrenzt und über ein seitlich angebrachtes, transparentes sowie hochtemperaturbeständiges Beobachtungsglas mit einer HG-Kamera aufgezeichnet werden (siehe Abbildung 35).

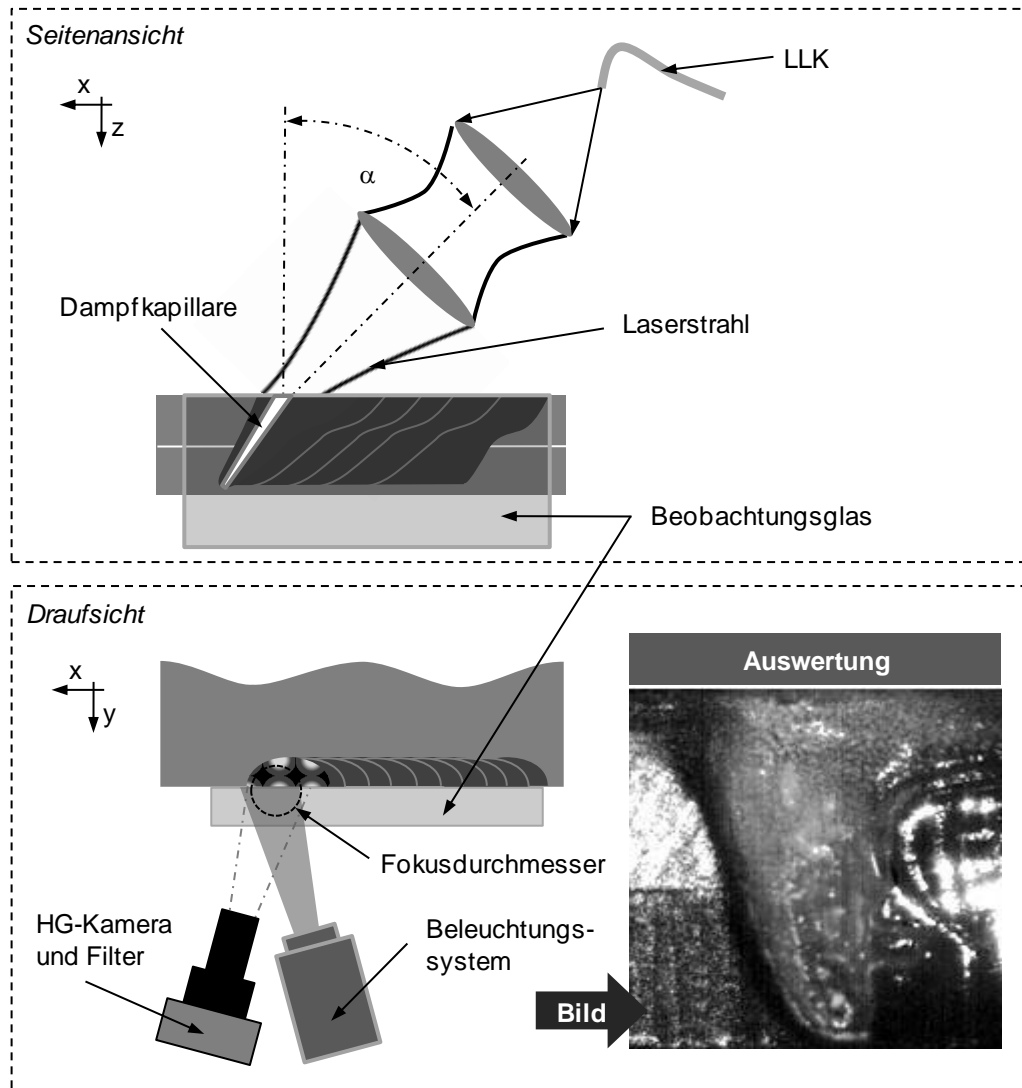


Abbildung 35: Anordnung der HG-Kamera und der Beleuchtungstechnik zur seitlichen Beobachtung der Dampfkapillare

Der Laserstrahl wurde dabei an der Kontaktlinie zwischen Beobachtungsglas und Blech positioniert. Beim Schweißprozess befand sich somit ein Teil des Laserstrahlfokus auf dem Blech, während der andere Teil der Strahlung auf das Glas traf und dort absorbiert, reflektiert oder transmittiert wurde. Die relative Lage von Kontaktlinie und Strahlfokus ist entscheidend für den Schweißprozess und die Sichtbarkeit der Dampfkapillare. Bei einer Positionierung des Fokusdurchmessers mittig zur Kontaktlinie, d.h. bei einer Strahlungsintensitätsverteilung von 50 % zu 50 % auf dem Bauteil und dem Beobachtungsglas, bildet sich die Dampfkapillare vollständig aus und die Geometrie kann im Querschnitt über die HG-Kamera vollständig aufgezeichnet werden (vgl. Abbildung 36 (links)).

Falls ein Großteil der Intensität des Laserstrahls auf dem Bauteil oder auf dem Beobachtungsglas positioniert ist, kann entweder nur die um die Dampfkapillare

strömende Schmelze (vgl. Abbildung 36 (Mitte)) oder aufgrund der niedrigen Intensität lediglich die Schmelze des Wärmeleitungsschweißprozesses (vgl. Abbildung 36 (rechts)) visualisiert werden.

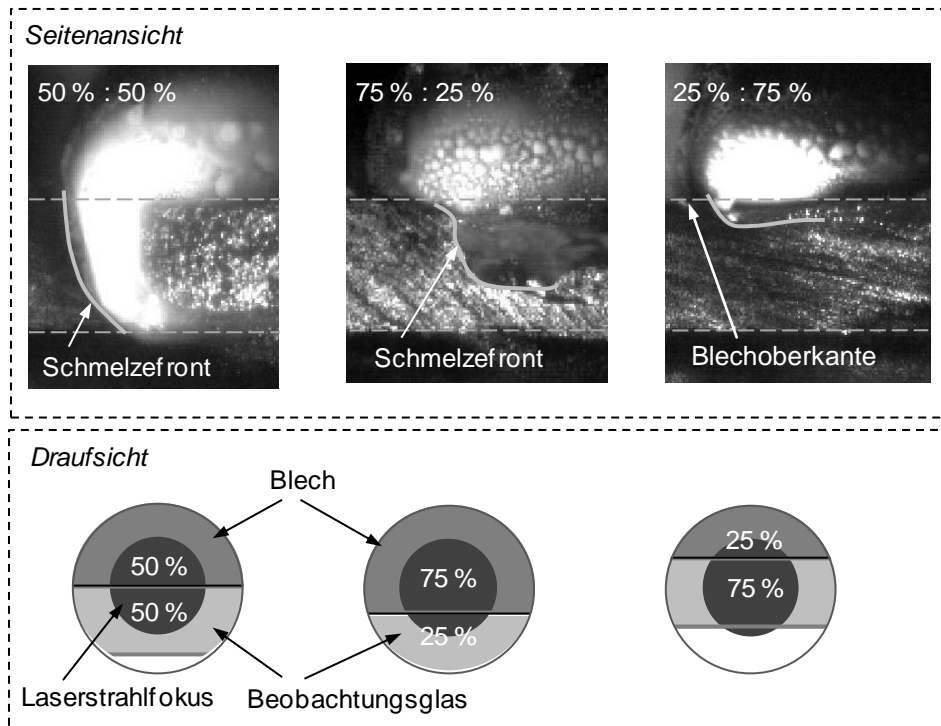


Abbildung 36: Positionierung des Laserstrahlfokus relativ zur Kontaktlinie; Intensitätsverteilungen zwischen Bauteil und Beobachtungsglas links: 50 % : 50 %; Mitte: 75 % : 25 %; rechts: 25 % : 75 %

Dabei muss das Beobachtungsglas neben einem hohen Transmissionsgrad im Bereich der Detektionswellenlänge und des BearbeitungsLasers eine hohe thermische Belastbarkeit aufgrund der hohen Temperaturunterschiede zwischen dem Metaldampf in der Dampfkapillare, der Schmelze und dem Grundwerkstoff sowie eine hohe mechanische Belastbarkeit aufgrund der Flächenpressung zwischen Bauteil und Glas aufweisen. Als Beobachtungsgläser wurden monokristalline und polykristalline Glaswerkstoffe mit unterschiedlichen Transmissionsgraden und Antireflexbeschichtungen untersucht (siehe Tabelle 4).

Trotz der hohen Anwendungsgrenztemperatur und der hohen Festigkeit ist das monokristalline Saphirglas nicht für die Verwendung als Beobachtungsglas geeignet. Der niedrige Transmissionsgrad führt zu einer erhöhten thermischen Belastung des Glases durch Absorption des Prozessstrahls. Zusätzlich unterstützen die monokristalline Struktur sowie die Anisotropie des Wärmeausdehnungskoeffizienten bei Erwärmung im Versuch eine asymmetrische Ausdehnung und führen

letztendlich zum mechanischen Versagen des Glases. Demgegenüber eignen sich konventionelle Quarzgläser (B270 und Borsilikatglas 3.3) aufgrund der flexibel konfigurierbaren Transmissionsgrade und Beschichtungsmöglichkeiten sehr gut für den Einsatz zur Analyse der Dampfkapillare.

Kennwerte	Saphir	Kronglas (B 270)	Borsilikatglas 3.3
Kristallstruktur	monokristallin	polykristallin	polykristallin
Brechungsindex	1,76	1,523	1,472
Dichte [g/cm^3]	3,99	2,55	2,23
Transmissionsgrad ($\lambda = 1070 \text{ nm}$)	~82	~99	~95
Transmissionsgrad ($\lambda = 800 \text{ nm}$)	~82	~98	~95
Anwendungsgrenztemperatur [$^{\circ}\text{C}$]	2053	1585	1585
Ausdehnungskoeffizient [$1/\text{K}$]	$6,6 \cdot 10^{-8}$	$9,4 \cdot 10^{-6}$	$3,3 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 4: Werkstoffeigenschaften der untersuchten Beobachtungsgläser

Wird die Temperatur eines Körpers erhöht, dann erhöht sich grundsätzlich nach dem Planck'schen Strahlungsgesetz ebenso die Intensität der spezifischen spektralen Wärmestrahlung. Gleichzeitig reduziert sich dabei die Wellenlänge der ausgesendeten Wärmestrahlung. Im Tiefschweißprozess treten zwischen dem Grundmaterial, der Dampfkapillare ($T_{\text{Dampf}} \sim 3000 - 6000 \text{ K}$) und der Metallschmelze ($T_{\text{Schmelze}} \leq 3000 \text{ K}$) starke Temperaturunterschiede und damit stark unterschiedliche Strahlungsintensitäten auf. Da der CCD-Sensor der HG-Kamera nur einen eingeschränkten Intensitätsbereich auflöst und große Intensitätsunterschiede die Abbildungsqualität durch Überbelichtungen stark beeinflussen, müssen die Bereiche niedriger Intensität durch zusätzliche Beleuchtungseinrichtungen verstärkt werden. Des Weiteren können Strahlungswellenlängen, die nicht detektiert werden sollen, durch geeignete Filterelemente vor dem CCD-Sensor gefiltert werden. Zur Darstellung unterschiedlicher Prozessphänomene und zur Optimierung der Abbildungsqualität wurde eine HG-Kameraanordnung ohne und mit zusätzlichem Beleuchtungssystem verwendet (Abbildung 37).

Die senkrechte Aufzeichnung des Schweißprozesses ohne zusätzliche Beleuchtungssysteme (Abbildung 37 (oben)) ergibt ein Bild der Dampfkapillare mit starkem Kontrast, in welchem gemäß dem Planck'schen Verschiebungssatz der Bereich höchster Temperatur hell angezeigt wird. Da der Kamerasensor die Tempe-

raturunterschiede zwischen Metall Dampf und kaltem Blech (etwa 3000 K) nicht auflösen kann, gibt es neben hellen und dunklen Bereichen nahezu keine weiteren Graustufen. Diese Kameraanordnung und die starke Kontrastierung werden lediglich verwendet, um die Dampfkapillargeometrie hervorzuheben.

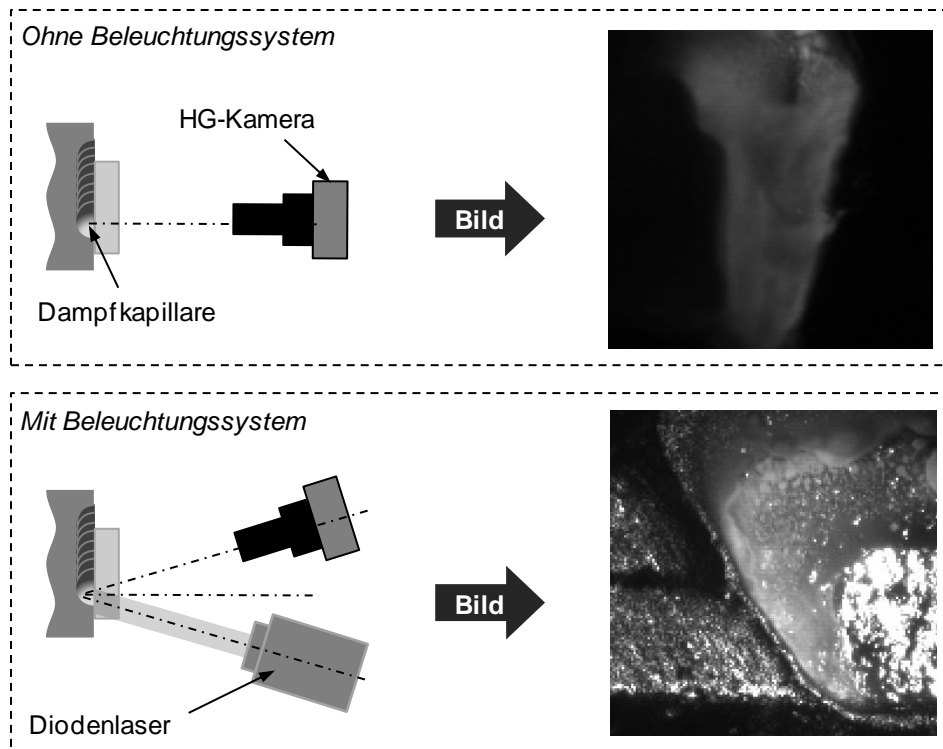


Abbildung 37: Unterschiedliche Kameraanordnungen zur seitlichen Beobachtung der Dampfkapillargeometrie; oben: ohne Beleuchtungssystem; unten: mit Diodenlaserbeleuchtung

Die einzelnen Bilder können dann über eine Bildverarbeitungssoftware automatisiert ausgewertet und analysiert werden. Um die Blechkonturen und das Schmelzbad zusätzlich zur Dampfkapillargeometrie abzubilden, wurde der Versuchsaufbau durch einen Beleuchtungslaser mit einer Wellenlänge von $\lambda = 808 \text{ nm}$ und einen optischen Bandpassfilter (Typ: FB 810-10) vor der HG-Kamera erweitert (siehe Abbildung 37 (unten)). Der verwendete Bandpassfilter hat einen Transmissionsgrad von 55 % bei der zentralen Wellenlänge von 810 nm und einer Bandbreite von 10 nm, wodurch die vom Bauteil reflektierte Beleuchtungslaserstrahlung des Diodenlasers transmittiert und die vom Prozess emittierte Prozessstrahlung deutlich abgeschwächt wird. Damit erreichen die Beleuchtungs- und die Prozessstrahlung auf dem CCD-Sensor der HG-Kamera ähnliche Intensitäten und die kälteren Bereiche, wie der Grundwerkstoff oder das Schmelzbad, können besser unterschieden werden.

Im Vergleich zur Dampfkapillaruntersuchung mittels Röntgenstrahlung beeinflusst der vorgestellte Versuchsaufbau den Tiefschweißprozess dahingehend, dass das Beobachtungsglas in unmittelbarer Wechselwirkung mit der Prozesszone steht. Messungenauigkeiten und eine fehlerhafte Dampfkapillarabbildung können durch folgende Fehlerquellen auftreten:

- **Positionierungenaugigkeiten**

Generell werden das Beobachtungsglas und die Versuchswerkstoffe manuell auf der Spannvorrichtung und der Linearachse fixiert sowie der Laserstrahlfokus über den Handhabungsroboter mittig zur Kontaktlinie positioniert und mittels Sichtprüfung kontrolliert. Dadurch entstehen Positionierungsungenauigkeiten, die entweder zu einer fehlerhaften Dampfkapillarabbildungen (siehe Abbildung 36), zum Umschmelzen der Blechkanten aufgrund eines mangelhaften Flächenkontaktes zwischen Bauteil und Beobachtungsglas oder zu einer Zerstörung des Beobachtungsglases aufgrund induzierter, thermischer Spannungen führen können.

- **Veränderte Schmelzflussdynamik im Tiefschweißprozess**

Da durch das Beobachtungsglas idealerweise eine halbe und damit asymmetrische Dampfkapillare entsteht, verändert sich die Dynamik des Schmelzbades. Ausgehend von den Erklärungsansätzen zur Schmelzbaddynamik in Abschnitt 2.5.3 fließt die Schmelze symmetrisch um die Dampfkapillare und die beiden Strömungen stoßen hinter der runden Dampfkapillare aufeinander. Bei einer idealisiert betrachteten halben Dampfkapillare (vgl. Abbildung 39) strömt die Schmelze nicht mehr symmetrisch um eine runde Dampfkapillare, sondern der Schmelzefluss um die halbrunde Kapillare trifft mit dem Schmelzefluss entlang des Beobachtungsglases zusammen. Dadurch verändern sich das Verhalten und die Dynamik der Schmelze.

- **Veränderte Mehrfachreflexion in der Dampfkapillare**

Für die Mehrfachreflektion innerhalb der Kapillare ergeben sich unter Verwendung des Beobachtungsglases andere Bedingungen, die auf unterschiedliche Brechungsindizes zwischen Glas und Metallschmelze und unterschiedliche Geometrien der Kapillare zurückzuführen sind. Während die Laserstrahlung an der Wand der Metallschmelze den in Abschnitt 2.5.2 beschriebenen Zusammenhängen entsprechend reflektiert und absorbiert wird, weicht die Reflexion an einer Glasoberfläche aufgrund der un-

terschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten und der Materialeigenschaften von dieser Modellvorstellung ab.

- **Anhaftende Schmelze am Beobachtungsglas**

Obwohl die Dampfkapillare im Zentrum der Analysen steht, wären die Auswertung und die Dynamik der nachlaufenden Schmelze aufschlussreich. Mit dem beschriebenen Versuchsaufbau kann dies jedoch nur eingeschränkt realisiert werden, da der entgegen der Schweißrichtung gerichtete Schmelzestrom sich unmittelbar hinter der Kapillarrückwand an der Glaswand festsetzt und eine Abbildung mittels der HG-Kamera behindert. Die Metallschicht haftet am Beobachtungsglas, kühlt dort sofort ab und verfälscht die HG-Kameraaufnahmen. Auch durch die Verwendung von hochtemperaturbeständigen Wolframpartikeln kann die nachlaufende Schmelzebewegung nicht dargestellt werden.

- **Messtoleranz bei der Bildauswertung**

Um die Reproduzierbarkeit der Messergebnisse zu gewährleisten, wurden alle Versuche wiederholt und jeder Versuch mit einer Aufnahme­frequenz von mindestens 3000 Bilder/s aufgezeichnet. Die Einzelbilder wurden mittels eines Bildverarbeitungsprogramms der Firma Halcon zwar quantitativ auf Basis von unterschiedlichen Graustufen aus­gewertet, allerdings sind die Aussagen mit einer Messgenauigkeit behaftet und können daher zu Fehlinterpretationen führen.

Zum Abgleich der Ergebnisse wurden die mit dem Verfahren aufgenommenen Bilder mit den theoretischen Beschreibungsmodellen zur Simulation des Laserstrahl-Tiefschweißprozesses in Abschnitt 2.5.3 verglichen. Des Weiteren wurde eine Verifikation der Ergebnisse mit zusätzlichen Prozessaufnahmen in Strahlrichtung und mit metallurgischen Querschliffen durchgeführt.

Abbildung 38 zeigt die seitlich aufgenommene Dampfkapillargeometrie beim Laserstrahl-Tiefschweißen mit Beobachtungsglas. In der Referenzaufnahme sind alle wesentlichen Geometriemerkmale der Dampfkapillare ersichtlich (vgl. Abbildung 27) und weisen eine sehr gute qualitative Übereinstimmung mit den theoretischen Annahmen von KAPLAN 1994, GEIGER ET AL. 2009, SEMAK ET AL. 1999 und FABBRO ET AL. 2000A gemäß Abschnitt 2.5.3 auf.

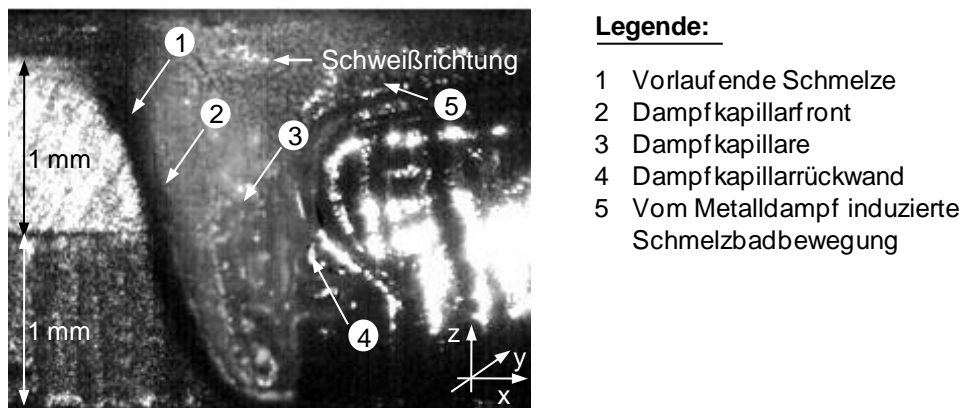


Abbildung 38: Seitliche Referenzaufnahme der Dampfkapillargeometrie beim Laserstrahl-Tiefschweißen mit Beobachtungsglas

Zum Nachweis, dass die seitliche Aufnahme über das Beobachtungsglas tatsächlich den Querschnitt der Dampfkapillare abbildet, wurde der Tiefschweißprozess zusätzlich über eine zweite koaxiale HG-Kamera mit Diodenlaser-Beleuchtungseinheit in Strahlrichtung aufgezeichnet (Abbildung 39).

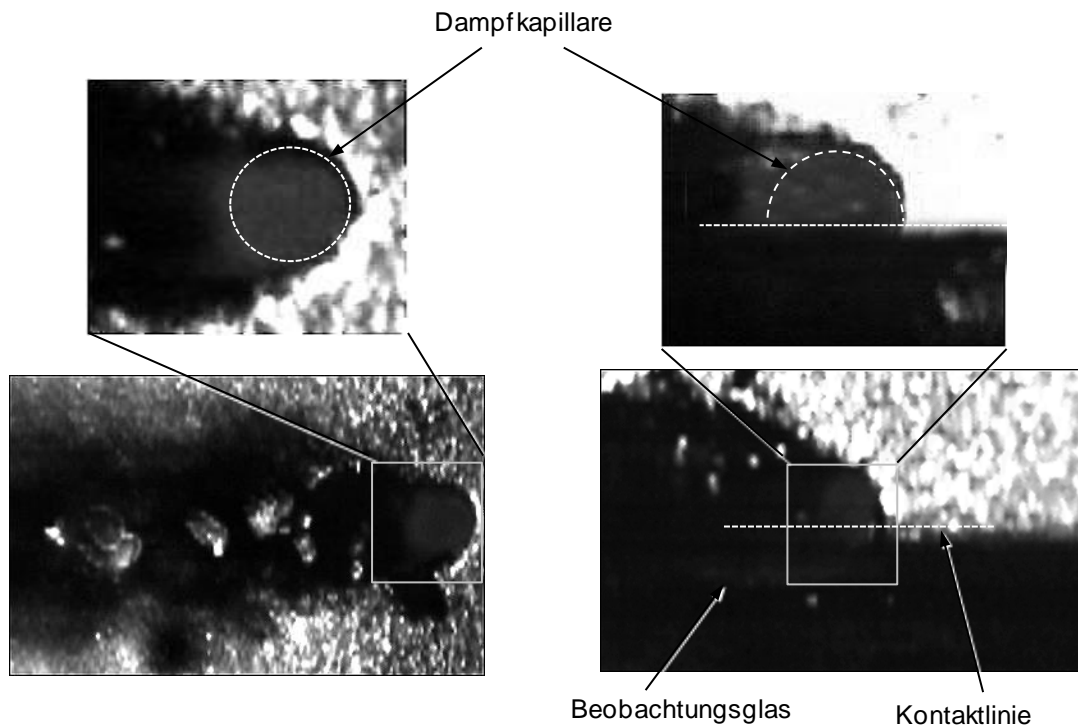


Abbildung 39: Dampfkapillaröffnung in koaxialer Darstellung bei 3 mm dickem Tiefziehstahl DC04, $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$, $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$, $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: konventioneller Tiefschweißprozess; rechts: halbierte Dampfkapillare beim Tiefschweißprozess mit Beobachtungsglas

Da das Beobachtungsglas die Beleuchtungslaserstrahlung nahezu vollständig transmittiert, kann es in Abbildung 39 (rechts) nur als dunkle unscharf umrissene Fläche dargestellt werden. Allerdings ist die Ausbildung der halbkreisförmigen Dampfkapillare im Vergleich zur kreisförmigen Dampfkapillare beim konventionellen Tiefschweißprozess (Abbildung 39 (links)) deutlich ersichtlich. Diese Beobachtung kann außerdem durch die Gegenüberstellung mit der Schweißnahtbreite im Querschliff bestätigt werden. Im Querschliff reduziert sich die Schweißnahtbreite b von 1,43 mm beim konventionellen Tiefschweißprozess auf 0,72 mm. Gleichzeitig reduziert sich beim Tiefschweißprozess mit Beobachtungsglas die Einschweißtiefe s aufgrund der veränderten Absorptionsmechanismen in der Dampfkapillare um etwa 10 %.

Zusammenfassend ist festzuhalten, dass die Versuchsanordnung Prozessbedingungen schafft, die zu Abweichungen vom realen Prozess führen. Eine quantitative Auswertung der Messergebnisse muss unter Einbeziehung der formulierten Einschränkungen geschehen. Die grundsätzlichen physikalischen Phänomene des Laserstrahl-Schweißprozesses wirken jedoch auch innerhalb der beschriebenen veränderten Versuchsbedingungen. Wie der Vergleich mit den theoretischen Beschreibungsmodellen, mit den koaxialen Prozessaufnahmen und mit der Querschliffvermessung zeigt, ist mit dem vorgestellten Verfahren zur Analyse des Tiefschweißprozesses über ein seitliches Beobachtungsglas eine qualitative und zum Teil auch quantitative Auswertung der Dampfkapillargeometrie möglich. Insbesondere der Einfluss der einzelnen Schweißparameter (Schweißgeschwindigkeit, Laserstrahlleistung und Anstellwinkel) auf die Dampfkapillargeometrie lässt sich mit dem vorgestellten Verfahren analysieren.

4.4 Versuchsplanung

Den Ausgangspunkt der Versuchsplanung bildeten die Analyse und die Präzisierung des Systemverhaltens des RLS-Prozesses nach dem Ursache-Wirkungs-Modell von DREYER ET AL. (1993). Dazu wurden basierend auf den industriellen Qualitätsanforderungen und Kenngrößen (Abschnitt 2.5.5) die Zielgrößen für die Versuchsplanung festgelegt. Sie ergeben sich in Abhängigkeit der Prozesseinstellungen, wie beispielsweise der Schweißgeschwindigkeit oder dem Anstellwinkel der Laserstrahlung, aber auch aus den systemtechnischen Randbedingungen, wie dem Strahldurchmesser oder der Rayleigh-Länge (siehe Abbildung 40).

Neben diesen Einflussgrößen wirken auf den RLS-Prozess Störfaktoren oder Störgrößen, welche teilweise beeinflussbar und teilweise nicht beeinflussbar sind. Für die Versuchsplanung und die Versuchsdurchführung ist die Identifizierung und die Minimierung der Störgrößen von entscheidender Bedeutung, um die Allgemeingültigkeit und die Übertragbarkeit der ermittelten Zusammenhänge sicherzustellen.

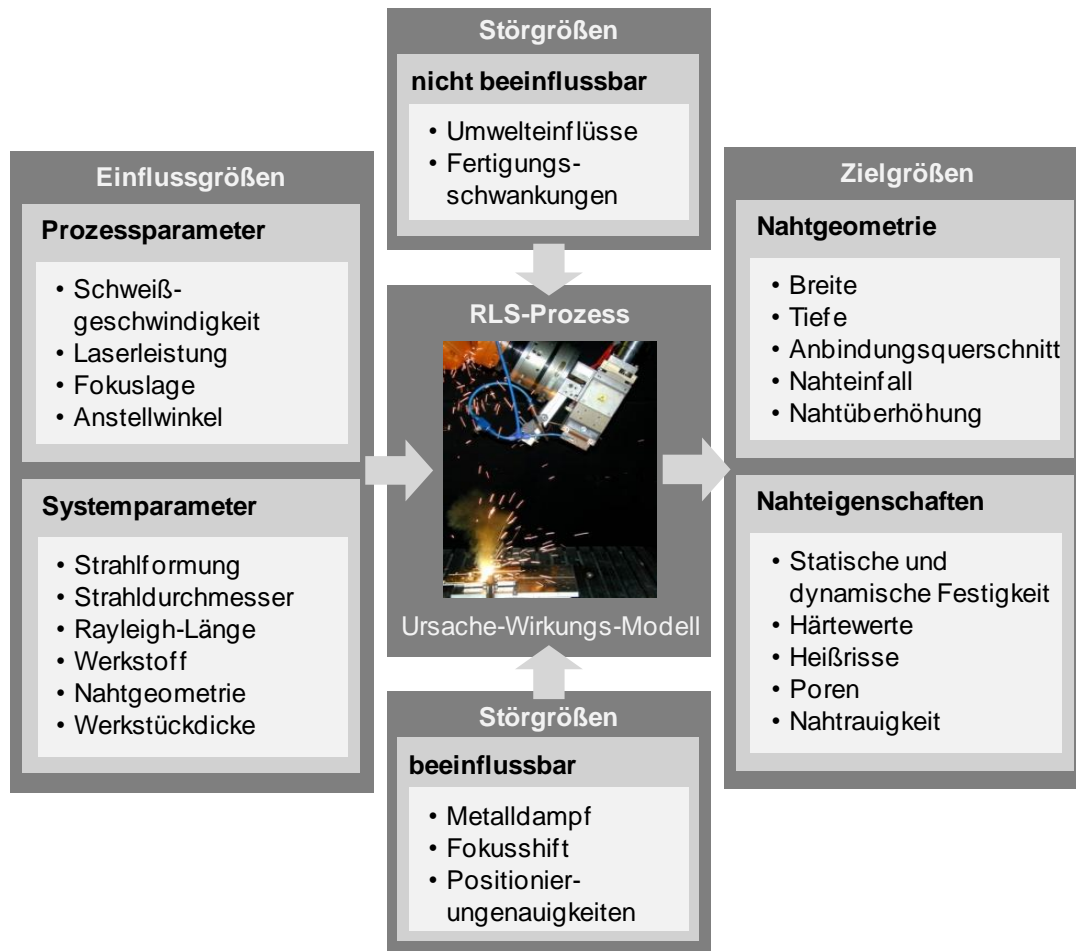


Abbildung 40: Präzisierung der Versuchsaufgabe mit Hilfe des Ursache-Wirkungs-Modells nach DREYER ET AL. (1993)

Bei der beschriebenen Modellvorstellung von DREYER wird auf eine genaue physikalische und mathematische Beschreibung der inneren Wirkzusammenhänge verzichtet. Zusammenhänge und Abhängigkeiten zwischen den unterschiedlichen Einfluss- und Zielgrößen werden hier durch eine ausreichend große Versuchszahl abgeleitet. Im Gegensatz dazu steht die Forderung, den Versuchsaufwand durch eine Reduzierung der Versuche zu minimieren. Unter diesem Zielkonflikt einer optimalen Prozessmodellierung bei einem minimalen Versuchsaufwand ist die Erstellung des Versuchsplans und damit die Wahl des Modellansatzes ent-

scheidend. In der Literatur (SCHEFFLER 1997, DREYER ET AL. 1993) wird dazu oft ein iteratives Vorgehen vorgeschlagen, bei dem aufbauend auf einem linearen Polynomansatz ein Versuchsplan 1. Ordnung ausgeführt und damit das entsprechende Prozessmodell aufgebaut wird (EIREINER 2006). Falls die Zielgrößen durch den gewählten Ansatz nicht mit der gewünschten Genauigkeit abgebildet werden, wird ein Ansatzpolynom höherer Ordnung gewählt und ein neuer Versuchsplan aufgestellt. Dieses iterative Vorgehen wird so lange durchgeführt, bis die Zielgrößen mit der den Anforderungen entsprechenden Genauigkeit modelliert werden können.

Da die Anzahl der Einflussgrößen groß ist, nur teilweise auf Vorkenntnisse aus der Literatur zurückgegriffen werden kann und das Systemverhalten nur in ungenügendem Maße bekannt ist, wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit von dieser sukzessiven Vorgehensweise abgewichen. Zur grundsätzlichen Ermittlung des Prozessverhaltens und der Prozessgrenzen beim RLS mit einem 8-kW-Faserlaser wurde deshalb, wie von DREYER ET AL. (1993) vorgeschlagen, zuerst durch vollfaktorielle Vorversuche über jede einzelne Einflussgröße das prinzipielle Systemverhalten ermittelt. Der Abstand zwischen den einzelnen Stufen der Parametervariation wurde so gewählt, dass ein möglichst großes Parameterfeld mit ausreichender Genauigkeit abgedeckt werden kann. Im Anschluss wurden die Wechselwirkungen der Prozessparameter Laserstrahlleistung, Schweißgeschwindigkeit, z-Fokuslage und Anstellwinkel (α , β) bei unterschiedlichen Blechstärken mit einem zentral zusammengesetzten Versuchsplan 2. Ordnung untersucht. Die optimalen Zielgrößen der Prozessparameter Laserstrahlleistung und Schweißgeschwindigkeit wurden dabei im Vorfeld bei einer senkrechten Strahlanstellung (α , $\beta = 0$) für jede Blechstärke ermittelt. Diese Werte wurden bei den Versuchsreihen konstant gehalten.

4.5 Versuchsdurchführung

Die Schweißversuche wurden in der in Abschnitt 4.3 beschriebenen Laserstrahlanlage durchgeführt. Um die Anzahl der Versuchsreihen gering zu halten und gleichzeitig eine hohe Aussagekraft bzw. Ergebnisqualität zu erreichen, wurden die Einstellgrößen der Einflussparameter im Vorfeld über die Analyse des Standes der Technik (Abschnitt 3.5) und über eine statistische Versuchsplanung (Abschnitt 4.4) gezielt eingegrenzt und ausgewählt.

Neben den herkömmlichen Stahlwerkstoffen (Baustahl S235JR+AR und S355) wurden für die Schweißversuche ein unlegierter und unbeschichteter Tiefziehstahl DC04 sowie ein zinkbeschichteter warmgewalzter Complexphasenstahl CP800 als Vertreter der klassischen Karosseriebauwerkstoffe (GHANDEHARI 2001) verwendet (Tabelle 5).

Bei den Tiefziehstählen DC04 handelt es sich um kaltgewalzte Flacherzeugnisse aus Stahl, die je nach Stahlgüte Kohlenstoffgehalte von 0,02 bis 0,12 % besitzen. Sie sind für hohe Umformgrade geeignet und werden dort eingesetzt, wo die Verformungseigenschaften wichtiger als die Festigkeiten sind (SOVETCHENKO 2007).

Kennwerte	S235JR+AR	S355	DC04	CP800
R_m [MPa]	360 – 510	470 – 610	270 - 350	800 - 980
$R_{p0,2}$ [MPa]	235	355	140 - 200	680 - 830
Beschichtung	-	-	-	ZE 75/75
Zustand	warmgewalzt	warmgewalzt	kaltgewalzt	warmgewalzt
Dicke d [mm]	12	1,5	0,75; 1; 1,5; 2	1,5; 2

Tabelle 5: Kennwerte der Versuchswerkstoffe

Typische Anwendungsbereiche ergeben sich daher für die Automobilindustrie, das Bauwesen und die Herstellung von Profilen und Rohren. Der niedrige Kohlenstoff- und Mangangehalt (0,4 % Mn) des DC04 wirkt einer zu hohen Aufhärtung in der Wärmeeinflusszone (WEZ) entgegen. Deshalb besitzt er eine sehr gute Schweißbeignung auch in Verbindung mit anderen höherfesten und unlegierten Stählen.

Der höherfeste Complexphasenstahl CP800 besteht aus einem warmgewalzten und im Anschluss elektrolytisch verzinkten Werkstoff, dessen Nennschichtdicke beidseitig 7,5 μm beträgt. Neben der guten Kaltumformbarkeit besitzt der CP800 ein starkes Verfestigungsverhalten sowie eine gute Schweißbarkeit (ZECH 2007). Er wird für die massespärende Herstellung kaltumgeformter und crash-relevanter Bauteile im Automobilbau wie z.B. Türaufprallträger, Karosserieverstärkungen oder Fahrwerksteile verwendet.

4.6 Versuchsauswertung

Die Versuche wurden mittels monochromen und farbigen HG-Kameras aufgezeichnet und die Daten mittels Bildverarbeitung ausgewertet. Je nach dem Untersuchungsobjekt (Dampfkapillargeometrie, Spritzeranzahl, Metaldampf Wolke)

wurden dabei die Prozessemissionen aus der Dampfkapillare durch entsprechende Filterelemente vor der Hochgeschwindigkeitskamera, welche undurchlässig für die Wellenlänge der Prozessemission sind, ausgeblendet und der Untersuchungsort bzw. das Untersuchungsobjekt über spezielle Beleuchtungstechnik (gepulster Diodenlaser; $\lambda = 808 \text{ nm}$) zusätzlich zur Kontrastverstärkung beleuchtet. Die Wellenlänge der Beleuchtungseinheit entsprach genau dem Wellenlängenbereich, in dem der Filter vor der HG-Kamera lichtdurchlässig ist, wodurch lediglich das Untersuchungsobjekt beleuchtet und dargestellt wurde.

Das Versuchsergebnis und die Nahteigenschaften der in Kapitel 5 und 6 geschweißten Versuchsproben wurden anhand von zerstörungsfreien, metallografischen und zerstörenden Prüfverfahren ermittelt (siehe Abbildung 41).

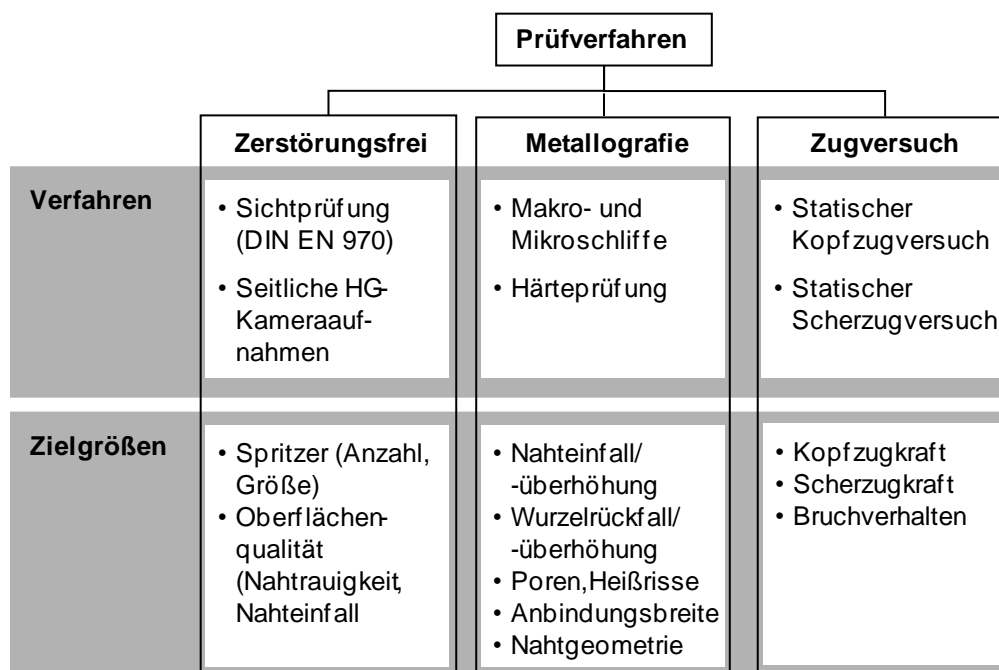


Abbildung 41: Verwendete Prüfverfahren und Zielgrößen zur Ermittlung der Schweißnahtqualität

Um bei der Bewertung und der Dokumentation der Versuchsergebnisse ein effizientes Vorgehen sicherzustellen, wurde die in Abbildung 42 (links) dargestellte Vorgehensmethodik angewendet. Nach der optischen Überprüfung der Schweißnähte im Hinblick auf die Durchschweißung und die Oberflächenqualität wurden die Schweißnähte durch metallografische Methoden analysiert und die Ergebnisse in einer Versuchsdatenbank abgelegt sowie hinsichtlich der DIN-Bewertungsgruppen nach DIN EN ISO 13919-1 eingeteilt. Qualitativ hochwertig-

ge Schweißnähte wurden im Anschluss mit zerstörenden Prüfverfahren auf die statischen Festigkeitseigenschaften untersucht.

Abbildung 42 (rechts) zeigt die Scherzug- und die Kopfzugprobengeometrie zur Ermittlung der Belastbarkeit der geschweißten Überlappverbindung. Um den Aufwand zur Probenherstellung zu minimieren, wurden in Anlehnung an die DIN EN 10002-1 als Probengeometrie für Flacherzeugnisse mit einer Dicke zwischen 0,1 und 3 mm vereinfachte Streifenproben ohne Kopf verwendet.

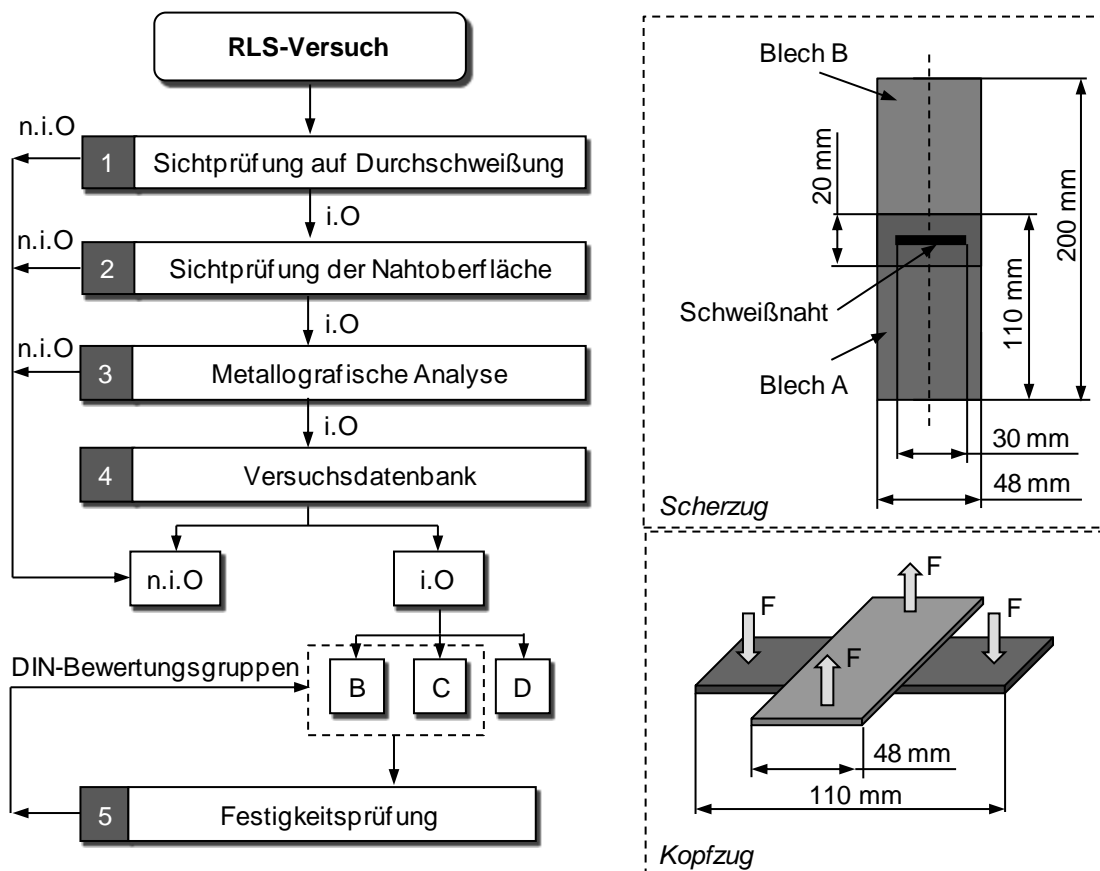


Abbildung 42: Vorgehensmethodik zur Bewertung der Versuchsergebnisse (links) und Geometrie sowie Anordnung der Scher- und der Kopfzugproben (rechts)

Zwar ist durch die Probengeometrie nicht grundsätzlich ausgeschlossen, dass die Probe aufgrund einer ungünstigen Einspannung vorzeitig versagt, doch können nach DIN EN 10002-1 auch an geschweißten Streifenproben gültige Zugversuche durchgeführt werden.

4.7 Zusammenfassung

Innerhalb dieses Kapitels wurde die für die systematische und zielgerichtete Durchführung der Versuchsreihen notwendige Versuchsmethodik vorgestellt. Außerdem wurde der verwendete Versuchsaufbau mit seinen Hauptkomponenten der Laserstrahlquelle, der Bearbeitungsoptik sowie der Handhabungs- und Spanntechnik detailliert erläutert. Basierend auf der durchgeführten Versuchsplanung wurden das Prozessverhalten und die wesentlichen Haupteinflussgrößen beim RLS mit einem 8-kW-Faserlaser ermittelt. Dies wird im nachfolgenden Kapitel 5 beschrieben. Ein wichtiger Bestandteil zur Entwicklung des empirischen Prozessmodells zum RLS ist dabei das in Abschnitt 4.3.5 vorgestellte Verfahren zur seitlichen Analyse der Dampfkapillare. Die Auswertung und die Datengenerierung der in Kapitel 5 analysierten Schweißungen erfolgte mit den in Abschnitt 4.6 aufgezeigten Methoden und Verfahren zur Versuchsauswertung.

5 Experimentelle Untersuchung des Remote-Laserstrahlschweißens

5.1 Kapitelübersicht

In diesem Kapitel wird die experimentelle Untersuchung der Haupteinflussgrößen auf den RLS-Prozess beschrieben (Abbildung 43). Dazu wurde zunächst der Zusammenhang zwischen der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit analysiert und der Einfluss der Laserstrahlleistung auf den Neigungswinkel der Dampfkapillarfront beurteilt (Abschnitt 5.2).

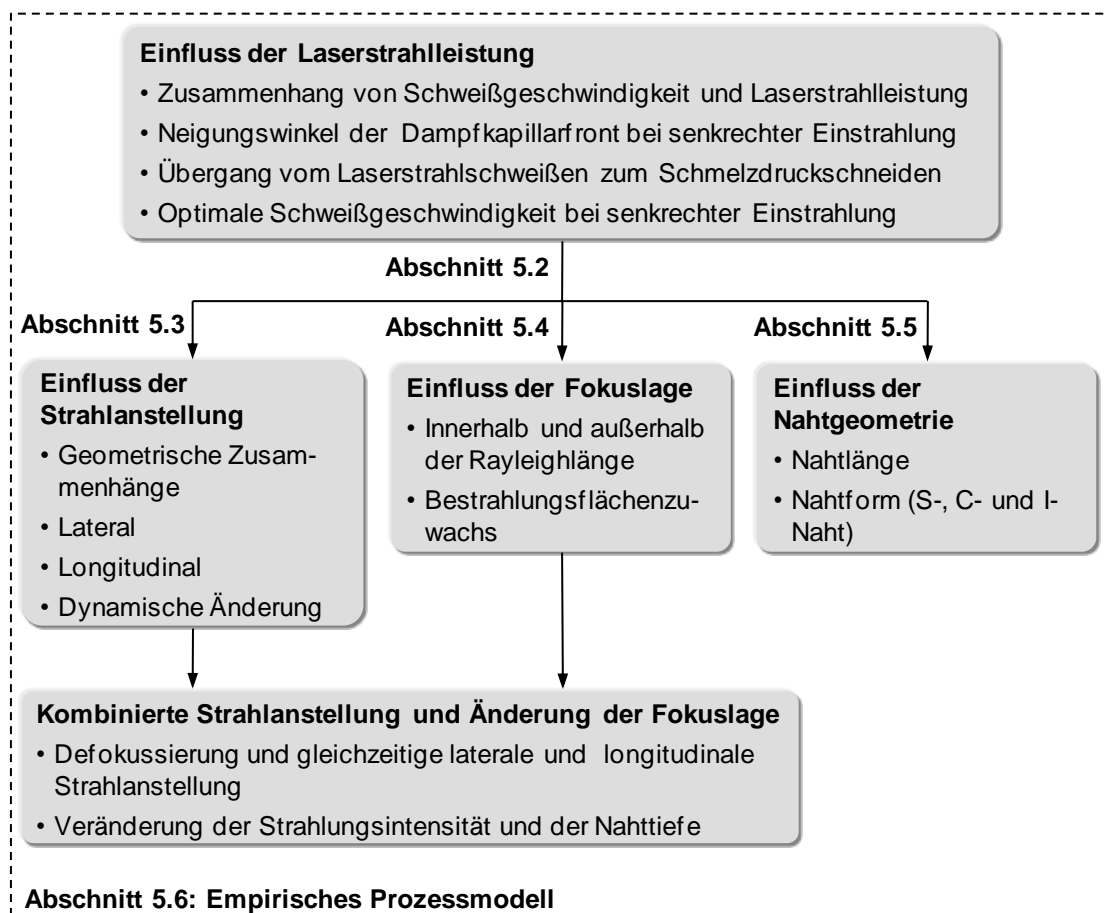


Abbildung 43: Untersuchungsschwerpunkte zur experimentellen Ermittlung des Prozessverhaltens beim RLS

Für einen Blechdickenbereich zwischen 1,5 und 4 mm konnte somit abhängig von der Laserstrahlleistung zwischen 4 und 8 kW eine Schweißgeschwindigkeit mit optimaler Schweißnahtqualität identifiziert werden. Diese bei senkrechter

Bestrahlung der Werkstückoberfläche ermittelte Schweißgeschwindigkeit bildete die konstante Eingangsgröße für die weiteren Untersuchungen zum Einfluss der Strahlanstellung (Abschnitt 5.3), der Fokusslage (Abschnitt 5.4) und der Nahtgeometrie (Abschnitt 5.6). Anhand der Ergebnisse wurde abschließend ein empirisches Prozessmodell zum RLS (Abschnitt 5.7) entwickelt.

5.2 Einfluss der Laserstrahlleistung

Neben dem Strahlfokussdurchmesser lässt sich die auf das Werkstück wirkende Strahlungsintensität I_0 durch die Laserstrahlleistung (siehe Abschnitt 2.5) verändern. Bisherige Untersuchungen und industrielle Anwendungen waren aufgrund der verfügbaren Festkörperlaser-Systeme auf Laserstrahlleistungen bis 6 kW beschränkt. Werden rein die geometrischen Verhältnisse der Schweißnaht in Betracht gezogen, so lässt sich bei einer Steigerung der Laserstrahlleistung und konstanter Schweißgeschwindigkeit eine deutliche Erhöhung der Einschweißtiefe erkennen (Abbildung 44). Das Verhältnis zwischen Nahttiefe und Nahtbreite bewegt sich dabei zwischen 4:1 bei niedrigen und 1:1 bei hohen Schweißgeschwindigkeiten.

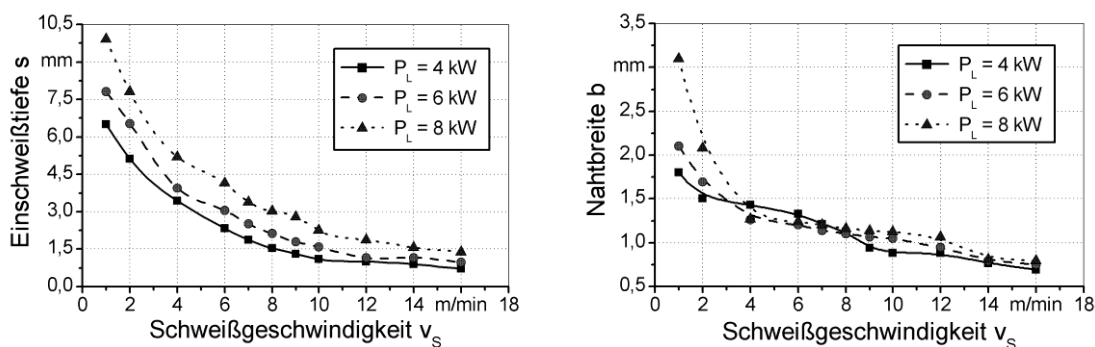


Abbildung 44: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Nahtgeometrie bei S235JR+AR; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: Einschweißtiefe; rechts: Nahtbreite der Oberraupe

Bei konstanter Laserstrahlleistung steigt die Nahtbreite im Vergleich zur Einschweißtiefe bei niedrigen Schweißgeschwindigkeiten kleiner 4 m/min stärker an, was eine erhöhte Wärmeleitung und Wärmeeinbringung in das Material und damit einen größeren Wärmeverzug der Bauteile zur Folge hat. Die Einschweiß-tiefen bei Laserstrahlleistungen größer 6 kW sind bei dem verwendeten Fokussdurchmesser d_f von $640 \mu\text{m}$ zwar hoch, jedoch entstehen während des Prozesses erhebliche Prozessemissionen in Form von Schweißspritzern und Metaldampf,

welche zu einer erhöhten Nahtoberflächenrauigkeit und zu Nahteinfall führen. Außerdem ist es bei Schweißgeschwindigkeiten kleiner 4 m/min zwingend notwendig, die entstehenden Schweißrauche mit hoher Metaldampfdichte aus dem Strahlengang zwischen Optik und Bauteil durch geeignete Maßnahmen (siehe Abschnitt 3.4.2) zu entfernen, d.h. abzusaugen.

Im Hinblick auf eine beanspruchungsgerechte Auslegung einer Schweißnaht ist die Streckenenergie E_S

$$E_S = \frac{P_L}{v_S} \quad (30)$$

eine oft verwendete Größe für die Abschätzung der resultierenden Nahtquerschnittsfläche sowie ein Maß für die thermische Belastung eines Werkstücks. Wird die Nahtquerschnittsfläche über der Streckenenergie aufgetragen, so korreliert nach HÜGEL ET AL. (2009) die Steigung des Graphen, unter Vernachlässigung der Verlustleistung P_V aufgrund von Wärmeleitung in das Bauteil, in erster Näherung mit dem Prozesswirkungsgrad. Wie Abbildung 45 (rechts) verdeutlicht, kann diese Näherung jedoch nur für niedrige Streckenenergien verwendet werden.

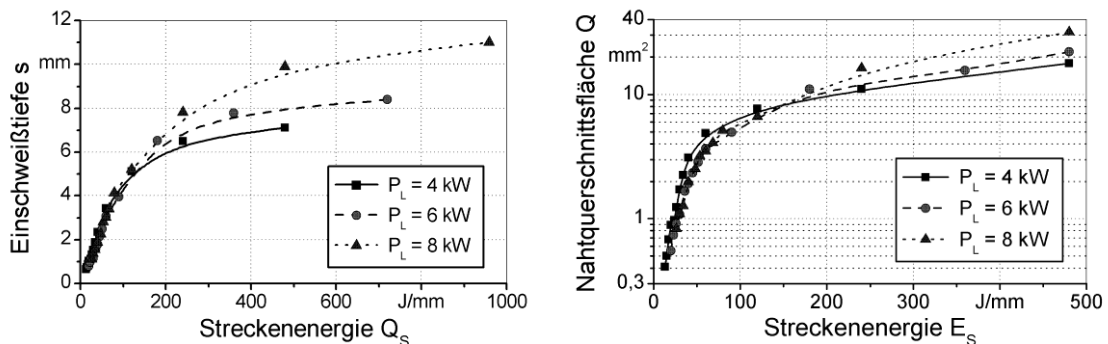


Abbildung 45: Einfluss der Streckenenergie auf die Nahtgeometrie bei S235JR+AR; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$; links: Einschweißtiefe s ; rechts: Nahtquerschnittsfläche Q

Bei hohen Streckenenergien (ab ca. 80 J/mm) steigt die Bedeutung der Wärmeleitung und der Verlustleistung P_V aufgrund der niedrigen Schweißgeschwindigkeiten an, wodurch eine Erhöhung der Streckenenergie einen deutlich geringeren Einfluss auf die erzielbaren Einschweißiefen und Nahtquerschnittsflächen hat.

Im Bereich niedriger Streckenenergien (bis ca. 80 J/mm) ergibt sich hingegen bei einer Erhöhung der Streckenenergie eine nahezu lineare Zunahme der Einschweißtiefe s und der Nahtquerschnittsfläche Q , wobei der Prozesswirkungsgrad

konstant bleibt. Außerdem hat hier eine Variation der Streckenenergie über die Laserstrahlleistung oder über die Schweißgeschwindigkeit die gleiche Auswirkung auf die resultierende Nahtgeometrie. Werden lediglich die geometrischen Eigenschaften der Schweißnaht betrachtet, so kann in diesem Bereich die Schlussfolgerung gezogen werden, dass bei konstanter Einschweißtiefe eine Leistungssteigerung des Laserstrahls gleichzeitig eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit ermöglicht. Im Folgenden wird diese Annahme auf Überlappschweißungen im Blechdickenbereich zwischen 1,5 und 4 mm (siehe Tabelle 5) übertragen und ihre Gültigkeit untersucht.

Aus Abbildung 46 (links) wird ersichtlich, dass mit einer Erhöhung der Laserstrahlleistung bei gleichbleibender Nahttiefe und ohne Berücksichtigung qualitativer Nahteigenschaften wie z.B. Nahtenfall, Nahtoberflächenrauheit oder Schweißspritzeraufkommen eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit möglich ist. Die 3-mm-Überlappverbindung kann z.B. bei einer Erhöhung der Laserstrahlleistung von 4 kW auf 8 kW mit der doppelten Schweißgeschwindigkeit von 8 m/min durchgeschweißt werden.

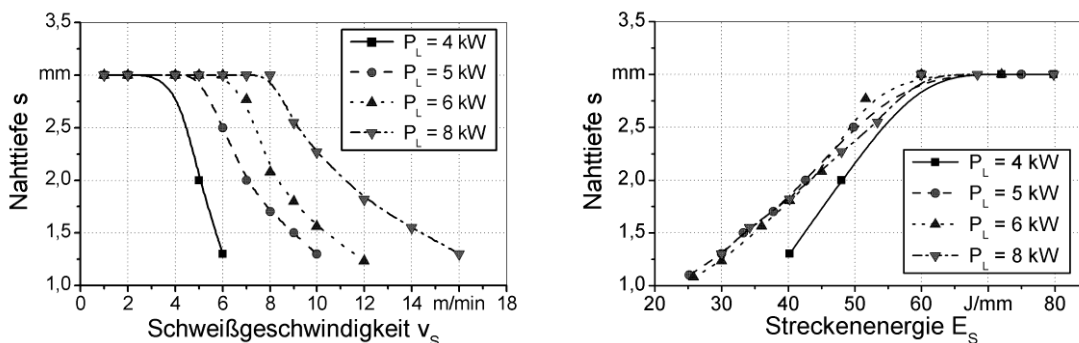


Abbildung 46: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die geometrischen Schweißnahttiefe bei einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5$ mm); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0$ mm; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Analog zu den Einschweißversuchen kann auch bei den Überlappverbindungen eindeutig nachgewiesen werden, dass zur Durchschweißung einer vorgegebenen Materialstärke eine definierten Streckenenergie notwendig ist (Abbildung 46 (rechts)), die entweder über die Laserstrahlleistung oder über die Schweißgeschwindigkeit eingestellt werden kann. Zur Durchschweißung der 3 mm Überlappverbindung wird mit der verwendeten Laserstrahlung mindestens eine Streckenenergie von 60 J/mm benötigt.

Exemplarisch für alle durchgeführten Schweißversuche mit dem Fokusbereich $d_f = 640 \mu\text{m}$ und Laserstrahlleistungen größer 4 kW zeigt Abbildung 47 am Beispiel der DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$) den Zusammenhang zwischen Streckenenergie und Nahtgeometrie. Ausgehend von einer durchgeschweißten Überlappverbindung (Bereich 2) führt eine Reduzierung der Streckenenergie auf $E_S < E_{S,\text{grenz},1}$ durch eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeiten zu einer Verringerung der Einschweißtiefe, da weniger Energie pro Nahtlänge zum Erzeugen der Schmelze in das Bauteil eingebracht werden kann (Bereich 1). Ab der Streckenenergie $E_{S,\text{grenz},1}$ steht genügend Energie zum Durchschweißen der Fügepartner zur Verfügung und die Dampfkapillare des Tieferschweißprozesses durchdringt beide Fügepartner. Eine weitere Erhöhung der Streckenenergie $E_S \rightarrow E_{S,\text{grenz},2}$ kann nicht mehr in eine Erhöhung der Einschweißtiefe umgesetzt werden, sondern die überschüssige Energie vergrößert den Kapillardurchmesser auf der wurzelseitigen Blechoberfläche, wodurch sich einerseits dort die Nahtbreite vergrößert und andererseits deutlich mehr Laserstrahlung transmittiert wird (FUNK 1994, DUCHARMET ET AL. 1994, BEYER 1995, AALDERINK ET AL. 2007).

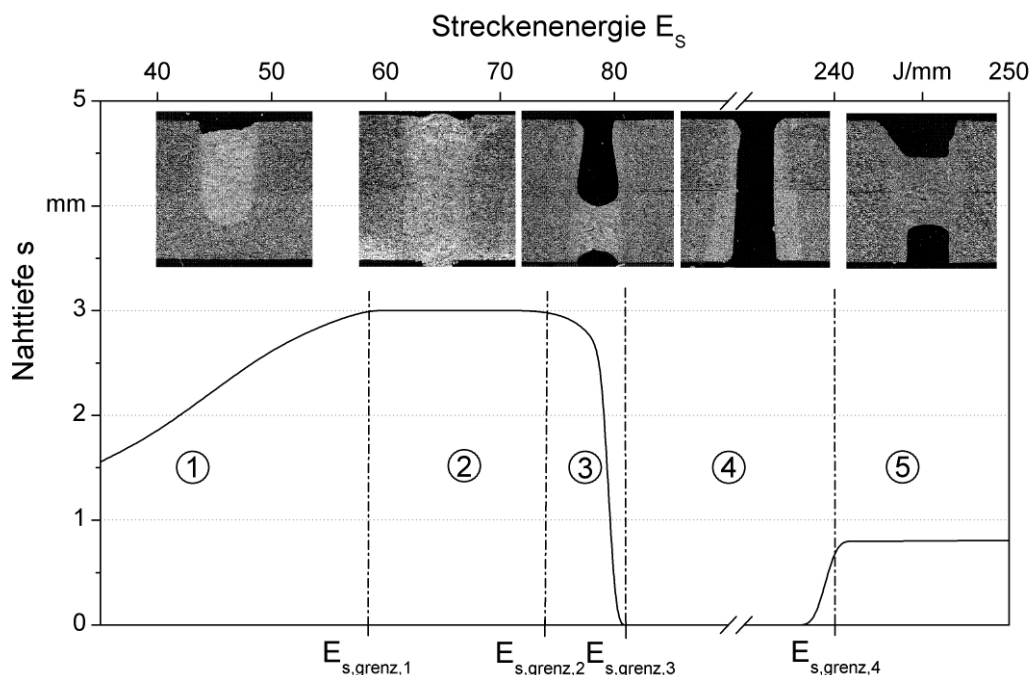


Abbildung 47: Prinzipieller Zusammenhang zwischen der Streckenenergie und der Nahttiefe s am Beispiel der DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Während innerhalb des Bereiches der Durchschweißung der Überlappverbindung (Bereich 2) die Nahttiefe, die Nahtbreite auf der Blechoberfläche und die Anbin-

dungsbreite im Überlappstoß konstant bleiben, verändert sich die Nahtgeometrie aufgrund der vergrößerten Nahtbreite auf der Blechunterseite von einem trapez- (siehe auch Querschliff in Abbildung 47, Bereich 2) zu einem rechteckförmigen Querschnitt mit nahezu parallelen Nahtflanken. Unabhängig von der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit kann der Kapillardurchmesser und somit die Nahtbreite nach KROOS (1993) mit dem 1,4-fachen Fokussdurchmesser approximiert werden. Dies kann durch die mittels Querschliffen ausgewerteten Versuchsreihen bestätigt werden. Die Nahtbreiten auf der Nahtoberseite und im Anbindungsquerschnitt bewegen sich beim verwendeten Fokussdurchmesser $d_f = 640 \mu\text{m}$ zwischen 870 und 920 μm .

Gleichzeitig verändert sich mit steigender Streckenenergie der Neigungswinkel der Dampfkapillare und der Dampfkapillarfront (DKF) (BEYER 1995). FABBRO ET AL. (2005) zeigen durch die Analyse der transmittierten Laserstrahlleistung mittels einer Photodiode und einer koaxialen Dampfkapillarbeobachtung, dass bei einer Reduzierung der Schweißgeschwindigkeit die Neigung der Kapillare abnimmt und mehr Laserstrahlung transmittiert wird.

Im Rahmen dieser Arbeit wurde der Neigungswinkel der Dampfkapillarfront mit dem im Abschnitt 4.3.5 beschriebenen Versuchsaufbau aufgezeichnet und ausgewertet (siehe Abbildung 48). Um bei unterschiedlichen Streckenenergien jeweils eine Durchschweißung zu erreichen, wurde die Gesamtdicke der DC04-Überlappverbindung zwischen 3 mm und 1,5 mm variiert.

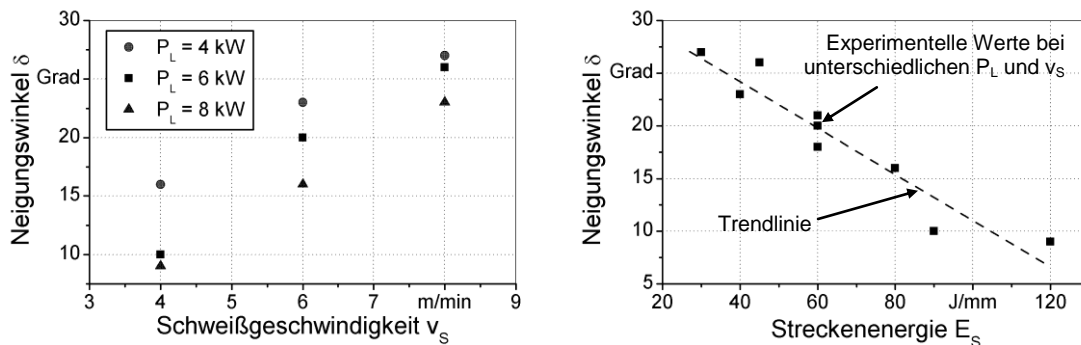


Abbildung 48: Einfluss der Schweißgeschwindigkeit (links) und der Streckenenergie (rechts) auf den Neigungswinkel der Dampfkapillarfront (DKF) einer DC04-Überlappverbindung; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Die ermittelten Neigungswinkel stimmen mit den Ergebnissen von FABBRO ET AL. (2005) überein und zeigen eine deutliche Abnahme bei erhöhter Strecken-

energie. Dabei verändert sich der Neigungswinkel bei niedrigen Schweißgeschwindigkeiten ($P_L = \text{const.}$) in gleicher Weise wie bei hohen Laserstrahlleistungen ($v_S = \text{const.}$). Die Veränderung des Neigungswinkels ist somit nur von der eingebrachten Streckenenergie abhängig. Da an der Dampfkapillarfront der größte Anteil der Laserstrahlung auftrifft (FABBRO ET AL. 2000B), ist der Neigungswinkel für die Absorption und somit für die stationären und dynamischen Eigenschaften des Tiefschweißprozesses von zentraler Bedeutung (BEYER 1995, MATSUNAWA ET AL. 1997). Berücksichtigt man die Fresnel'schen Gleichungen (Abschnitt 2.5.2), so steigt mit der verwendeten Laserstrahlwellenlänge von $\lambda = 1,06 \mu\text{m}$ bei einem geringeren Neigungswinkel der Absorptionsgrad an der Dampfkapillarfront an. Dies führt zu einer gesteigerten Verdampfungsrate und zu einem erhöhten Rückstoßdruck der Ablation an der Dampfkapillarfront (ADEN ET AL. 1992).

Im Streckenenergiebereich zwischen $E_{S,\text{grenz},1}$ und $E_{S,\text{grenz},2}$ strömt ein Großteil des aufgeschmolzenen Materials um die Dampfkapillare des Tiefschweißprozesses in Vorschubrichtung (FUNK 1994) und lediglich ein kleiner Anteil (ca. 3 bis 5 %) des Materials wird an der Kapillarfront verdampft (BECK 1996). Die antreibende Kraft für die Beschleunigung der Schmelze ist im Wesentlichen die Druckdifferenz in der Schmelze entlang der Kapillare (KOERBER 1996). Zusätzlich entsteht wegen des Gradienten des Ablationsdruckes über die Kapillarfront eine in Blechdickenrichtung abwärts verlaufende Strömung, deren Anteil in diesem Streckenenergiebereich deutlich geringer ist als der der Schmelze um die Dampfkapillare (GEIGER ET AL. 2009). Sie erreicht jedoch die wurzelseitige Schmelzbadoberfläche nicht, da sie aufgrund von abnehmenden Druck- und Temperaturgradienten abgeschwächt wird und im unteren Bereich um die Kapillare ebenso in Vorschubrichtung strömt. Dabei hängt die Menge der abwärtsgerichteten Strömung bei einer gegebenen Intensitätsverteilung von der Geometrie der Kapillarfront ab, welche aus dem Druckgleichgewicht an der Kapillarwand, aus der örtlichen und zeitlichen Intensitätsverteilung sowie aus der Neigung der Kapillarwand in Vorschubrichtung resultiert (KOERBER 1996). Durch die Erhöhung der Streckenenergie $E_S \rightarrow E_{S,\text{grenz},2}$ öffnet sich die Dampfkapillare an der wurzelseitigen Schmelzbadoberfläche, nimmt eine zylinderförmige Geometrie an und es tritt immer mehr Metaldampf aus der wurzelseitigen Kapillaröffnung aus. Der nach unten ausströmende Metaldampf überträgt durch Reibungseffekte seinen Impuls auf die Kapillarwand und beschleunigt die dort verlaufende Strömung abwärts.

Wird die Streckenenergie weiter erhöht $E_S \rightarrow E_{S,\text{grenz},3}$ (Bereich 3), so steigt der Absorptionsgrad aufgrund der geringeren Kapillarneigung (siehe Abbildung 48) an, wodurch in Kombination mit der höheren Streckenenergie die Verdampfungsrates deutlich zunimmt. Neben dem Impuls des ausströmenden Metaldampfes wird mit dem Rückstoßimpuls der Verdampfung die abwärts laufende Strömung derart stark beschleunigt, dass ein Großteil der Schmelze nicht mehr seitlich um die Dampfkapillare, sondern in Richtung der wurzelseitigen Kapillaröffnung fließt und dort regelrecht ausgetrieben wird.

Je größer die Streckenenergie ist, desto mehr Schmelze wird nach unten ausgetrieben. Bei Streckenenergien $E_S > E_{S,\text{grenz},3}$ bricht der Prozess des Tiefschweißens mit einer zylindrischen Dampfkapillare zusammen und der an der Absorptionsfront des Laserstrahls entstehende Verdampfungsdruck beschleunigt die gesamte Schmelze nach unten, wo sie vollständig ausgetrieben wird (Abbildung 47, Bereich 4). Dabei sind die Rückstoßkräfte aus der Verdampfung so groß, dass der Einfluss der Schwerkraft auf den Prozessablauf vernachlässigbar ist. Das Material wird demzufolge immer in Einstrahlrichtung des Laserstrahls ausgetrieben, was durch Versuchsreihen in, entgegen und in 45° zur Schwerkraftrichtung nachgewiesen werden kann. Erste veröffentlichte Untersuchungen von SCHÄFER (2010), LÖFFLER ET AL. (2009) und LÜTKE ET AL. (2009) bezeichnen den Prozess, basierend auf seinem Hauptmechanismus, als Schmelzdruckschneiden. Bisher existieren allerdings keine analytischen oder numerischen Modelle, die diesen Schneidprozess bzw. den Übergang zwischen Tiefschweißen und Schneiden beschreiben.

Bei niedrigen Schweißgeschwindigkeiten $v_S < 1,5$ m/min (Bereich 5) bildet sich trotz hoher Streckenenergien ($E_S \geq E_{S,\text{grenz},4}$) die in Bereich 3 und 4 beschriebene Strömungsumkehr an der Absorptionsfront nur teilweise aus. Aufgrund der geringen Schweißgeschwindigkeiten findet eine starke Wärmeleitung in das Werkstück statt, wodurch zusätzlich zum Tiefschweißprozess deutlich mehr Material aufgeschmolzen wird. Dieses zusätzlich geschmolzene Material fließt im oberen Nahtbereich mit niedrigen Strömungsgeschwindigkeiten seitlich um die Dampfkapillare. Dadurch wird die Nahtbreite im Vergleich zur Nahtbreite im Bereich 2 nahezu verdoppelt (siehe Querschliff Abbildung 47, Bereich 5). Im unteren Nahtbereich wird das geschmolzene Material wie beim Schmelzdruckschneiden durch den nach unten gerichteten Schmelzefluss ausgetrieben.

Zusammenfassend existieren also für jede Blechdicke und jede Laserstrahlleistung bei den definierten Fokussierbedingungen bestimmte Grenzstreckenener-

gien $E_{S, \text{grenz}}$ die eine komplette Durchschweißung der Überlappverbindung einerseits vom Durchschneiden und andererseits von einer nur teilweisen Durchschweißung abgrenzen. In Abbildung 49 sind für die untersuchten Überlappverbindungen mit einer Blechdicke der Fügepartner zwischen 1,5 mm und 4 mm die zum Verschweißen möglichen Streckenenergiebereiche (links) und Schweißgeschwindigkeitsbereiche (rechts) gekennzeichnet.

Je dicker die Überlappverbindung ist, umso höher ist die Streckenenergie, die eingebracht werden muss (Trendlinie in Abbildung 49 (links)), und umso größer sind die Streckenenergiebereiche zum Durchschweißen der Einzelbleche für jede Laserstrahl-Leistungseinstellung. Am unteren Ende der gekennzeichneten Streckenenergiebereiche erfolgt der Übergang zum Schneidprozess. Hingegen wird am oberen Ende zu wenig Energie eingebracht, um die beiden Fügepartner vollständig zu verschweißen.

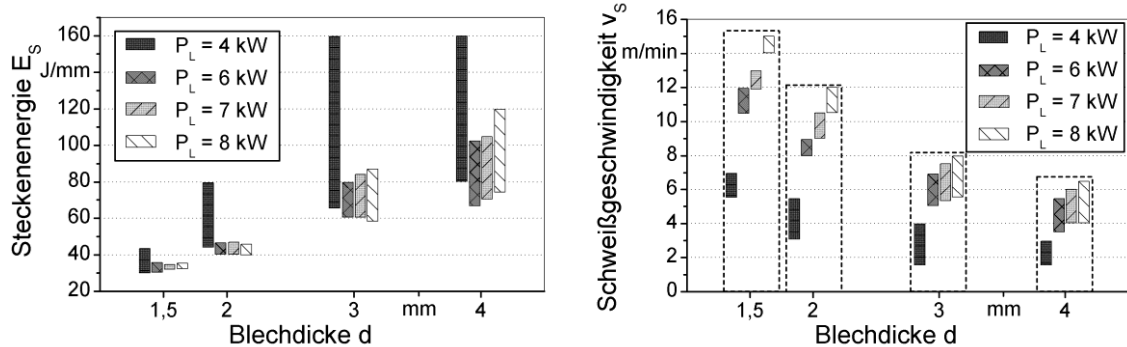


Abbildung 49: Einfluss der Blechdicke der DC04-Überlappverbindung auf die zum Verschweißen notwendige Streckenenergie (links) und die Schweißgeschwindigkeit (rechts); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Abbildung 49 (rechts) veranschaulicht dazu den Geschwindigkeitsbereich, in dem die untersuchten Überlappverbindungen vollständig verschweißt werden können.

Werden die Schweißergebnisse allerdings hinsichtlich der Bewertungsgruppen der DIN EN ISO 13919-1 analysiert, so schränkt sich der Schweißbereich in Abbildung 49 deutlich aufgrund von Nahtunterwölbungen¹⁵ und Wurzelrückfällen¹⁶ sowie starker Nahtberrauenrauigkeit ein. Am Beispiel der 2 mm und 3 mm

¹⁵ Nach DIN EN ISO 13919-1: Nahtenfall auf der Nahtoberfläche

¹⁶ Nach DIN EN ISO 13919-1: Nahtenfall auf der Nahtunterseite

dicken DC04-Überlappverbindungen ist der Einfluss der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit auf die Nahtunterwölbung dargestellt (Abbildung 50). Eine negative Nahtwölbung h entspricht einem Nahteinfall auf der Nahtoberfläche, d.h. einer Nahtunterwölbung. Eine positive Nahtwölbung h bedeutet eine Nahtüberhöhung auf der Nahtoberfläche. Die Nahtunterwölbung steigt ab einer leistungsabhängigen Geschwindigkeitsstufe sehr stark an (vgl. auch $E_S \rightarrow E_{S,\text{grenz},2}$ in Abbildung 47), wobei der Gradient der Kurve für Blechdicken $d < 3$ mm (Abbildung 50 (links)) steiler ist als bei größeren Blechdicken von $3 \leq d < 4$ mm (Abbildung 50 (rechts)).

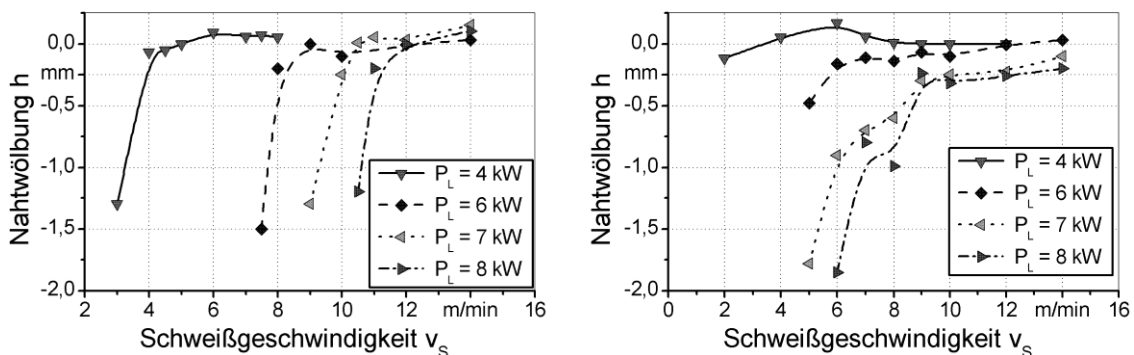


Abbildung 50: Einfluss der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit auf die Nahtwölbung (negative Nahtwölbung = Nahtunterwölbung) bei einer DC04-Überlappverbindung mit $d = 2 \times 1$ mm (links) und $d = 2 \times 1,5$ mm (rechts); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $z = 0$ mm; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Minimale Veränderungen und Schwankungen in der Schweißgeschwindigkeit führen hier zu deutlichen Unterschieden in der Schweißnahtqualität. Demgegenüber toleriert der Laserstrahl-Schweißprozess bei größeren Blechdicken Geschwindigkeitsschwankungen besser, allerdings steigt hier v.a. bei Laserstrahlleistungen $P_L > 6$ kW die Neigung zur Schweißspritzerbildung und damit zu starken Nahtunterwölbungen.

Zur Analyse der Schweißspritzerbildung entgegen der Einstrahlrichtung wurde der Laserstrahl-Schweißprozess mit HG-Kameras aufgezeichnet und die Prozessaufnahmen mittels einer Bildverarbeitungssoftware der Firma Halcon ausgewertet. Abbildung 51 zeigt die Auswirkung von hohen Laserstrahlleistungen $P_L > 6$ kW auf die Schweißspritzerbildung. Im Bereich der Durchschweißung steigt bei einer Schweißgeschwindigkeit von $v_s = 7$ m/min die Spritzeranzahl und die über die Gesamtanzahl der Spritzer berechnete Fläche stark an. Die hohen

Laserstrahlleistungen bewirken eine starke Überhitzung des Schmelzbades und eine hohe Absorptionsrate an der Absorptionsfront. Durch den geringen Neigungswinkel der Absorptionsfront bei diesen Prozesseinstellungen (siehe Abbildung 48) strömt der erzeugte Metalldampf in Richtung der hinteren Dampfkapillarwand und überträgt dort seinen Impuls an die die Dampfkapillare umströmende Schmelze.

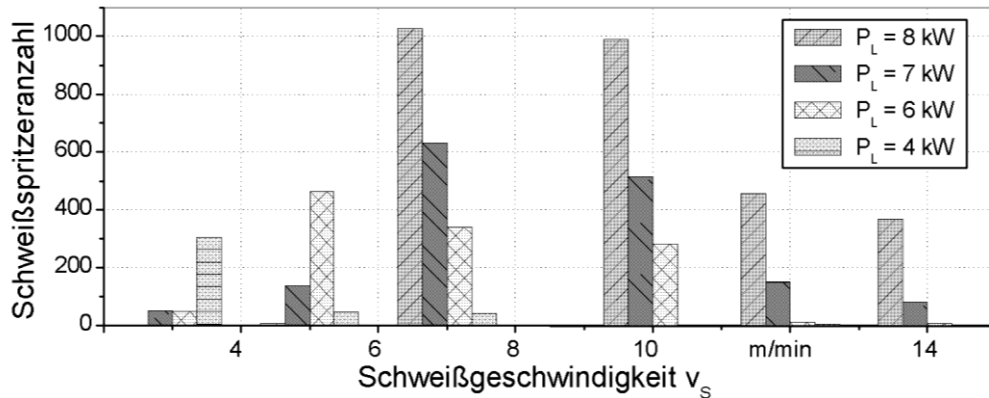


Abbildung 51: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Schweißspritzeranzahl bei einer DC04-Überlappverbindung mit $d = 2 \times 1,5$ mm; Aufnahme rate 2500 Bilder/s; Schweißnahtlänge $l = 80$ mm; $d_f = 640$ μ m; $z = 0$ mm; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Die hohen Laserstrahlleistungen bewirken eine starke Überhitzung des Schmelzbades und eine hohe Absorptionsrate an der Absorptionsfront. Durch den geringen Neigungswinkel der Absorptionsfront bei diesen Prozesseinstellungen (siehe Abbildung 48) strömt der erzeugte Metalldampf in Richtung der hinteren Dampfkapillarwand und überträgt dort seinen Impuls an die die Dampfkapillare umströmende Schmelze. Dadurch wird ein Teil des geschmolzenen Materials entgegen der Einstrahlrichtung der Laserstrahlung in Form von Schweißspritzern ausgeblasen (WEBERPALS ET AL. 2008). Dieser Effekt verstärkt sich mit steigender Blechdicke der Überlappverbindung.

Zusammenfassend konnten mit dem verwendeten Laserstrahldurchmesser von $d_f = 640$ μ m und hohen Laserstrahlleistungen $P_L > 6$ kW die Blechdicken zwischen 3 und 4 mm aufgrund der starken Spritzerneigung und der damit verbundenen großen Nahtunterwölbung h ($h \geq 0,2 \times d$) lediglich mit Nahtqualitäten der DIN-Bewertungsgruppen D und C durchgeschweißt werden. Dabei bewegt sich der prozentuale Werkstoffverlust der geschweißten Überlappverbindung bei einer Nahtlänge l von 80 mm je nach Blechdicke und Höhe der Nahtunterwölbung zwischen 0,1 % und 0,4 %. Dies wurde einerseits durch Wiegen der Versuchs-

bleche vor und nach dem Schweißen und andererseits durch die Berechnung des Spritzervolumens über die mit der HG-Kamera aufgenommenen Schweißspritzer ermittelt. Im Vergleich zum gemessenen Massenverlust ergab die kugelförmige Annäherung des Volumens der Schweißspritzer in Kombination mit der Dichte ($\rho_{\text{Fe}} = 7,85 \text{ kg/m}^3$) von Eisen eine Abweichung von nur 15 %. Sie kann daher als eine Abschätzung des Materialverlusts durch die Schweißspritzer verwendet werden. Der starke Abfall der Schweißspritzeranzahl in Abbildung 51 zeigt das Einsetzen des Schmelzdruckschneidprozesses, durch den das aufgeschmolzene Material vollständig in Strahlrichtung ausgetrieben wird und deshalb nicht mehr von der HG-Kamera aufgezeichnet werden kann.

Unter Berücksichtigung der aufgeführten qualitativen Aspekte *Nahtunterwölbung* und *Schweißspritzerbildung* sowie *ungenügende Durchschweißung* an der Nahtwurzel der Überlappverbindungen ergibt sich zusammenfassend das in Abbildung 52 (links) dargestellte Parameterfeld für eine qualitativ hochwertige Durchschweißung innerhalb der DIN-Bewertungsgruppen B und C. Abbildung 52 (rechts) zeigt zwei charakteristische Nahtformen bei 4 kW und 6 kW im Querschliff. Als Schweißgeschwindigkeit für eine qualitativ hochwertige Schweißnaht wurde die Einstellung definiert, bei der die Breite der Nahtwurzel im Bereich zwischen $0,5 \times d_f$ und $0,9 \times d_f$ liegt und die Nahtunterwölbung $h < 0,1 \times d$ beträgt.

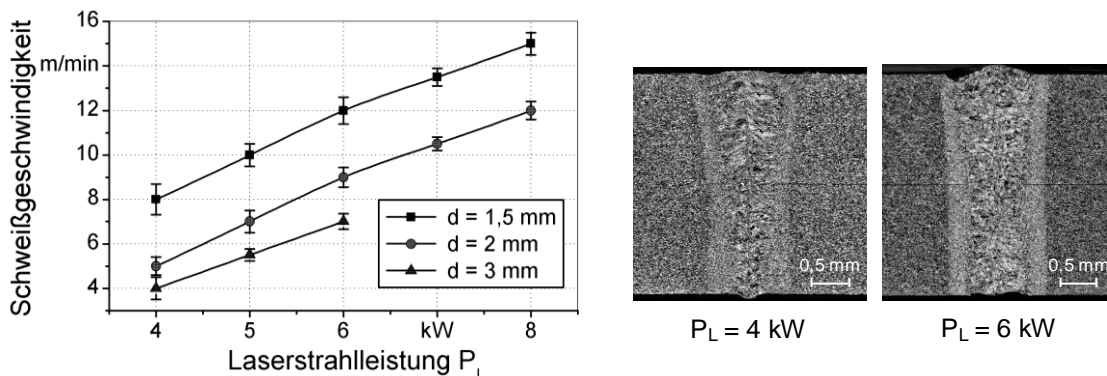


Abbildung 52: Optimale Schweißgeschwindigkeit (links) und charakteristische Nahtformen (rechts) für die untersuchten Blechdicken;
 $d_f = 640 \text{ } \mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha, \beta = 0^\circ$

Auf Basis dieser vorgegebenen Qualitätsanforderung konnte bei einer Überlappverbindungen mit einer Blechdicke von 4 mm keine geeignete Laserstrahlleistungs- und Schweißgeschwindigkeitseinstellung identifiziert werden. Bei 3 mm dicken Überlappverbindungen konnte nur bis $P_L = 6 \text{ kW}$ eine Schweißgeschwin-

digkeitseinstellung mit einer ausreichenden Schweißnahtqualität ermittelt werden.

Im Blechdickenbereich zwischen 1,5 mm und 2 mm existieren für alle Laserstrahlleistungen bis 8 kW Schweißgeschwindigkeiten, mit denen ein Schweißergebnis innerhalb der DIN-Bewertungsgruppen B und C erzielt werden kann. Durch eine Laserstrahl-Leistungssteigerung von 4 kW auf 8 kW bei senkrechtem Strahleinfall kann nahezu eine Verdoppelung der Schweißgeschwindigkeit bei konstanter Schweißnahtqualität erreicht werden. Dabei stellt sich im Überlappbereich unabhängig von der eingestrahlten Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit eine Anbindungsbreite zwischen 0,75 und 0,9 mm ein. Dies entspricht den Annahmen von STEEN (2003), KROOS (1993) und BECK (1996), mit denen die Naht- und somit auch die Anbindungsbreite bei schlanken rechteck- bzw. trapezförmigen Querschnitten mit $1,4 \times d_f$ angenähert werden kann.

Im Rahmen dieses Abschnittes wurden für die in dieser Arbeit verwendete Systemtechnik (Laserstrahlquelle und Bearbeitungsoptik) für Blechdicken bis 4 mm der Einfluss der Laserstrahlleistung und der Schweißgeschwindigkeit analysiert. Dabei konnte für Blechdicken bis 2 mm für jede Laserstrahlleistung eine Schweißgeschwindigkeit bzw. ein Schweißgeschwindigkeitsbereich identifiziert werden, in dem die Schweißnahtqualität innerhalb der DIN-Bewertungsgruppen B und C liegt. Diese Schweißgeschwindigkeit bildet die Eingangsgröße für die nachfolgenden Untersuchungen. Demgegenüber sind Blechdicken größer 2 mm nur bei eingeschränkten Qualitätsanforderungen mit Laserstrahlleistungen größer 6 kW schweißbar. Insgesamt wird bei hohen Laserstrahlleistungen der Bereich einer qualitativ hochwertigen Schweißnaht einerseits von einer ungenügenden Durchschweißung (siehe Abbildung 47, Bereich 1) und andererseits von erhöhtem Nahteinfall bzw. dem Schmelzdruckschneiden eingegrenzt (siehe Abbildung 47, Bereich 3, 4 und 5).

5.3 Einfluss der Strahlanstellung

5.3.1 Allgemeines

Die Möglichkeit, beim RLS den Laserstrahl in mehrere Raumrichtungen anzustellen (siehe Abbildung 53), erfordert eine detaillierte Betrachtung des Einflusses unterschiedlicher Einstrahlwinkel auf die Dampfkapillare beim Tiefschweißen und die daraus resultierenden Prozessergebnisse sowie die Schweißnahtqua-

litäten. Hierbei stellt die Strahlungsintensität, welche sich durch die Strahlanstellung auf der Bauteiloberfläche und auf der Absorptionsfront der Dampfkapillare verändert, eine wichtige Einflussgröße dar. Durch geometrische Winkelbeziehungen wurde deshalb zuerst die Veränderung der Strahlungsintensität auf der Bauteiloberfläche infolge der Strahlanstellung berechnet. Anhand von experimentellen Untersuchungen wurde dann der Einfluss von lateralen und longitudinalen Strahlanstellungen auf die Einschweißtiefe, die Nahtgeometrie und die Verbindungsfestigkeit analysiert. Dabei wurde in den Versuchsreihen jede Winkelanstellung in lateraler und longitudinaler Richtung sowie die Kombination aus beiden Anstellrichtungen betrachtet. Während des Schweißprozesses kann der Anstellwinkel entweder konstant gehalten werden oder, wie beim scannerbasierten RLS aufgrund der Auslenkung mittels der Scannerspiegelbewegung, über der Schweißnaht variieren. Diese Einflussgröße wird in Abschnitt 5.3.5 gesondert analysiert.

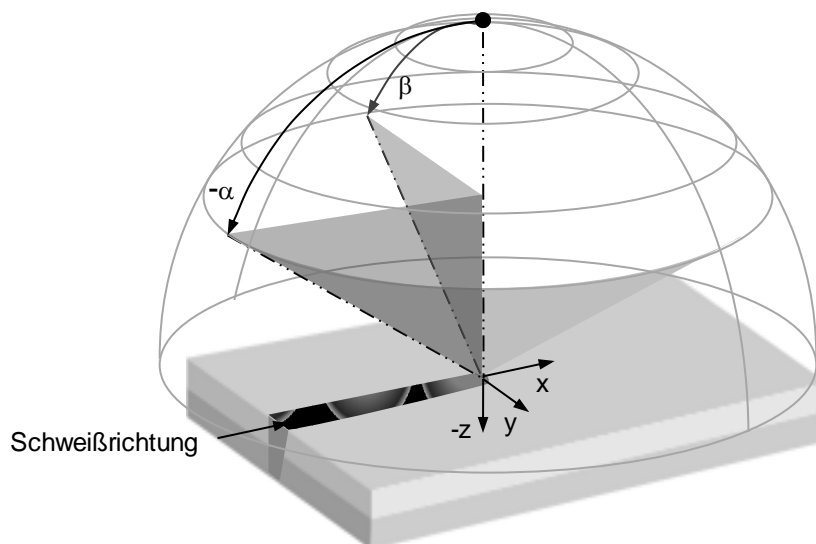


Abbildung 53: Longitudinale (α) und laterale (β) Anstellwinkel beim RLS im x - y - z -Koordinatensystem

Basierend auf den experimentellen Untersuchungen, den seitlichen Dampfkapillarbeobachtungen mittels des Versuchsaufbaus aus Abschnitt 4.3.5 und den theoretischen Überlegungen von FABBRO ET AL. (2000A, 2004B, 2006B) wurde dann ein analytisches Modell zur Berechnung der Neigung der Dampfkapillarfront in Abhängigkeit des longitudinalen Strahlanstellwinkels entwickelt und experimentell verifiziert. Dieses Modell dient zur Abschätzung der Einschweißtiefenänderung durch longitudinale Strahlanstellungen und bildet die Grundlage für die Abschätzung der Absorption an der Kapillarfront. Die Neigung der Kapillarfront bei

einer lateralen Strahlanstellung lässt sich hingegen durch die metallurgische Auswertung der Schweißnahtquerschliffe ermitteln.

5.3.2 Geometrische Betrachtungen

Zur quantitativen Betrachtung der durch den Laser bestrahlten Werkstückoberfläche muss die Strahlkaustik mathematisch beschrieben werden. Dazu wird ein Ansatz der geometrischen Analytik verwendet, der die bestrahlte Fläche als Schnittmenge zwischen Werkstückoberfläche und Strahlkaustik abbildet.

Die Mantelfläche der Strahlkaustik ist eine Fläche im dreidimensionalen euklidischen Raum und muss daher über die drei orthogonalen Raumrichtungen analytisch formuliert werden. In Anlehnung an das in Abbildung 54 definierte kartesische Koordinatensystem wird die Kaustik in der xy-Ebene durch die Kreisgleichung

$$x^2 + y^2 = w(z)^2 \quad (31)$$

ausgedrückt. Um die analytische Beschreibung der Kaustik in die dritte Raumrichtung zu erweitern, muss der Strahlradius in Abhängigkeit der z-Koordinate beschrieben werden. In Gleichung (33) wird dazu der Strahlradius durch die Gleichung für die Gaußsche Kaustik im Grundmode ersetzt, womit sich die Mantelfläche zu

$$x^2 + y^2 = w_0^2 \cdot \left(1 + \frac{z^2}{z_R^2}\right) \quad (32)$$

ergibt. Diese Darstellung kann in die explizite Koordinatenform umgewandelt werden:

$$z_K = M_{\text{Kaustik}}(x, y) = \sqrt{\left(\frac{x^2 + y^2}{w_0^2} - 1\right)} \cdot z_R. \quad (33)$$

Damit ergeben sich alle Punkte auf der Mantelfläche zu:

$$M_{\text{Kaustik}}(x, y) = \begin{bmatrix} x \\ y \\ \sqrt{\left(\frac{x^2 + y^2}{w_0^2} - 1\right)} \cdot z_R \end{bmatrix}. \quad (34)$$

Abbildung 54 zeigt die Mantelfläche $M_{\text{Kaustik}}(x, y)$ des Laserstrahls im x-y-z-Koordinatensystem. Die abgebildete Ebene schneidet die Kaustik und stellt die bestrahlte Werkstückoberfläche dar.

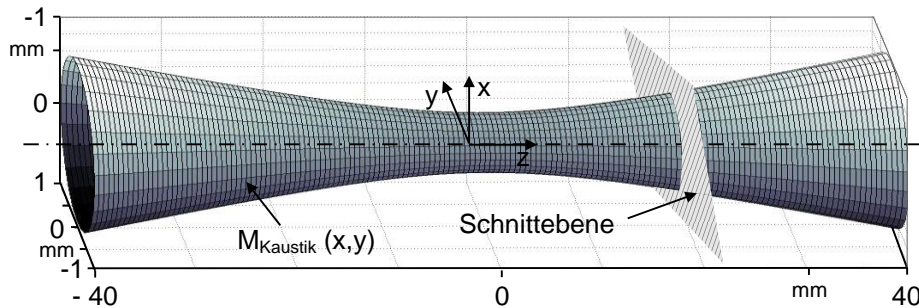


Abbildung 54: Mantelfläche $M_{\text{Kaustik}}(x, y)$ des parametrisierten Laserstrahls und die um die x- und y-Achse gedrehte sowie in z-Richtung verschobene Schnittebene im x-y-z-Koordinatensystem

Sie wird im vorgegebenen kartesischen Koordinatensystem um die y-Achse mit dem Winkel θ gedreht und zusätzlich in z-Richtung um Δz vom Laserstrahlfokus verschoben (Abbildung 55 (links)).

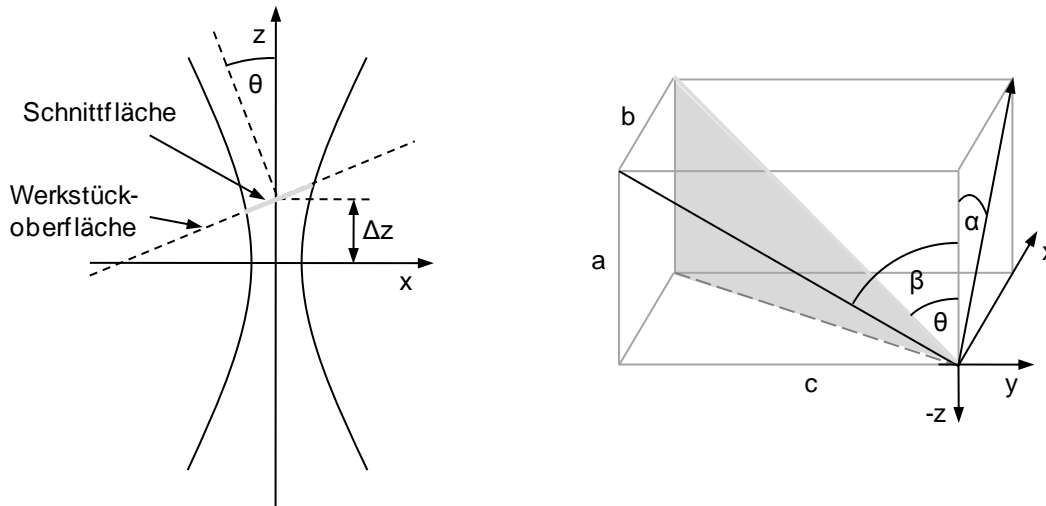


Abbildung 55: Links: Strahlversatz Δz von der Werkstückoberfläche A_{Ebene} bei gleichzeitiger Strahlanstellung θ ; rechts: Geometrischer Zusammenhang zwischen longitudinalem (α) und lateralem (β) Anstellwinkel sowie dem resultierenden Gesamtwinkel (θ)

Der Winkel θ (Abbildung 55 (rechts)) wird über trigonometrische Verhältnisse gebildet:

$$\theta = \tan^{-1} \sqrt{\tan^2(\beta) + \tan^2(\alpha)}. \quad (35)$$

und stellt einen Ersatzwinkel dar, der die kombinierte longitudinale und laterale Strahlanstellung in einem Parameter ausdrückt.

Die Gleichung zur Beschreibung der Schnittebene $A_{\text{Ebene}}(x)$ ergibt sich mit dem Winkel θ zu:

$$z_E = A_{\text{Ebene}}(x) = x \cdot \tan(\theta) + \Delta z. \quad (36)$$

Damit berechnen sich die Punkte $P_{\text{Ebene}}(x, y)$ der Schnittebene zu:

$$P_{\text{Ebene}}(x, y) = \begin{bmatrix} x \\ y \\ x \cdot \tan(\theta) + \Delta z \end{bmatrix} \quad (37)$$

Die durch den Laser bestrahlte Werkstückoberfläche kann als geometrische Schnittmenge der Kaustik mit der Ebene formuliert werden. In Anlehnung an die Mengenlehre wird diese als jene Menge von Punkten beschrieben, die in beiden Geometrien enthalten ist. Nach dieser Definition ergibt sich die Schnittmenge X_{Schnitt} zu

$$X_{\text{Schnitt}} = A_{\text{Ebene}} \cap M_{\text{Kaustik}} = \{X | X \in A_{\text{Ebene}}, X \in M_{\text{Kaustik}}\}, \quad (38)$$

wobei X ein beliebiger Punkt im dreidimensionalen euklidischen Raum \mathbb{R}^3 ist.

Das Auflösen des linearen Gleichungssystems, bestehend aus den Gleichungen (34) und (36), liefert in Abhängigkeit von der x -Koordinate folgende analytische Formulierung der dreidimensionalen Schnittmenge X_{Schnitt} :

$$X_{\text{Schnitt}} = \begin{bmatrix} x_{\text{Schnitt}}(x) \\ y_{\text{Schnitt}}(x) \\ z_{\text{Schnitt}}(x) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} x \\ \sqrt{\left[\frac{(x \cdot \tan(\theta) + \Delta z)^2}{z_R^2} + 1 \right] \cdot w_0^2 - x^2} \\ x \cdot \tan(\theta) + \Delta z \end{bmatrix} \quad (39)$$

Die Schnittmenge stellt eine geschlossene Kurve dar, deren eingeschlossene Fläche $A_{\text{Schnitt}}(x, \theta, \Delta z, w_0)$ die durch den Laserstrahl bestrahlte Werkstückoberfläche beschreibt und durch Integration numerisch berechnet werden kann. Zur Ermittlung konkreter Werte für den Schnittflächeninhalt von A_{Schnitt} wurde die analytische Formel (39) in das Berechnungsprogramm MATLAB übertragen (siehe Kapitel 9, Anhang).

In Abbildung 56 ist die Schnittfläche A_{Schnitt} in Abhängigkeit von unterschiedlichen Strahlanstellungen α und β im Verhältnis zum Flächeninhalt bei senkrech-

ter Einstrahlung dargestellt. Eine Anstellung des Laserstrahls um 60° hat eine Vergrößerung der Schnittfläche und damit des Brennflecks auf der Werkstückoberfläche von 100 % im Vergleich zur Schnittfläche bei senkrechter Einstrahlung zur Folge.

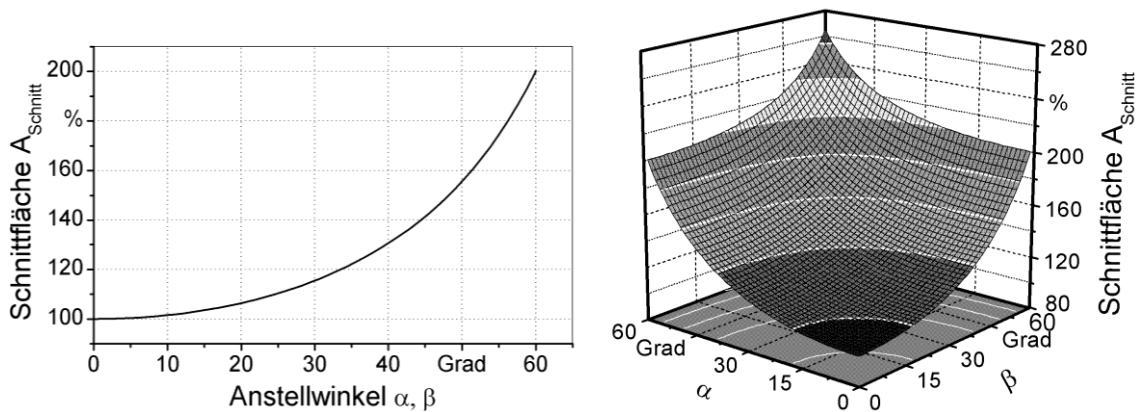


Abbildung 56: Schnittfläche A_{Schnitt} bei einer Strahlanstellung in α - bzw. β -Richtung (links) sowie bei kombinierter Strahlanstellung in α - und β -Richtung (rechts) im Verhältnis zum Flächeninhalt bei senkrechter Einstrahlung; $w_0 = 320 \mu\text{m}$; $z_R = 14 \text{ mm}$; $z = 0$; $\lambda = 1070 \text{ nm}$

Dadurch halbiert sich die resultierende Strahlungsintensität auf der Werkstückoberfläche. Anstellwinkel bis ca. 30° haben nur geringen Einfluss auf die Strahl-Werkstück-Schnittfläche und somit auf die einfallende Strahlungsintensität. In Abbildung 56 wurde der maximale Anstellwinkel auf 60° begrenzt.

Abbildung 57 (links) zeigt die Schnittfläche bei gleichzeitiger Strahlanstellung in α - und β -Richtung sowie einem Versatz der Fokuslage um $z_0 = 14 \text{ mm}$. Bei großen Strahlanstellungen, z.B. bei $\alpha = 60^\circ$ und $\beta = 60^\circ$, sowie einem z -Versatz außerhalb der Rayleighlänge kommt es zu einer Vergrößerung des Brennflecks und somit zu einer Verringerung der Strahlungsintensität. Damit ergeben sich im Schweißprozess andere Schweißparameter, die bei ansonsten gleichen Parametereinstellungen zu anderen Schweißergebnissen führen.

Veränderungen der Fokuslage innerhalb der Rayleighlänge $z_R = 14 \text{ mm}$, also $z_0 = \pm 7$ bei gleichzeitiger kombinierter Strahlanstellung bis $\theta = 30^\circ$, beeinflussen die Schnittfläche und damit die Laserstrahlfokusfläche bzw. die Strahlungsintensität auf der Werkstückoberfläche im Vergleich zur senkrechten Einstrahlung kaum (siehe Abbildung 57 (rechts)).

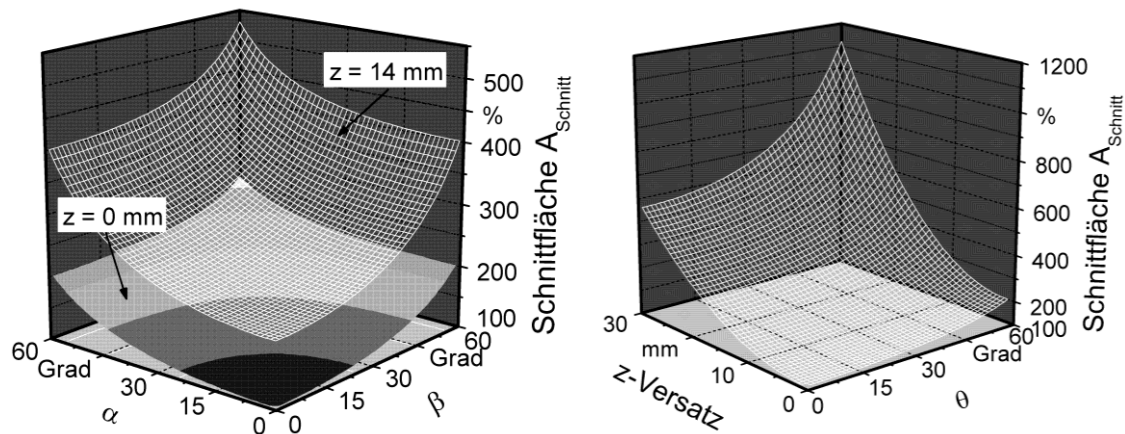


Abbildung 57: Schnittfläche A_{Schnitt} bei kombinierten Strahlanstellungen und gleichzeitigem Versatz der Fokusslage im Verhältnis zur Schnittfläche bei senkrechter Einstrahlung; $w_0 = 320 \mu\text{m}$; $z_R = 14 \text{ mm}$; $\lambda = 1070 \text{ nm}$; links: Strahlanstellung in α - und β -Richtung sowie $z_0 = 0$ und $z_0 = 14 \text{ mm}$; rechts: Kombinierte Strahlanstellung mit dem Winkel θ und z -Versatz

Da jedoch nach Einsetzen des Tiefschweißprozesses die Laserstrahlung nicht mehr an der Werkstückoberfläche, sondern in der Dampfkapillare und dort an der Kapillarfront absorbiert wird, müssen bei der Intensitätsbetrachtung folgende Vereinfachungen getroffen werden:

- **Idealisierte Geometrie der Dampfkapillarfront**

Durch die Laserstrahlgeometrie bildet sich an der Kapillarfront in guter Näherung eine Halbzylinderfläche aus. Dadurch reduziert sich insbesondere an den Rändern der Kapillarfront der Winkel zwischen der Laserstrahlachse und der Zylindermantelfläche bis auf 0° , woraus dort veränderte Intensitätsverteilungen sowie ein deutlich veränderter Absorptionsgrad resultieren. Zur Vereinfachung wird im Modell die Geometrie der Kapillarfront deshalb als Rechteckfläche angenommen.

- **Konstante Intensitätsverteilung auf der bestrahlten Fläche**

Da sich die Strahlkaustik in z -Richtung aufgrund des Divergenzwinkels radial ausdehnt, steigt die x - y -Strahlquerschnittsfläche. Gleichzeitig nimmt die Strahlungsdichte an den Rändern ab. Wenn die Strahlkaustik mit der Fläche der angestellten Dampfkapillarfront geschnitten wird, so liegen die beiden äußeren Ränder des Strahles auf verschiedenen z -Werten der Strahlkaustik, so dass sich eine unterschiedliche Intensitätsverteilung innerhalb der bestrahlten Fläche ergibt. Da das Modell zur Abschätzung

der Leistungsintensitätsveränderung beim RLS im Dünoblechbereich mit Blechdicken d zwischen 1 und 4 mm angewendet wird und die Rayleighlängen z_R prozessbedingt deutlich größer als d sind ($z_R \gg d$), kann die Strahlkaustik in diesem Bereich trotzdem als zylinderförmig betrachtet und eine konstante Intensitätsverteilung auf der bestrahlten Kapillarfläche angenommen werden.

- **Konstante Intensitätsverteilung innerhalb des Strahles**

Der zur Berechnung der Strahlkaustik verwendete ideale Gaußstrahl im Grundmode weist eine Gauß'sche Intensitätsverteilung auf. Im verwendeten Modell wird diese Intensitätsverteilung über die gesamte Schnittfläche als konstant angenähert. Vergleichbar mit den Ergebnissen der Strahlvermessung in Abschnitt 4.3.3 entspricht dies näherungsweise der Top-hat-förmigen Strahlleistungsdichte des verwendeten Versuchsaufbaus.

Die geometrischen Betrachtungen zur Veränderung der Strahlungsintensität bei unterschiedlichen Strahlanstellungen sowie die aufgeführten Vereinfachungen zur Betrachtung der Intensitätsverteilung in der Dampfkapillare stellen in den anschließenden Abschnitten eine wichtige Randbedingung zur Entwicklung der empirischen Beschreibungsmodelle zur Strahlanstellung dar.

5.3.3 Empirische Beschreibungsmodelle zur Strahlanstellung

5.3.3.1 Lateral

Die laterale Anstellung des Laserstrahls quer zur Schweißrichtung hat, wie in Abschnitt 3.4.4 beschrieben, einen deutlichen Einfluss auf die erzielbare Nahttiefe. Hierbei kann die Neigung der Dampfkapillare während des Schweißprozesses sehr gut durch eine metallografische Auswertung der Schweißnahtquerschliffe ermittelt werden.

In Abbildung 58 und Abbildung 59 ist die Veränderung der Schweißnahtgeometrie unter dem Einfluss einer lateralen Strahlanstellung veranschaulicht. Die gestrichelte Linie durch die Mitte der Schweißnaht kennzeichnet näherungsweise die Einstrahlrichtung der Laserstrahlung. Je weiter die Laserstrahlung angestellt wird, umso weiter neigt sich die Schweißnaht im Querschliff. Die resultierende Einschweißtiefe s senkrecht zur Werkstückoberfläche (vgl. Abschnitt 3.4.4) nimmt ab und lässt sich geometrisch unter Vernachlässigung weiterer physikali-

scher Effekte während des Tiefschweißprozesses, wie z.B. einer geänderten Schmelzbaddynamik oder einer vergrößerten Bestrahlungsfläche auf der Werkstückoberfläche, durch die Beziehung:

$$s = s_L(\beta) \cdot \cos(\beta) \quad (40)$$

abschätzen. $s_L(\beta)$ bezeichnet dabei die Nahttiefe in Strahlrichtung.

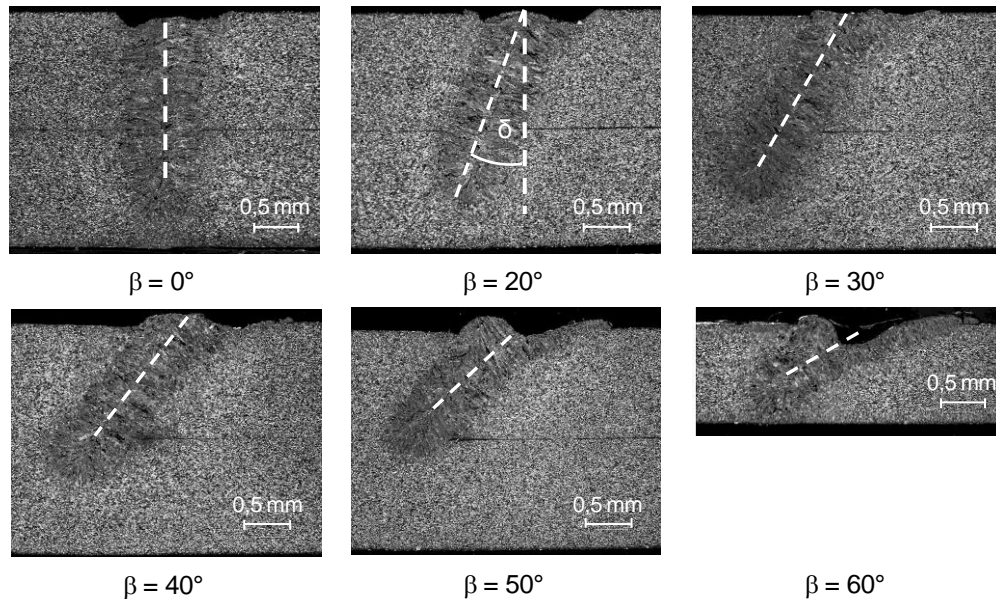


Abbildung 58: Einfluss der lateralen Strahlanstellung auf die Anstellung der Schweißnaht und die Nahttiefe einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha = 0^\circ$

In Abbildung 59 ist das Verhalten der Einschweißtiefe s und $s_L(\beta)$ bei unterschiedlichen Strahlanstellungen für eine DC04-Überlappverbindung der Gesamtlechdicke $d = 3 \text{ mm}$ dargestellt. Während die Einschweißtiefe $s_L(\beta)$ bis zu einem Winkel von $\beta = 30^\circ$ annähernd konstant bleibt, verringert sich die Einschweißtiefe s mit steigender lateraler Strahlanstellung. Die experimentell ermittelte Einschweißtiefe s stimmt sehr gut mit den über Formel (40) berechneten Werten überein. Zur Berechnung wurde dabei für $s_L(\beta)$ ein konstanter Wert bei einer senkrechten Einstrahlung $s_L(\beta = 0^\circ)$ sowie die für unterschiedliche Strahlanstellung ermittelten Werte $s_L(\beta)$ eingesetzt und der Zusammenhang in Formel (40) bestätigt. Bei einer bekannten senkrechten Einschweißtiefe s kann somit durch Formel (40) das Verhalten der Einschweißtiefe $s_L(\beta)$ aufgrund der lateralen Strahlanstellung abgeschätzt werden.

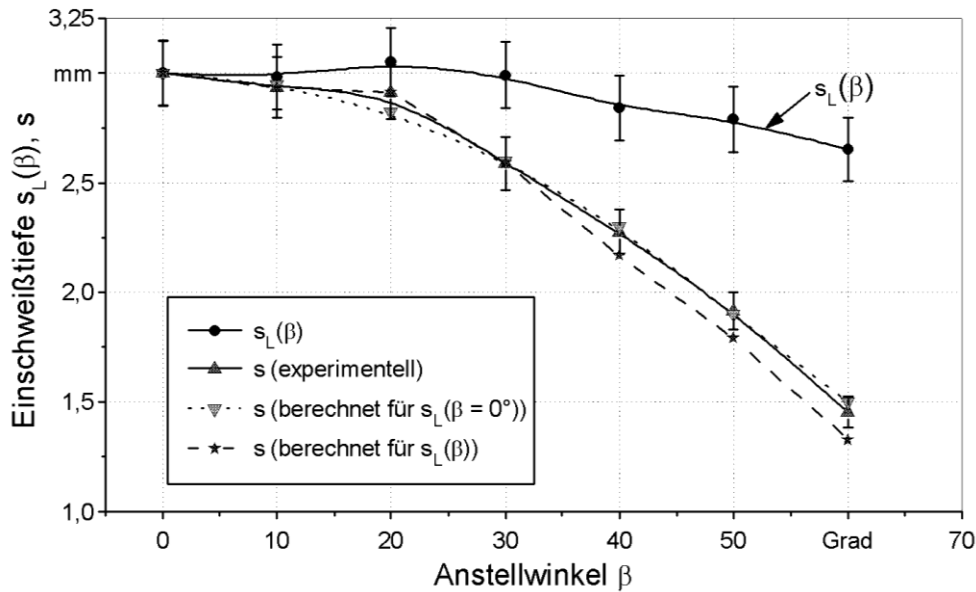


Abbildung 59: Vergleich der experimentell ermittelten mit der mit Formel (40) berechneten Einschweißtiefe für laterale Strahlanstellungen bei einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\alpha = 0^\circ$

Bei lateralen Anstellwinkeln $\beta > 30^\circ$ verringert sich die Einschweißtiefe s_β aufgrund der geänderten Strahlungsintensität auf der Werkstückoberfläche und der erhöhten Wärmeleitungsverluste durch die angestellte Schweißnaht. Die mit Formel (40) abgeschätzten Einschweiß Tiefen s ergeben trotz der Veränderung von $s_L(\beta)$ bei größeren lateralen Anstellwinkeln vergleichbare Ergebnisse.

Anders als die Einschweißtiefe steigt die Nahtbreite auf der Nahtoberfläche mit größerer Strahlanstellung an (siehe Abbildung 60 (links)). Allerdings bleibt der Anbindungsquerschnitt bis zu einem Anstellwinkel von $\beta \leq 50^\circ$ annähernd konstant. Die Neigung δ_β der Schweißnaht und damit die Neigung δ_β der Dampfkapillare folgt der einfallenden Laserstrahlung (siehe Abbildung 60 (rechts)). Der Winkel der Dampfkapillarneigung wird dabei senkrecht zur Werkstückoberfläche gemessen.

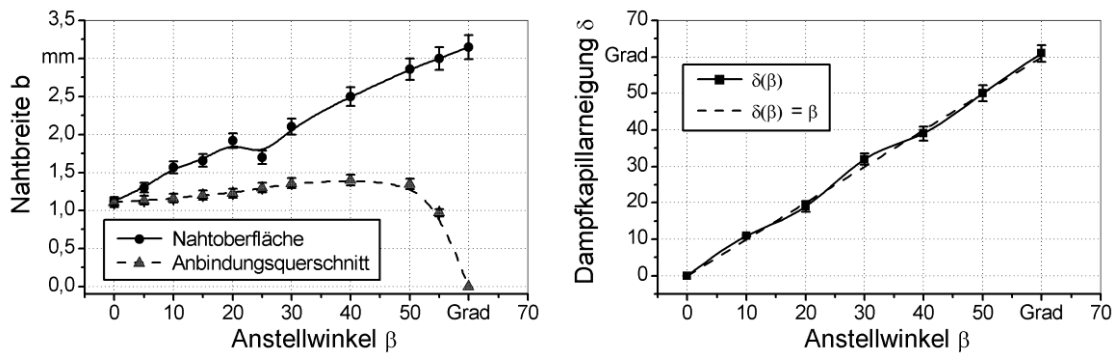


Abbildung 60: Einfluss der lateralen Strahlanstellung auf die Nahtbreite b auf der Nahtoberfläche sowie im Anbindungsquerschnitt (links) bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$ und auf die Neigung $\delta(\beta)$ der Dampfkapillare (rechts), gemittelt über die untersuchten Überlappverbindungen bei $\alpha = 0^\circ$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$

Die prozentuale Abweichung der experimentell ermittelten Dampfkapillarneigung $\delta(\beta)$ vom Anstellwinkel β der einfallenden Laserstrahlung liegt über die gesamte Messreihe unter 5 %, wodurch die Beziehung

$$\delta(\beta) \approx \beta \quad (41)$$

für laterale Anstellwinkel empirisch bestätigt, d.h. in guter Näherung verwendet werden kann.

5.3.3.2 Longitudinal

Im Gegensatz zur lateralen Strahlanstellung kann die Neigung der Dampfkapillare bei einer longitudinalen Strahlanstellung nicht nachträglich durch metallografische Querschliffe ermittelt werden. Da sich die Dampfkapillare in oder entgegen der Schweißrichtung mit der einfallenden Strahlung neigt, ergeben sich zwar im Querschliff der Schweißnaht Unterschiede in Bezug auf die Nahtqualitätseigenschaften, wie z.B. Einschweißtiefe, Anbindungsbreite, Naht- und Wurzelunterwölbung, Poren oder Lunken, allerdings wird der Neigungswinkel der Dampfkapillare nicht deutlich (siehe Abbildung 61). Außerdem lässt sich die Veränderung der Einschweißtiefe nicht wie bei der lateralen Strahlanstellung über die geometrische Beziehung in Formel (40) abschätzen.

Um den Einfluss unterschiedlicher longitudinaler Strahlanstellungen auf die Einschweißtiefe theoretisch abschätzen zu können, wird im Folgenden ein analytisches Beschreibungsmodell zur Neigung der Dampfkapillare in Abhängigkeit des longitudinalen Anstellwinkels entwickelt und seine Verifizierung beschrieben.

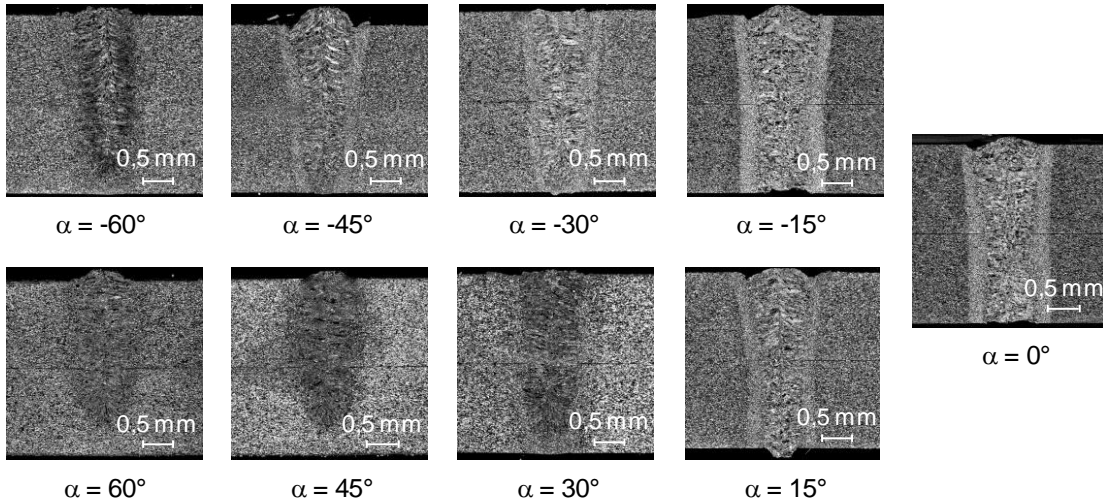


Abbildung 61: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung auf die Anstellung der Schweißnaht und die Nahttiefe einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \mu\text{m}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $z = 0 \text{ mm}$; $\beta = 0^\circ$

Abbildung 62 zeigt dazu anhand der Aufzeichnungen mit dem Versuchsaufbau in Abschnitt 4.3.5 die Veränderung der Dampfkapillarneigung δ bei unterschiedlichen longitudinalen Strahlanstellungen α .

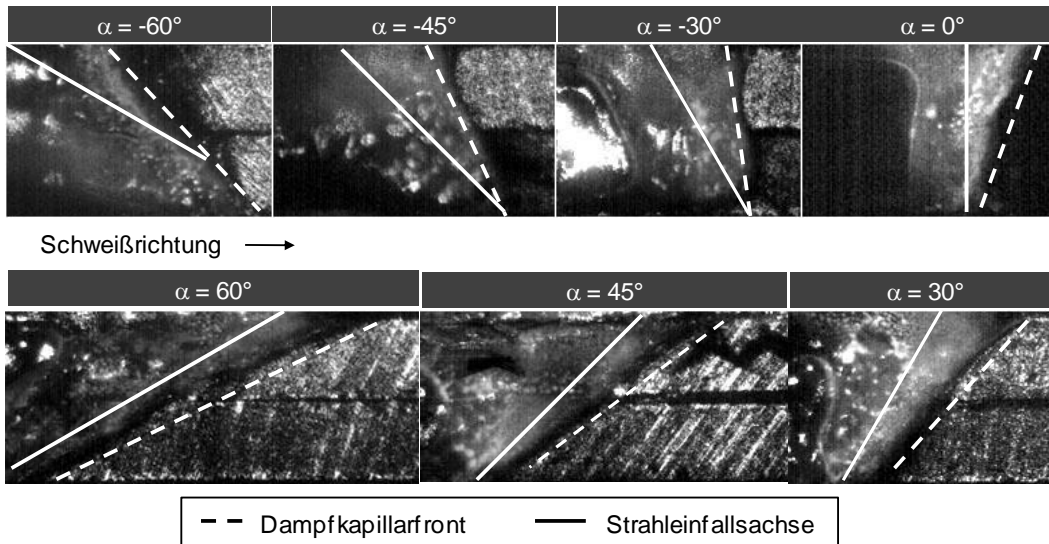


Abbildung 62: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung α auf den Neigungswinkel δ der Dampfkapillare bei einer $2 \times 1,5 \text{ mm}$ dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $\beta = 0^\circ$

Die Strahleinfallsrichtung wird durch die durchgezogene Linie und die Dampfkapillarneigung durch die gestrichelte Linie gekennzeichnet. Ebenso wie bei der lateralen Strahlanstellung folgt die Neigung der vorderen Dampfkapillarfront der

Strahlanstellung. Allerdings wird in Abbildung 62 durch die Markierungen deutlich, dass die tatsächliche Dampfkapillarneigung für unterschiedliche Strahlanstellungen unterschiedlich stark vom Strahleinfallswinkel abweicht.

Die Differenz zwischen Strahleinfallswinkel α und Dampfkapillarneigungswinkel δ wird im Folgenden als Differenzwinkel ε bezeichnet. In der Regel wird die Dampfkapillare aufgrund der Einflüsse der Schweißgeschwindigkeit entgegen der Schweißrichtung abgelenkt, weshalb der Differenzwinkel ε positive Werte annimmt (siehe Abbildung 63).

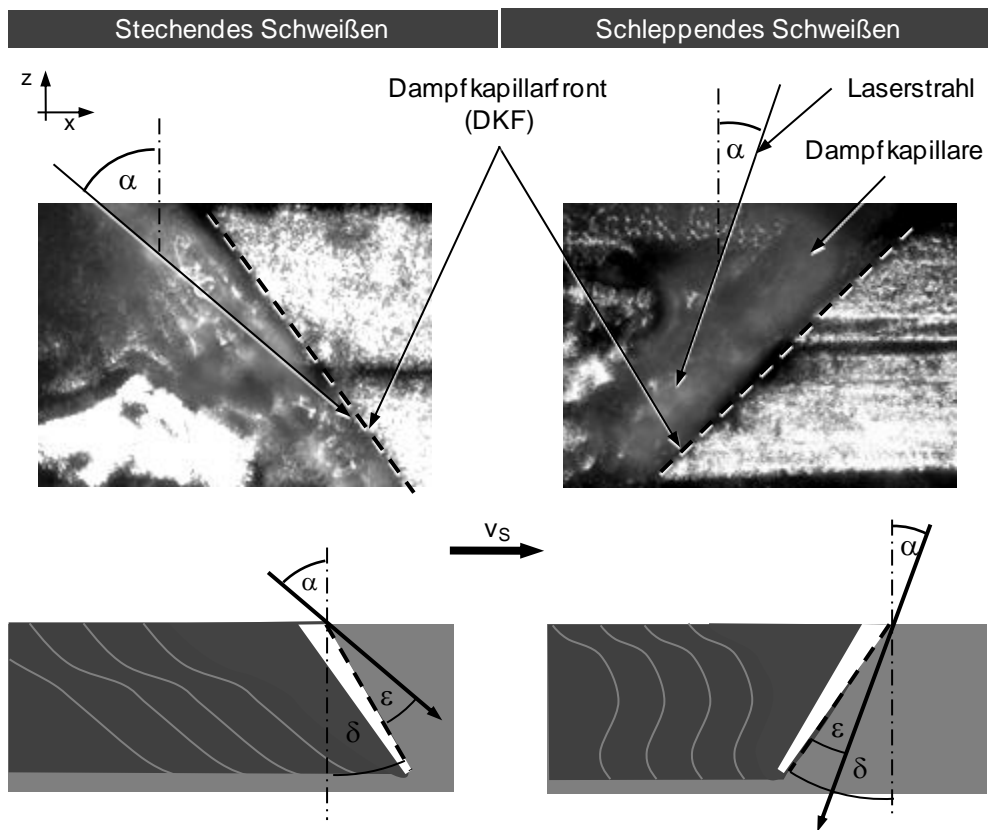


Abbildung 63: Winkeldefinitionen zur Beschreibung der Dampfkapillarneigung für die stehende und die schleppende Strahlanstellung; oben: aufgezeichnete Dampfkapillare des Tiefschweißprozesses; unten: schematische Darstellung des Differenzwinkels ε , des Strahleinfallswinkels α und des Neigungswinkels δ der Dampfkapillare

Unter Verwendung der theoretischen Ansätze von FABBRO ET AL. (2000B) in Abschnitt 2.5.3 und der geometrischen Zusammenhänge in Abbildung 64 ergibt sich der Differenzwinkel ε (α) bei einer longitudinalen Strahlanstellung zu

$$\varepsilon(\alpha) = \arctan\left(\frac{d_f}{s_L(\alpha) + d_f \cdot \tan(\alpha)}\right) = \delta(\alpha) - \alpha. \quad (42)$$

Zur Berechnung des Differenzwinkels aus der Formel (42) muss der Strahldurchmesser d_f und die maximal erreichbare Einschweißtiefe in Laserstrahlrichtung $s_L(\alpha)$ bekannt sein. Falls $s_L(\alpha)$ nicht bekannt ist, kann das Streckenverhältnis über die Geschwindigkeitsvektoren und über die Interaktionszeit t_I (siehe Abbildung 64) beschrieben werden (vgl. Abschnitt 2.5.3).

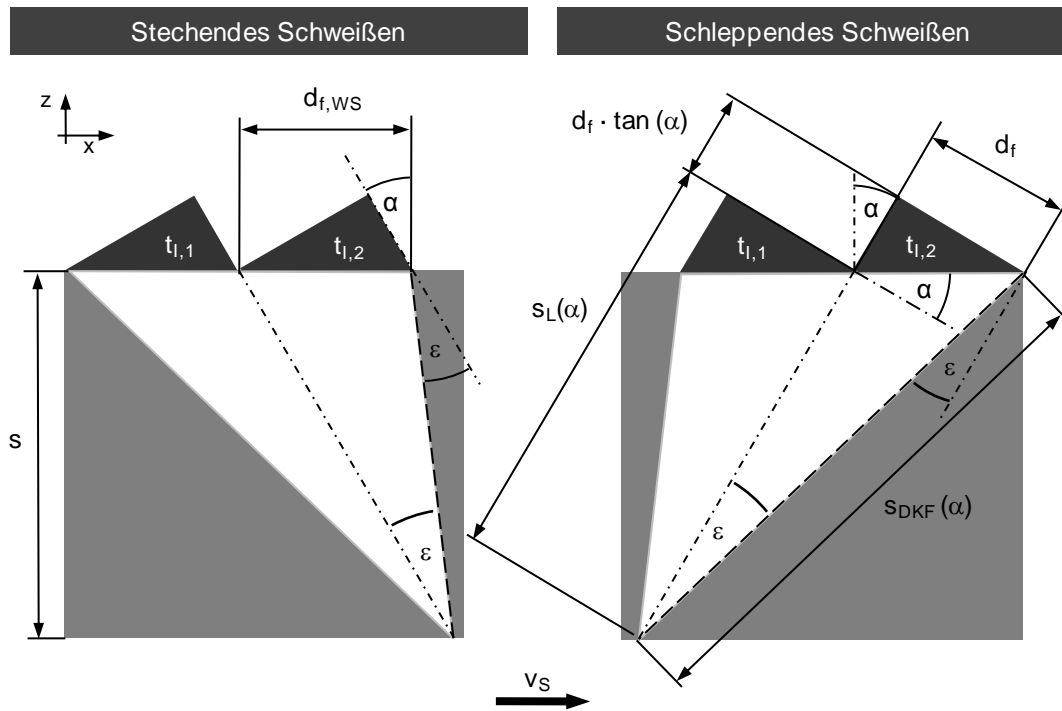


Abbildung 64: Geometrische Zusammenhänge zur Bestimmung des Differenzwinkels; links: stechende Strahlanstellung; rechts: schleppende Strahlanstellung

Die Interaktionszeit t_I bezeichnet dabei die Zeitdauer ($t_{I,1}$ bis $t_{I,n}$), mit der der Laserstrahl bei einer gegebenen Schweißgeschwindigkeit v_S einen beliebigen Punkt in Schweißrichtung bestrahlt. Somit ergibt sich t_I mit

$$t_I = \frac{d_{f,WS}}{v_S} = \frac{d_f}{v_S \cdot \cos(\alpha)} \quad (43)$$

und die maximale Einschweißtiefe in Strahlrichtung $s_L(\alpha)$ in Verbindung mit der Bohrgeschwindigkeit $v_{Bohr,L}(\alpha)$ zu

$$s_L(\alpha) = v_{Bohr,L}(\alpha) \cdot t_I = v_{Bohr,L}(\alpha) \cdot \frac{d_f}{v_S \cdot \cos(\alpha)}. \quad (44)$$

Durch die Erweiterung von Formel (42) mit t_1^{-1} kann der Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit v_S , dem longitudinalen Strahleinfallswinkel α und der Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ ausgedrückt werden:

$$\varepsilon(\alpha) = \arctan\left(\frac{v_S \cdot \cos(\alpha)}{v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) + v_S \cdot \sin(\alpha)}\right). \quad (45)$$

Des Weiteren kann der Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ mit der Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ senkrecht zur Dampfkapillarvorderwand nach (FABBRO ET AL. 2000B) aus dem Verhältnis

$$\varepsilon(\alpha) = \arccos\left(\frac{v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)}{v_S}\right) - \alpha \quad (46)$$

bestimmt werden. Ebenso wie v_S ist der Winkel α als Prozessparameter bekannt. Die Umrechnung der beiden Bohrgeschwindigkeiten mit Formel (24) für die senkrechte Einstrahlung muss bei einer Beeinflussung der Dampfkapillarneigung δ durch den Strahlanstellwinkel α angepasst werden. Die Bohrgeschwindigkeit in Laserstrahlrichtung $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ kann hier über den Sinus des Differenzwinkels $\varepsilon(\alpha)$ direkt aus $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ berechnet werden mit:

$$v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) = \frac{v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)}{\sin(\varepsilon)}. \quad (47)$$

Für unterschiedliche Strahlanstellungen und Werkstoffe sind allerdings weder die winkelabhängigen Bohrgeschwindigkeiten $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ und $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ noch die Einschweißtiefe $s_L(\alpha)$ in Strahlrichtung bekannt. Zur Lösung des Gleichungssystems mit 2 Unbekannten in Formel (45) und (46) wird deshalb die Bohrgeschwindigkeit zusätzlich mit dem Ansatz von SEMAK ET AL. (1997) über die absorbierte Strahlungsintensität I_{abs} . (Formel (25), Abschnitt 2.5.3) berechnet.

Dabei wird angenommen, dass sich im Dünnschichtbereich die Dampfkapillare nach dem ersten Auftreffen der Strahlung ausgebildet (FABBRO ET AL. 2004A) und nach der Ausbildung der Dampfkapillare die gesamte Strahlungsintensität $I_{0,\text{DKF}}$ an der Dampfkapillarfront (DKF) absorbiert wird. Somit ergibt sich $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ zu:

$$v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha) = k \cdot A(\alpha) \cdot I_{0,\text{DKF}}(\alpha). \quad (48)$$

Unter der Annahme einer ebenen und nicht gekrümmten Dampfkapillarfront sowie einer zylinderförmigen Strahlungsverteilung mit annähernd konstanter Inten-

sitätsverteilung (vgl. Abschnitt 5.3.2) verändert sich die Länge $s_{\text{DKF}}(\alpha)$ der bestrahlten Fläche (siehe Abbildung 64) mit:

$$s_{\text{DKF}}(\alpha) = \frac{d_f}{\sin(\varepsilon(\alpha))}. \quad (49)$$

Mit der Formel (49) und der Annahme einer ellipsenförmigen Bestrahlungsfläche folgt die Strahlungsintensität $I_{0,\text{DKF}}$ auf der Dampfkapillarfront:

$$I_{0,\text{DKF}}(\alpha) = \frac{P_L}{\pi \cdot \frac{d_f}{\sin(\varepsilon(\alpha))} \cdot d_f \cdot \frac{1}{4}} = \frac{4 \cdot P_L \cdot \sin(\varepsilon(\alpha))}{\pi \cdot d_f^2}, \quad (50)$$

womit die winkelabhängige Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ definiert werden kann mit:

$$v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha) = k \cdot A(\alpha) \cdot \frac{4 \cdot P_L \cdot \sin(\varepsilon(\alpha))}{\pi \cdot d_f^2}. \quad (51)$$

Die Bohrgeschwindigkeit wird nach Formel (51) sowohl durch die Fresnel-Absorption über den Absorptionsgrad $A(\alpha)$ als auch über den Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ zur einfallenden Laserstrahlung bzw. den Dampfkapillarneigungswinkel beeinflusst.

Damit ergibt sich bei einem Vergleich von Formel (51) mit Formel (45) eine wechselseitige Beeinflussung und ein nichtlineares Gleichungssystem zwischen der Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ und dem Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$. Beispielsweise führt ein reduzierter Differenzwinkel über einen Zuwachs der bestrahlten Fläche gemäß Formel (51) zu einer Reduzierung der Bohrgeschwindigkeit. Eine solche Reduzierung der Bohrgeschwindigkeit bewirkt jedoch über die Formel (45) eine Erhöhung des Differenzwinkels.

Zur numerischen Bestimmung der Bohrgeschwindigkeit bzw. des Differenzwinkels muss zuerst der materialabhängige Proportionalitätsfaktor k ermittelt werden. Da k ein konstanter Faktor ist, kann dieser experimentell auch bei senkrechter Einstrahlung z.B. bei $\alpha = 0^\circ$ über die Bohrgeschwindigkeit bestimmt werden. Bei einer senkrechten Einstrahlung gilt (siehe Formel (42)):

$$\varepsilon(\alpha = 0^\circ) = \delta(\alpha = 0^\circ). \quad (52)$$

Somit kann der Proportionalitätsfaktor k über die Beziehung aus Formel (51) berechnet werden mit:

$$k = \frac{v_{Bohr,\delta}(\alpha = 0^\circ)}{A(\alpha = 0^\circ) \cdot \frac{4 \cdot P_L \cdot \sin(\varepsilon(\alpha = 0^\circ))}{\pi \cdot d_f^2}} = \frac{v_{Bohr,L}(\alpha = 0^\circ)}{A(\alpha = 0^\circ) \cdot \frac{4 \cdot P_L}{\pi \cdot d_f^2}} \quad (53)$$

Mittels dem Versuchsaufbau in Abschnitt 4.3.5 kann $v_{Bohr,L}(\alpha = 0^\circ)$ bzw. die Zeit t_I zur Ausbildung der vollständigen Dampfkapillare durch die seitlichen HG-Kameraaufnahmen und die damit aufgenommene Anzahl an Bildsequenzen analysiert werden (siehe Abbildung 65 (links)). Die Zeit t_I ergibt sich aus dem Verhältnis zwischen der Bildanzahl und der Aufnahmefrequenz der HG-Kamera.

In Verbindung mit der bekannten Werkstückdicke d berechnet sich die Bohrergeschwindigkeit $v_{Bohr,L}(\alpha = 0^\circ)$ mit Formel (44) aus der experimentellen Zeit t_I , die benötigt wird, um ein Werkstück der Dicke d durchzuschweißen. Zusätzlich kann der Neigungswinkel $\delta(\alpha = 0^\circ)$ der Dampfkapillare durch die Auswertung der aufgenommenen Einzelbilder bestimmt werden.

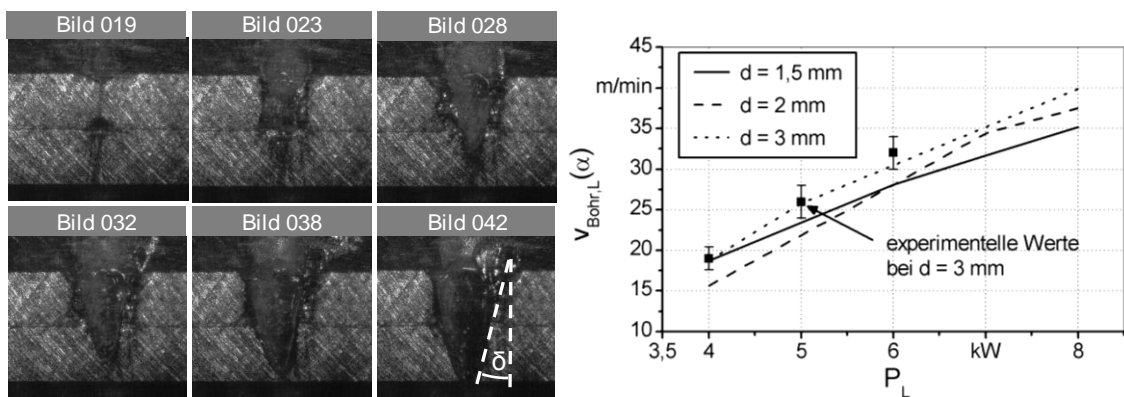


Abbildung 65: Einfluss der Laserstrahlleistung auf die Bohrergeschwindigkeit $v_{Bohr,L}$ bei unterschiedlichen DC04-Blechdicken ($\alpha = 0^\circ$); links: HG-Kameraaufnahmen zur experimentellen Ermittlung der Bohrergeschwindigkeit bei $P_L = 6$ kW; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $d = 3$ mm; $v_S = 6$ m/min; rechts: Mit Formel (44) und der Schweißgeschwindigkeit v_{opt} berechnete Werte im Vergleich zu den experimentell ermittelten Werten bei $v_S = 6$ m/min

Die über die HG-Bildsequenzen berechneten Werte der Bohrergeschwindigkeit $v_{Bohr,L}(\alpha = 0^\circ)$ können zudem mit Formel (44) und der Schweißgeschwindigkeit v_{opt} zur Durchschweißung einer vorgegebenen Blechstärke (siehe Abschnitt 5.2) verifiziert werden (siehe Abbildung 65 (rechts)). Je größer die Laserstrahlleistung bzw. die absorbierte Strahlungsenergie ist, desto größer ist die Bohrergeschwindigkeit. Dieser nahezu lineare Verlauf der Bohrergeschwindigkeiten stimmt ebenso mit den Modellvorstellungen von SEMAK ET AL. (1997) und FABBRO ET

AL. (2005) überein. Allerdings weisen die Werte der Bohrgeschwindigkeit aufgrund der Messungenauigkeiten und aufgrund der Einschränkungen des Versuchsaufbaus eine Abweichung von ca. 15 % gegenüber den experimentellen Werten auf.

Zusammenfassend ergibt sich mit einem Absorptionsgrad $A = 35\%$ bei einem 2 mm dicken Stahlblech, einer Laserstrahlleistung $P_L = 4\text{ kW}$, $d_f = 640\text{ }\mu\text{m}$ und einer senkrechten Einstrahlung mit dem Dampfkapillar-Neigungswinkel $\delta(\alpha = 0^\circ) = 17^\circ$ der Proportionalitätsfaktor k :

$$k = 0,0038\text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW} = 6,3 \times 10^{-11}\text{ mm}^3/\text{J}. \quad (54)$$

Mit diesem Proportionalitätsfaktor k kann über die numerische Lösung der Gleichungssysteme in Formel (46) und (51) die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}$ (siehe Abbildung 66 (links)) und der Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ (siehe Abbildung 67 (links)) bei unterschiedlichen Strahlanstellungen berechnet werden.

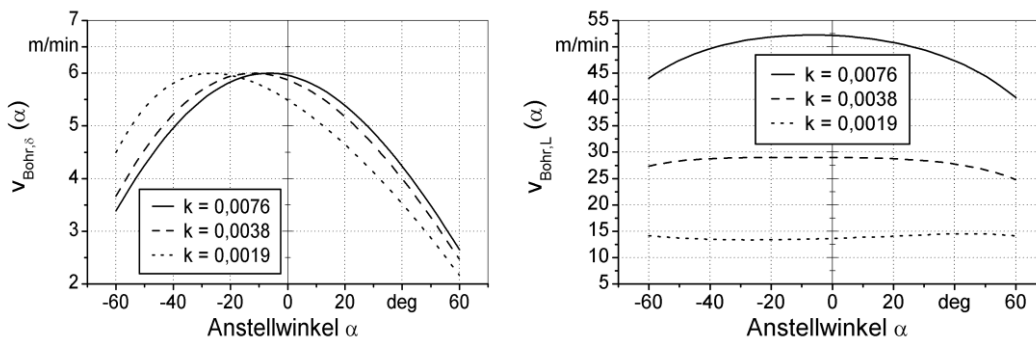


Abbildung 66: Einfluss der Strahlanstellung auf die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}$ (links) und $v_{\text{Bohr},L}$ (rechts) bei unterschiedlichen Proportionalitätskonstanten k (links) bei $P_L = 6\text{ kW}$; $d_f = 640\text{ }\mu\text{m}$; $v_S = 6\text{ m/min}$; $d = 2\text{ mm}$

Das Maximum der Bohrgeschwindigkeitskurve $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ des Proportionalitätsfaktors $k = 0,0038\text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$ liegt bei einem stechenden Anstellwinkel von $\alpha = -18^\circ$ (siehe Abbildung 66 (links)). Stechende Anstellwinkel beeinflussen die Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr},\delta}(\alpha)$ stärker als schleppende, was durch den deutlich größeren Steigungsgradienten der Bohrgeschwindigkeitskurve bei stechenden Anstellwinkeln deutlich wird. Eine Veränderung des Proportionalitätsfaktors k verschiebt bei einer Erhöhung von k das Maximum der Bohrgeschwindigkeitskurve in Richtung schleppender und bei einer Reduzierung in Richtung stechender Anstellwinkel. Dabei wirkt sich eine Reduzierung von k stärker auf die Ver-

schiebung des Bohrgeschwindigkeitsmaximums aus als eine Erhöhung. Insgesamt bleibt jedoch die Steigung der Bohrgeschwindigkeitskurve unverändert.

Der Einfluss unterschiedlicher k -Faktoren auf die berechnete Bohrgeschwindigkeit in Strahlrichtung $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ ist in Abbildung 66 (rechts) dargestellt. Über den gesamten Anstellwinkelbereich ergibt sich für $k = 0,0038 \text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$ eine nahezu konstante Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ von 29 m/min. Der berechnete Wert von $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha = 0^\circ)$ stimmt mit dem experimentellen Wert in Abbildung 65 (rechts) überein. Ab einem Anstellwinkel von $\pm 40^\circ$ reduziert sich die Bohrgeschwindigkeit. Die Verdoppelung bzw. Halbierung von k wirkt sich direkt auf die resultierende Bohrgeschwindigkeit $v_{\text{Bohr,L}}(\alpha)$ aus und verdoppelt bzw. halbiert diese. Die Berechnungsergebnisse der Bohrgeschwindigkeiten zeigen, dass der Proportionalitätsfaktor k einen erheblichen Einfluss auf die Bohrgeschwindigkeit hat und deshalb im Vorfeld durch experimentelle Untersuchungen für jeden Werkstoff möglichst genau ermittelt werden muss.

Die Abschätzung des Differenzwinkels $\varepsilon(\alpha)$ mittels Formel (45) oder (46) weist eine sehr gute Korrelation mit den experimentellen Versuchsergebnissen aus den seitlichen Dampfkapillaraufnahmen durch das Beobachtungsglas auf (Abbildung 67 (links)). Der maximale Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$, welcher gleichzeitig den Scheitelpunkt der Differenzwinkelkurve darstellt, wird bei $\alpha = -13^\circ$ erreicht. Bei großen stechenden Anstellwinkeln ist der Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ zwischen dem Anstellwinkel und der resultierenden Dampfkapillarneigung aufgrund der zusätzlichen Beeinflussung der Dampfkapillare durch Faktoren, wie z.B. die Strömungsgeschwindigkeit und die Strömungsrichtung der Schmelze um die Dampfkapillare, deutlich größer als bei schleppenden Anstellwinkeln. Außerdem weisen bei schleppenden Anstellwinkeln die berechneten Differenzwinkel eine größere Abweichung von den experimentellen Werten auf. Dies hängt mit der Absorption an der Dampfkapillarrückwand, die in den Berechnungen nicht berücksichtigt wurde, zusammen. Je größer die schleppende Strahlanstellung ist, desto größer ist die Neigung der Dampfkapillarrückwand und desto geringer ist der Differenzwinkel zwischen einfallender Strahlung und Dampfkapillarneigung. Bei einem schleppenden Anstellwinkel größer $\alpha = 40^\circ$ weichen die Dampfkapillarneigungen z.B. um weniger als 7° vom Winkel der einfallenden Laserstrahlung ab. Dadurch steigt der Anteil der Strahlungsabsorption an der Dampfkapillarrückwand und damit deren Einfluss auf den Tiefschweißprozess.

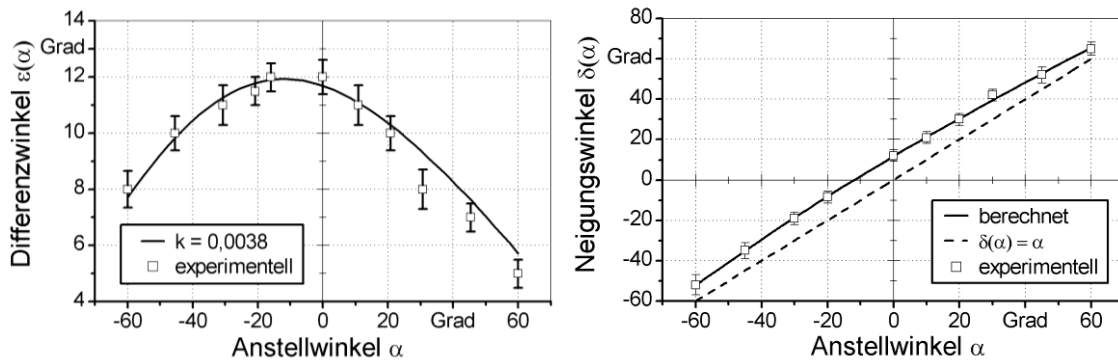


Abbildung 67: Einfluss der Strahlanstellung auf den Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ (rechts) und den Dampfkapillarneigungswinkel $\delta(\alpha)$ (links) bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $s = 3 \text{ mm}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$

Im Gegensatz zum Differenzwinkel $\varepsilon(\alpha)$ ist die resultierende Dampfkapillarneigung $\delta(\alpha)$ bei einer stechenden Strahlanstellung geringer als bei einer schleppenden (siehe Abbildung 67 (rechts)). Bei einer stechenden Strahlanstellung von $\alpha \approx -13^\circ$ heben sich die Einflüsse aus der Strahlanstellung und der prozessbedingten Neigung der Dampfkapillare auf und es entsteht während des Schweißprozesses eine senkrechte Dampfkapillare. Bei stechenden Strahlanstellungen von $\alpha < -13^\circ$ neigt sich die Dampfkapillare in die Strahl- und somit in die Schweißrichtung, wodurch sich die Geometrie und die Strahl-Stoff-Wechselwirkungen innerhalb der Dampfkapillare und der Schmelzefluss um die Dampfkapillare verändern.

Werden die Dampfkapillarneigungen für alle untersuchten Überlappverbindungen mit den identifizierten Schweißgeschwindigkeiten v_{opt} (Abbildung 52) und den daraus ermittelten Bohrgeschwindigkeiten (Abbildung 66) analysiert, so ergeben sich annähernd die gleichen Kurvenverläufe wie in Abbildung 67.

Anhand des berechneten sowie empirisch verifizierten Differenzwinkels und der Dampfkapillarneigung kann mit den entwickelten Beziehungen für die Bohrgeschwindigkeit mit der Formel (44) ebenso das Verhalten der Einschweißtiefe s bei unterschiedlichen Strahlanstellungen abgeschätzt werden mit:

$$s = s_L(\alpha) \cdot \cos(\alpha) = v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) \cdot \frac{d_f}{v_S}. \quad (55)$$

Um den Einfluss von transmittierter Laserstrahlleistung bei den bisher verwendeten Überlappverbindungen zu vermeiden, wurden für den Vergleich mit den berechneten Einschweißtiefen bei unterschiedlichen Strahlanstellungen Einschweißversuche in $2 \times 2 \text{ mm}$ dicke DC04-Bleche durchgeführt.

Der Verlauf der berechneten Einschweißtiefenkurve bei einem Proportionalitätsfaktor $k = 0,0038 \text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$ in Abbildung 68 zeigt, dass diese die experimentellen Werte sehr gut annähert. Durch eine Reduktion des Proportionalitätsfaktors auf $k = 0,0034 \text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$ verringert sich die berechnete Einschweißtiefenkurve.

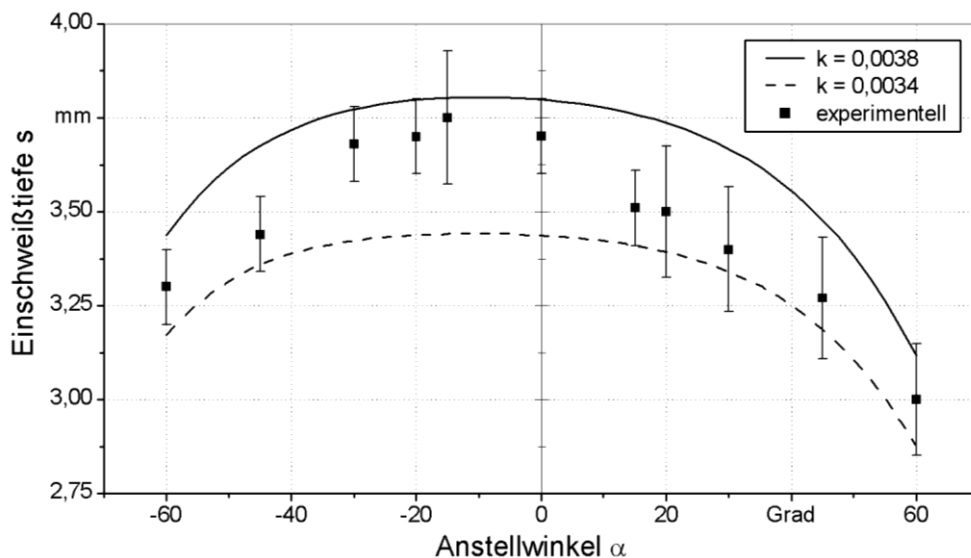


Abbildung 68: Einfluss der Strahlanstellung und unterschiedlicher Proportionalitätsfaktoren k auf die Einschweißtiefe bei einer $2 \times 2 \text{ mm}$ dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0 \text{ mm}$

Die Einschweißtiefe erreicht sowohl experimentell als auch theoretisch das Maximum bei einer stechenden Strahlanstellung von $\alpha \approx -15^\circ$. Im Bereich zwischen $-30^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ variiert die Einschweißtiefe zwischen der stechenden und der schleppenden Strahlanstellung um weniger als 5 %, d.h. in diesem Bereich kann die Einschweißtiefe bei longitudinalen Strahlanstellungen als nahezu konstant angesehen werden. Bei Strahlanstellungen $\alpha \geq \pm 40^\circ$ zeigen die Berechnung und die Experimente einen deutlichen Abfall der Einschweißtiefe.

Obwohl der entwickelte analytische Ansatz lediglich auf rein geometrischen Überlegungen basiert und keine weiteren Effekte in der Dampfkapillare wie z.B. eine veränderte Absorption aufgrund von ausströmenden Metaldampf oder aufgrund der Strahlungsabsorption auf der Dampfkapillarrückwand berücksichtigt, stellt er eine sehr gute Näherungslösung für die Abschätzung der Einschweißtiefe, der Dampfkapillarneigung sowie des Differenzwinkels bei longitudinalen Strahlanstellungen dar.

5.3.3.3 Zusammenfassung

Die in den vorangegangenen Abschnitten entwickelten Beschreibungsmodelle für die Abschätzung der Einschweißtiefe bei einer lateralen (Formel (40)) und bei einer longitudinalen Strahlanstellung (Formel (55)) stimmen sehr gut mit den experimentellen Ergebnissen überein. Bei beiden Beschreibungsmodellen stellt die Dampfkapillarneigung und deren hochgenaue Ermittlung über Querschliffe bei einer lateralen und über die seitlichen HG-Kameraaufnahmen bei einer longitudinalen Strahlanstellung eine wichtige Größe dar.

Die Übertragung der Ergebnisse aus den Einschweißtiefenversuchen auf Überlappschweißungen führt ebenso zu vergleichbaren Ergebnissen. Allerdings muss hier bei longitudinalen Strahlanstellungen, aufgrund der während des Schweißprozesses an der Nahtwurzel geöffneten Dampfkapillare, der Einfluss der transmittierten Laserstrahlleistung berücksichtigt werden. Es ergeben sich deshalb nicht wie z.B. in Abbildung 68 Einschweißtiefenmaxima, sondern es bilden sich Anstellwinkelbereich aus, in denen bei einer Strahlanstellung die Einschweißtiefe bzw. die Durchschweißung annähernd konstant bleibt. Im longitudinalen Anstellwinkelbereich von $-45^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ führt eine Veränderung der Strahlanstellung zu keiner Veränderung in der Durchschweißung der untersuchten Überlappverbindung (Abbildung 69 (links)). Die Einschweißtiefe $s(\alpha)$ reduziert sich erst ab einem Anstellwinkel von $\alpha > -50^\circ$ bei einer stechenden bzw. ab $\alpha > 25^\circ$ bei einer schleppenden Strahlanstellung.

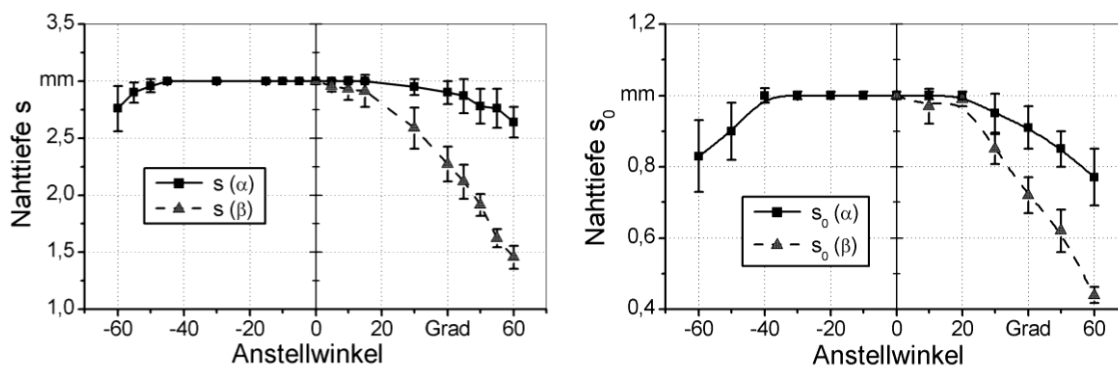


Abbildung 69: Einfluss der longitudinalen Strahlanstellung auf die Einschweißtiefe $s(\alpha)$ bei $\beta = 0^\circ$ und Vergleich zur Einschweißtiefe $s(\beta)$ bei lateraler Strahlanstellung; links: bei $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; $v_S = 7 \text{ m/min}$; $d = 2 \times 1,5 \text{ mm}$; rechts: Auf die Durchschweißung bezogene und über alle Überlappverbindungen gemittelte Einschweißtiefe s_0 bei v_{opt}

Eine stechende Strahlanstellung hat somit weniger Einfluss auf die Reduzierung der Einschweißtiefe als eine schleppende Strahlanstellung. Insgesamt ist diese Verringerung von $s(\alpha)$ jedoch geringer als bei einer lateralen Strahlanstellung (vgl. die Einschweißtiefe $s(\beta)$ in Abbildung 69 (links)).

Wird die Einschweißtiefe $s(\alpha)$ bei longitudinaler und $s(\beta)$ bei lateraler Strahlanstellung für die untersuchten Blechdicken zwischen 1,5 mm und 4 mm auf die Einschweißtiefe $s(\alpha = 0^\circ)$ bzw. $s(\beta = 0^\circ)$ bei senkrechter Einstrahlung

$$s_0(\alpha) = \frac{s(\alpha)}{s(\alpha = 0^\circ)} \text{ bzw. } s_0(\beta) = \frac{s(\beta)}{s(\beta = 0^\circ)} \quad (56)$$

bezogen, so können die Ergebnisse aller untersuchten DC04-Überlappverbindungen zusammengefasst und in einem Diagramm dargestellt werden (siehe Abbildung 69 (rechts)). Im Vergleich zu den Einschweißversuchen schränkt sich gemittelt über alle Versuchsreihen der longitudinale Anstellwinkelbereich einer durchgeschweißten Überlappverbindungen auf $-40^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ ein. Die laterale Einschweißtiefe hat gemittelt über alle Versuchsreihen den gleichen Kurvenverlauf wie bei einer 3 mm dicken Überlappverbindung (Abbildung 69 (links)). Anders als bei der longitudinalen Strahlanstellung reduziert sich hier jedoch bereits ab einer Strahlanstellung von $\beta = \pm 5^\circ$ die Einschweißtiefe.

Neben der Dampfkapillarneigung und den Einschweißtiefen wurde bei allen Überlappverbindungen der Einfluss der Strahlanstellung auf die entstehenden Schweißspritzer und die erreichbaren statischen Festigkeiten untersucht.

Die Auswertungen der Schweißspritzeranzahl bei den untersuchten Überlappverbindungen (siehe Abbildung 70) bestätigen die Annahmen von KLING (2004), BECK ET AL. (2007) und WEBERPALS (2010), welche bei einer schleppenden Strahlanstellung ein erhöhtes Schweißspritzeraufkommen nachweisen. Im Anstellwinkelbereich $-10^\circ \leq \alpha \leq 40^\circ$ neigt sich die Dampfkapillare in Richtung der nachlaufenden Schmelze (siehe Abbildung 67 (links)). Das an der Dampfkapillarvorderwand verdampfende Material prallt mit hohen Verdampfungsgeschwindigkeiten und hohem Verdampfungsdruck an der hinteren Kapillarwand auf die umlaufende Schmelzeströmung und erzeugt dort eine Schmelzbadwelle. Die dem dynamischen Druck entsprechende Kraft wirkt also entgegen der geneigten Kapillarrückwand und der Schmelzbadwelle. Durch Reibungseffekte zwischen dem ausströmenden Metaldampf und der Schmelze werden so am oberen Rand der Schmelzbadwelle die Schmelze- bzw. Schweißspritzer erzeugt. Bei schleppenden Strahlanstellungen von $\alpha > 40^\circ$ neigt sich zwar die Dampfkapillare immer weiter

in Richtung der nachlaufenden Schmelze, allerdings wirkt sich dies nicht auf eine Erhöhung der Schweißspritzer aus.

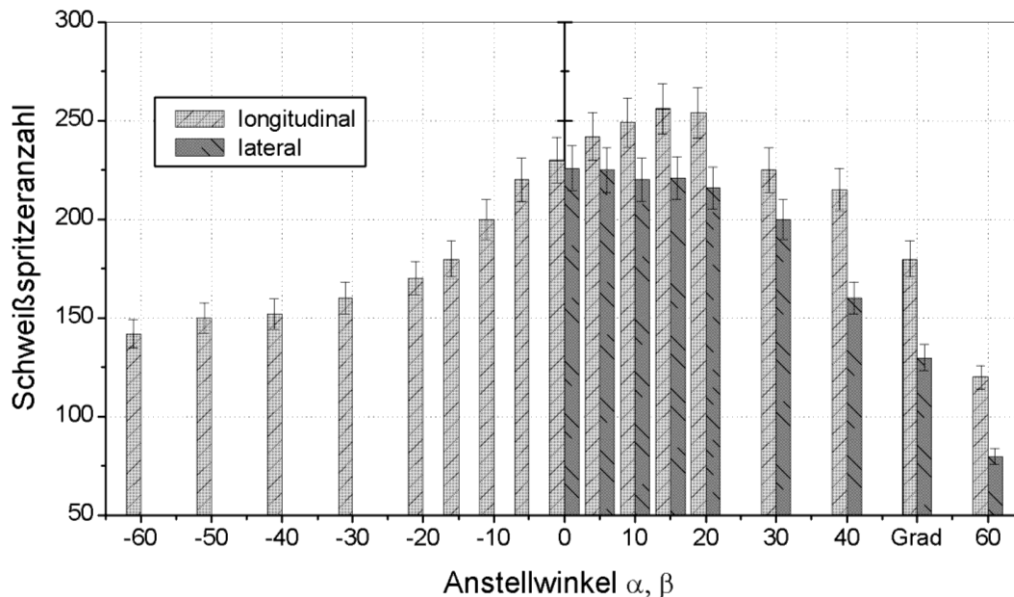


Abbildung 70: Einfluss der longitudinalen und der lateralen Strahlanstellung auf die Schweißspritzeranzahl (links) und auf die Nahtunterwölbung (rechts) am Beispiel einer 2 mm dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $l = 80 \text{ mm}$; $v_S = 9 \text{ m/min}$

In diesem Anstellwinkelbereich ist der Differenzwinkel zwischen der einfallenden Strahlung und der resultierenden Dampfkapillarneigung sehr gering. Dadurch entstehen in der Dampfkapillare veränderte Absorptionsbedingungen, ein größerer Anteil der Laserstrahlung wird an der Dampfkapillarrückwand absorbiert und die auf die Dampfkapillarrückwand aufprallende Metalldampfströmung wird reduziert. Dies führt letztendlich zu einer verringerten Spritzerbildung.

Bei stechenden Strahlanstellungen $\alpha > -10^\circ$ neigt sich die Dampfkapillare in Strahlrichtung, also in die Schweißrichtung. Dadurch strömt der an der Dampfkapillarvorderwand erzeugte Metalldampf zuerst in Richtung der Blechunterseite, wird dort an der Dampfkapillarrückwand im unteren Bereich abgebremst und erzeugt somit aufgrund der reduzierten Strömungsgeschwindigkeiten auf der Schmelzbadoberfläche weniger Schweißspritzer.

Ebenso ist bei lateralen Strahlanstellungen $\beta > 20^\circ$ ein Abfall der Schweißspritzeranzahl zu beobachten. Hier wird die Dampfkapillare lateral zur Schweißrichtung ausgelenkt. Bei größeren Strahlanstellungen befindet sich über der Dampfkapillare festes nicht geschmolzenes Material, welches den eigentlich in Rich-

tung der Werkstückoberfläche ausströmenden Metall Dampf abbremst und in Richtung der Kapillaröffnung umlenkt. Der für die Erzeugung der Schweißspritzer verantwortliche resultierende Metall Dampf hat dadurch eine reduzierte Strömungsgeschwindigkeit und eine veränderte Ausströmungsrichtung, die ebenso wie die Dampfkapillare kurz nach dem Ausströmen an der Werkstückoberfläche zuerst lateral zur Schweißrichtung verläuft. Somit werden an der Kapillarrückwand und in der nachlaufenden Schmelze weniger Schweißspritzer erzeugt.

Obwohl die longitudinale Strahlanstellung ebenso wie die laterale Strahlanstellung während des Tiefschweißprozesses zu deutlichen Auslenkungen der Dampfkapillare in und entgegen der Schweißrichtung führt, konnte bei allen untersuchten Blechdicken ein definiertes Prozessfenster mit konstanter statischer Scherzugkraft identifiziert werden (siehe Abbildung 71). Die statische Scherzugkraft wurde dabei mittels vereinfachter Zugproben (vgl. Abschnitt 4.5) ermittelt. Alle geschweißten Versuchsproben versagen bei Zugbelastung in der Fügeebene zwischen den beiden Blechen (Schmelzzone).

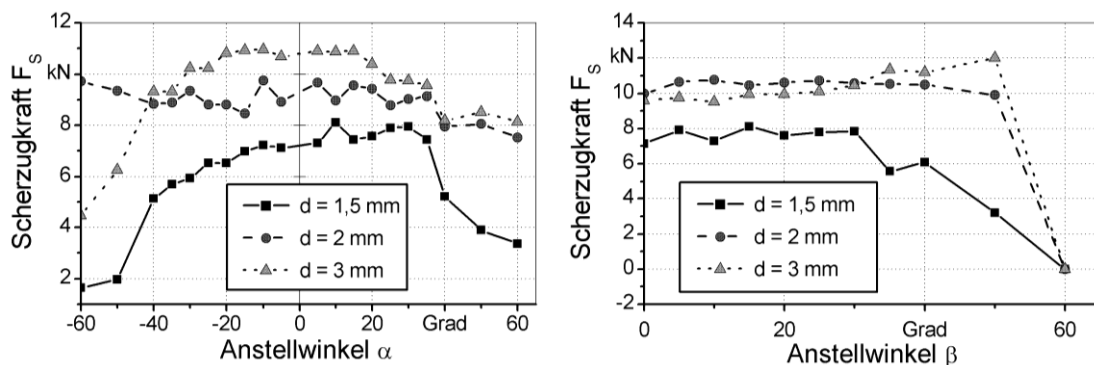


Abbildung 71: Einfluss der longitudinalen und der lateralen Strahlanstellung auf die erreichbare statische Zugkraft bei DC04-Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen $1,5 \text{ mm} \leq d \leq 3 \text{ mm}$; $P_L = 6 \text{ kW}$; $v_S = v_{opt}$; $d_f = 640 \mu\text{m}$; links: $\beta = 0^\circ$; rechts: $\alpha = 0^\circ$; Probe gemäß Abbildung 42 rechts (Seite 91)

Ebenso wie bei einer longitudinalen Strahlanstellung zwischen $-40^\circ \leq \alpha \leq 35^\circ$ (siehe Abbildung 71(links)) wirken sich im lateralen Anstellwinkelbereich trotz der geneigten Schweißnaht zwischen $\beta \leq \pm 40^\circ$ (siehe Abbildung 71(rechts)) Strahlanstellungen nur geringfügig auf die statische Scherzugfestigkeit aus. Allerdings kann bei einer lateralen Strahlanstellung die geneigte Schweißnaht und die dadurch nicht symmetrische Krafteinleitung in die Fügeebene bei anderen Lastfällen bzw. bei einer dynamischen Belastung zu einer Reduzierung der Nahtfestigkeit führen. Dies wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht weiter detailliert.

5.3.4 Kombinierte laterale und longitudinale Strahlanstellung

Beim RLS kann der Laserstrahl während des Prozesses sowohl mit einer longitudinalen als auch mit einer lateralen Strahlanstellung auf die Werkstückoberfläche auftreffen. Basierend auf den Erkenntnissen und Modellen aus den Abschnitten 5.3.3.1 und 5.3.3.2 kann die Gesamteinschweißtiefe $s(\alpha, \beta)$ bei kombinierter Strahlanstellung über Formel (40) und Formel (55) berechnet werden durch:

$$s(\alpha, \beta) = v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) \cdot \frac{d_f}{v_S} \cdot \cos \beta. \quad (57)$$

Da die Dampfkapillarneigung aufgrund der lateralen Strahlanstellung nicht mehr über die seitliche HG-Kameraaufnahmen analysiert und verifiziert werden konnte, wurden die obigen Beziehungen mittels Durchschweiß- und Einschweißversuchen überprüft und die Abweichungen der Messwerte von den theoretischen Ergebnissen ermittelt (siehe Abbildung 72).

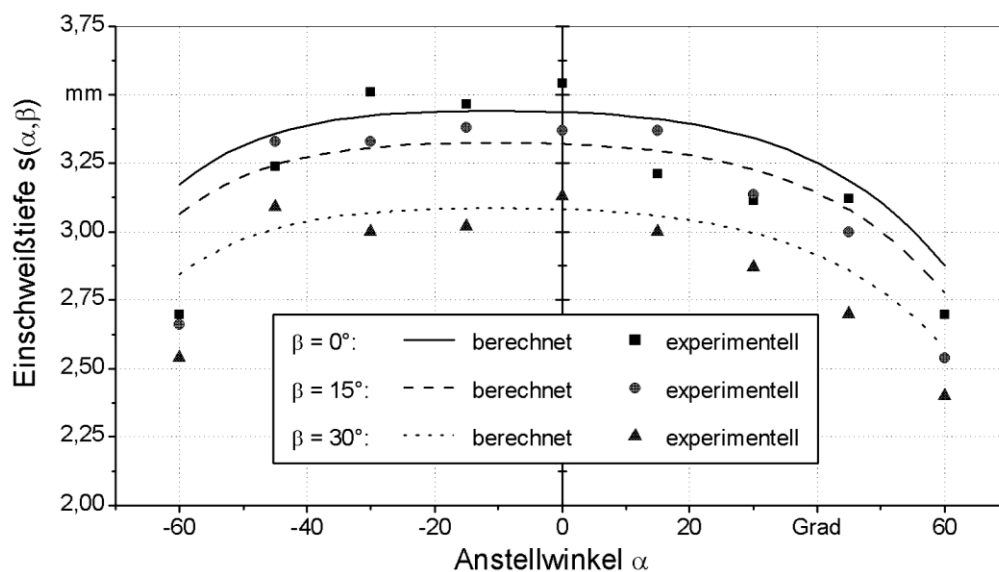


Abbildung 72: Einfluss einer kombinierten Strahlanstellung auf die Einschweißtiefe bei einer 4 mm dicken Überlappverbindung ($d = 2 \times 2 \text{ mm}$), berechnet mit Formel (57); $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$;

$$v_S = 6 \text{ m/min}; v_{\text{Bohr,L}}(\alpha) = 34 \text{ m/min}; k = 0,0038 \text{ m}\cdot\text{mm}^2/\text{min}\cdot\text{kW}$$

Die experimentellen Ergebnisse stimmen im Bereich zwischen $-40^\circ \leq \alpha \leq 40^\circ$ mit den berechneten Werten für alle untersuchten lateralen Strahlanstellungen zwischen $0^\circ \leq \beta \leq 30^\circ$ überein. Bei größeren longitudinalen Anstellwinkeln $\alpha > \pm 40^\circ$ fällt die experimentelle Einschweißtiefe stärker ab als die berechnete. Dies deutet auf weitere, die Einschweißtiefe beeinflussende Effekte hin, die bis-

her mit dem entwickelten Ansatz nicht berücksichtigt wurden. Der laterale Anstellwinkel hat bei einer kombinierten Strahlanstellung einen deutlich größeren Einfluss auf die Einschweißtiefe und auf die Nahtgeometrie als der longitudinale (siehe Abbildung 72). Beispielsweise reduziert sich die Einschweißtiefe bei einer Winkeländerung von $\Delta\beta = 30^\circ$, also von $\beta = 0^\circ$ nach $\beta = 30^\circ$ ($\beta = 0^\circ \rightarrow 30^\circ$) um mehr als 10 %, während eine Winkeländerung von $\Delta\alpha = 60^\circ$ ($\alpha = -40^\circ \rightarrow 20^\circ$) lediglich eine Einschweißtiefenänderung von 6 % zur Folge hat. Des Weiteren bestimmt der laterale Anstellwinkel die Geometrie der erzeugten Schweißnaht (siehe Abbildung 73(links)).

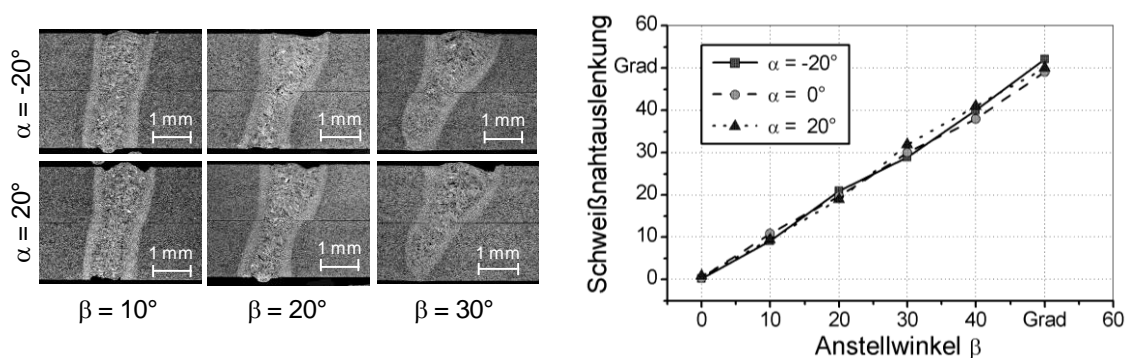


Abbildung 73: Einfluss der kombinierten Strahlanstellung auf die Schweißnahtgeometrie; links: Makroskopische Querschliffaufnahmen bei unterschiedlichen lateralen Strahlanstellungen für $\alpha = -20^\circ$ und $\alpha = 20^\circ$ bei einer 3 mm dicken DC04-Überlappverbindung; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $v_S = 6 \text{ m/min}$; rechts: Über alle untersuchten Überlappverbindungen gemittelte Auslenkung der Schweißnaht im Querschliff

Bei einer kombinierten Strahlanstellung wirken sich longitudinale Anstellwinkel nicht auf die Auslenkung der Schweißnaht aus, sondern reduzieren bei großen Anstellwinkeln lediglich die Einschweißtiefe. Sie beeinflussen somit zwar die Neigung der Dampfkapillare und die geometrische Gestalt der Schweißnaht, aber nicht die Lage der Schweißnaht im Werkstück in Relation zur Werkstückoberfläche. Die Auslenkung der Schweißnaht im Querschliff wird nur durch die laterale Strahlanstellung verursacht.

Wird ausgehend von der im senkrechten Strahleinfall ermittelten Schweißgeschwindigkeit der Laserstrahl lateral und longitudinal angestellt, so kann ein Winkelbereich identifiziert werden, in dem sich die Nahttiefe konstant verhält bzw. eine vorgegebene Gesamtblechstärke konstant durchgeschweißt wird. Im Gegensatz zu den Einschweißversuchen tritt bei den Durchschweißversuchen ein

im Rahmen dieser Arbeit nicht quantifizierter Anteil der Laserstrahlung ungenutzt an der Wurzelöffnung der Dampfkapillare aus. Diese transmittierte Laserstrahlung gleicht bei einer Strahlanstellung die bei den Einschweißversuchen experimentell und rechnerisch ermittelte Reduzierung der Nahttiefe aus (vgl. Abbildung 72) und führt zu einem Anstellwinkelbereich mit konstanter Durchschweißung (siehe Abbildung 74 (links)).

In einem Anstellwinkelbereich zwischen $-40^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$ verhalten sich die Nahtiefen im Gegensatz zu den Einschweißversuchen auch bei lateralen Anstellwinkeln ($\beta \leq 20^\circ$) konstant und die 2 mm dicke Überlappverbindung wird durchgeschweißt. Laterale Anstellwinkel $\beta \leq 20^\circ$ haben bei gleichzeitiger longitudinaler Anstellung keine Auswirkung auf die Nahttiefe. Bei lateralen Strahlanstellungen $\beta \geq 20^\circ$ reduziert der Bereich einer Durchschweißung auf $-20^\circ \leq \alpha \leq 0^\circ$.

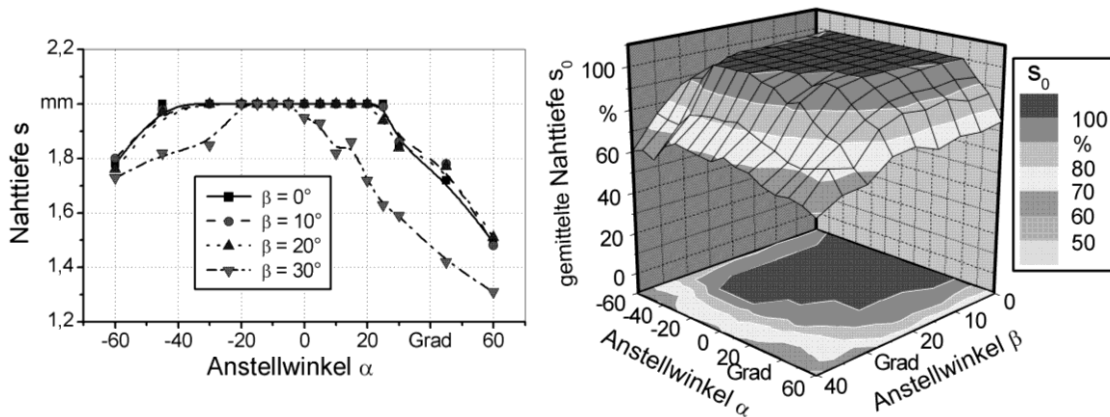


Abbildung 74: Einfluss einer kombinierten Strahlanstellung auf die Nahttiefe s bei einer 2 mm dicken Überlappverbindung ($v_S = 9 \text{ m/min}$) (links) und die Nahttiefe s_0 bei v_{opt} (rechts); $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z = 0$

In Abbildung 74 (rechts) sind die Ergebnisse der kombinierten Strahlanstellungsversuche über alle untersuchten Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 1,5 mm und 3 mm durch die gemittelte Nahttiefe s_0 zusammengefasst. Vergleichbar zur 2-mm-Überlappverbindung kann auch hier der Laserstrahl bis zu einem lateralen Anstellwinkel $\beta \leq 20^\circ$ longitudinal zwischen $-40^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$ variiert werden, ohne dass sich eine Veränderung der Nahttiefe bzw. Durchschweißung der jeweiligen Gesamtlechstärke einstellt. In diesem Anstellwinkelbereich werden außerdem annähernd konstante statische Scherzugkräfte (vgl. Abbildung 71) erreicht. Die untersuchten DC04-Überlappnähte bilden sich porren- sowie rissfrei aus und weisen im Querschliff nahezu gerade Nahtflanken auf.

5.3.5 Prozessverhalten bei kontinuierlicher Anstellwinkeländerung

Bisher wurde der Einfluss einer im Schweißprozess konstanten Strahlanstellung untersucht. Beim RLS kann jedoch z.B. durch die Auslenkung der Scannerspiegel die Anstellung des Laserstrahls während der Schweißnaht kontinuierlich verändert werden. Dabei ist die Anstellwinkeländerung vom Arbeitsabstand zwischen Bearbeitungsoptik und Werkstück sowie von der Schweißnahtlänge abhängig. Über die Beziehung

$$\Delta\alpha = \tan^{-1}\left(\frac{l_s}{a}\right) \quad (58)$$

kann die Winkeländerung $\Delta\alpha$ der Strahlanstellung bei einer ortsfesten Bearbeitungsoptik mit dem Arbeitsabstand a zur Erzeugung einer Schweißnaht der Länge l_s berechnet werden (siehe Abbildung 75). Bei einer senkrechten Einstrahlung entspricht der Arbeitsabstand a der Brennweite f_f der Bearbeitungsoptik.

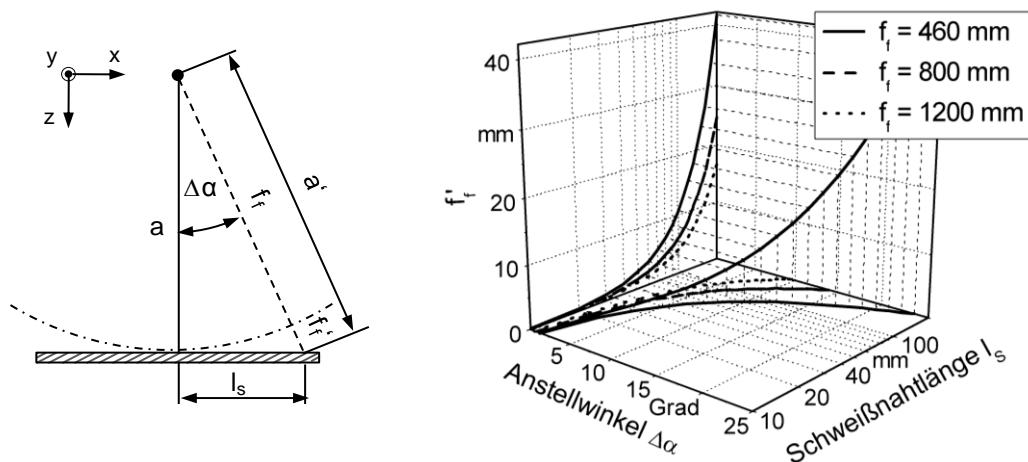


Abbildung 75: Einfluss der Schweißnahtlänge l_s auf die Veränderung des Anstellwinkels $\Delta\alpha$ und der Fokusslage während des Schweißprozesses bei einer ortsfesten Bearbeitungsoptik

Um die Schweißnaht über die gesamte Länge l_s in der Fokusebene zu schweißen, muss bei einer Strahlauslenkung die Brennweite f_f der Bearbeitungsoptik um f'_f mit

$$f'_f = \frac{l_s}{\sin(\Delta\alpha)} - f_f \quad (59)$$

angepasst werden. Im Längenbereich einer typischen RLS-Schweißnaht von $15 \text{ mm} \leq l_s \leq 30 \text{ mm}$ ergibt sich z.B. bei einer Brennweite von $f_f = 460 \text{ mm}$ eine Anstellwinkeländerung entlang der Schweißnaht von $1,9^\circ \leq \Delta\alpha \leq 3,7^\circ$. Dabei

muss die Brennweite der Bearbeitungsoptik durch eine Fokussachregelung z.B. über bewegliche Fokussier- und Kollimationslinsen (siehe Abschnitt 2.4.2) zwischen $0,2 \text{ mm} \leq f_f' \leq 1 \text{ mm}$ vergrößert werden. Je nach dem verwendeten optischen Abbildungsverhältnis der Bearbeitungsoptik liegt jedoch diese Brennweitenveränderung innerhalb der Rayleigh-Länge, weshalb bei kurzen Schweißnähten keine Nachregelung erforderlich ist (vgl. Abschnitt 5.4). Bei einer Vergrößerung des Arbeitsabstandes bzw. der Brennweite der Bearbeitungsoptik (siehe Abbildung 75 (links)) reduziert sich über die Schweißnahtlänge der Anstellwinkel $\Delta\alpha$ sowie die Verschiebung f_f der Fokusslage.

Für typische RLS-Nahtlängen von 15 mm bis 20 mm (Abschnitt 3.2) ergibt sich aufgrund der geringen Anstellwinkeländerungen keine Veränderung der Schweißnahteigenschaften vom Nahtanfang bis zum Nahtende bzw. Nahtendkrater. Wird beispielsweise eine 30 mm lange lineare Schweißnaht mit einem Scannersystem geschweißt (siehe Abbildung 75), ist lediglich eine Anstellwinkeländerung von $3,7^\circ$ notwendig, wodurch die Schweißnaht nicht beeinflusst wird.

Da beim RLS neben einfachen linearen Steppnähten auch C-, S- und Kreisnähte sehr einfach mit Scannersystemen realisiert werden können, ergeben sich im Schweißprozess entlang der Schweißnaht neben longitudinalen auch laterale Anstellwinkeländerungen. Wegen der geringen Veränderung in der Strahlanstellung entlang der Schweißnaht ergeben sich allerdings auch hier keine Auswirkungen auf die Einschweißtiefe und die Nahteigenschaften.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass innerhalb der untersuchten Überlappverbindungen ein Winkelbereich existiert, in dem eine Veränderung der lateralen und longitudinalen Strahlanstellung sowohl statisch als auch kontinuierlich die Nahteigenschaften im Hinblick auf die betrachteten Qualitätskriterien nicht beeinflusst.

5.4 Einfluss der Fokusslage

Das RLS unterscheidet sich vom konventionellen Laserstrahlschweißen in den großen Arbeitsabständen und den dies ermöglichenden Rayleighlängen. Im Rahmen der Untersuchungen zum RLS wurde der Einfluss einer auf der Werkstückoberfläche veränderten Fokusslage bei senkrechter wie auch angestellter Einstrahlung mit unterschiedlichen Rayleighlängen analysiert.

Bei einer Rayleighlänge von $z_R = 14,5$ mm kann der Laserstrahl in einem Intervall bzw. einem so genannten Toleranzfeld zwischen $-10 \text{ mm} \leq z \leq 7,5$ mm ($\Delta z_{14,5} = 17,5$ mm) ohne negativen Einfluss auf die Durchschweißung der Überlappverbindung positioniert werden (siehe Abbildung 76 (links)). Die Verschiebung der Fokusslage, also Defokussierung, außerhalb dieses Toleranzfeldes führt zu einer Abnahme der Nahttiefe, wobei eine Defokussierung in positiver z -Richtung (in Richtung Bearbeitungsoptik) zu einem stärkeren Abfall führt.

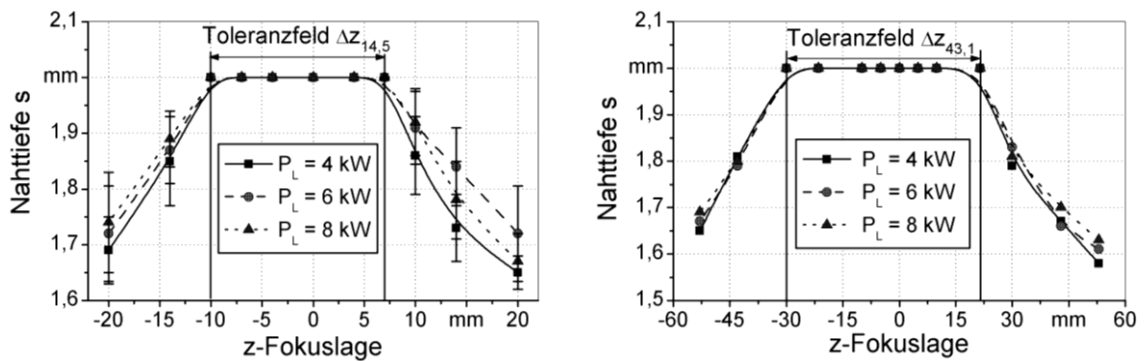


Abbildung 76: Einfluss der z -Fokusslage auf die Nahttiefe bei einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1$ mm); $\alpha, \beta = 0^\circ$; $l_s = 80$ mm; $v_S = v_{opt}$; links: $d_f = 640$ μm ; $z_R = 14,5$ mm; rechts: $d_f = 740$ μm ; $z_R = 43,1$ mm

Generell ist der Einfluss der z -Fokusslage auf die Nahttiefe unabhängig von der eingestellten Laserstrahlleistung. Dabei muss allerdings beachtet werden, dass bei hohen Strahlungsleistungen die optischen Komponenten in der Bearbeitungsoptik stark belastet werden. In Kombination mit den vergrößerten Abbildungsverhältnissen in der Bearbeitungsoptik beim RLS wirken sich thermisch bedingte Abbildungsfehler in der Fokussier- oder der Kollimationslinse deutlich stärker auf die Veränderung der z -Fokusslage aus als bei bisherigen Laserstrahl-Schweißsystemen. Die für die Versuchsreihen verwendete Bearbeitungsoptik und das verwendete Lasersystem wurden deshalb im Vorfeld detailliert vermessen (siehe Abschnitt 4.3.2 und Abschnitt 4.3.3), der thermische Fokusschift wurde ermittelt und die systembedingte Abweichung bei jeder Bestrahlungsdauer in den Versuchsreihen wurde berücksichtigt, so dass die abgebildeten Ergebnisse den tatsächlichen Fokusslagen bei der angegebenen Schweißnahtlänge l_s entsprechen.

Bei einer größeren Rayleighlänge vergrößert sich gleichzeitig der Bereich, in dem die z -Fokusslage variiert werden kann, ohne das Prozessergebnis zu beeinflussen. Wird beispielsweise die Rayleighlänge von $z_R = 14,5$ mm auf $z_R = 43,1$ mm erhöht, vergrößert sich das Toleranzfeld von $\Delta z_{14,5} = 17,5$ mm um

294 % auf $\Delta z_{43,1} = 51,5$ mm (siehe Abbildung 76 (rechts)). Der Mittelpunkt des in Abbildung 76 gekennzeichneten Toleranzfeldes liegt nicht in der Fokusebene ($z = 0$ mm) der Strahltaile, sondern ist bei der Rayleighlänge von $z_R = 14,5$ mm um ca. $z = -1,25$ mm und bei einer Vergrößerung der Rayleighlänge auf $z_R = 43,1$ mm sogar um $z = -4,25$ mm in Richtung der negativen z -Fokuslage verschoben. Dies zeigt, dass negative z -Fokuslagen der Strahltaile, d.h. z -Fokuslagen unterhalb der Werkstückoberfläche, sich weniger auf eine Veränderung der Nahttiefe auswirken als positive.

Bei einer Defokussierung der Bearbeitungsoptik in negative z -Richtung ergibt sich sowohl bei $z_R = 14,5$ mm als auch bei $z_R = 43,1$ mm bei einer Vergrößerung der Bestrahlungsfläche auf dem Bauteil um 150 % (siehe Abbildung 77 (links)) keine Veränderung der Nahttiefe. Demgegenüber führen positive z -Fokuslagen bereits bei einem Flächenzuwachs von mehr als 125 % zu einer Reduktion der Nahttiefe. Da die Strahlkaustik bei $z_R = 43,1$ mm einen geringeren Divergenzwinkel aufweist, ist dort bei einer Defokussierung außerhalb des Toleranzfeldes die Zunahme der bestrahlten Fläche und damit über die Formel (17) die Abnahme der Strahlungsintensität auf der Werkstückoberfläche sowie der Abfall der Nahttiefe geringer (siehe Abbildung 76).

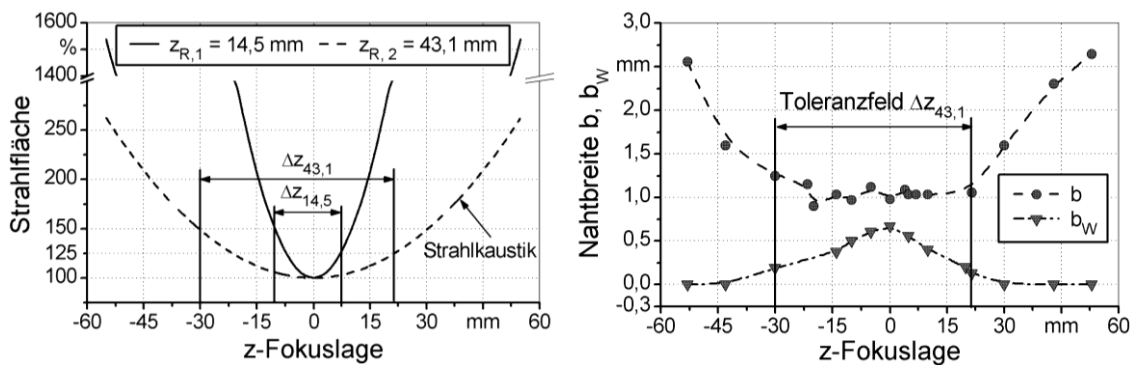


Abbildung 77: Einfluss der z -Fokuslage auf die Strahlfläche (rechts) und auf die Nahtbreite an der Werkstückoberfläche b sowie die Nahtbreite an der Nahtwurzel b_w (links) bei einer DC04-Überlappverbindung ($d = 2 \times 1$ mm); $\alpha, \beta = 0^\circ$; $l_S = 80$ mm; $v_S = 8$ m/min; $z_R = 43,1$ mm

Die Zunahme der Bestrahlungsfläche durch eine Defokussierung spiegelt sich auch in der Nahtgeometrie durch die Nahtbreite an der Werkstückoberfläche b und durch die Nahtbreite an der Nahtwurzel b_w wider (siehe Abbildung 77 (rechts)). Innerhalb des Toleranzfeldes bleibt die Nahtbreite b auf der Werkstückoberfläche nahezu konstant. In der Fokusebene ($z = 0$ mm) erreicht die

Breite der Nahtwurzel b_w ihr Maximum. Wird der Laserstrahl defokussiert, so reduziert sich die Nahtbreite an der Nahtwurzel kontinuierlich, bis bei großen Defokussierungen keine Durchschweißung und damit keine Nahtbreite an der Nahtwurzel mehr realisiert werden kann. Die Nahtbreite an der Nahtoberfläche hingegen steigt bei einer Defokussierung außerhalb des Toleranzfeldes an. Die auf das Bauteil treffende Strahlung kann bei großen Defokussierungen aufgrund der vergrößerten Laserstrahlfokusfläche nicht mehr vollständig in der Dampfkapillare absorbiert werden, die Prozesseffizienz sinkt, die eingestrahlte Laserstrahlleistung wird in den Randbereichen der Schweißnaht absorbiert. Dort führt sie zu einer Erwärmung des Werkstücks sowie zu einer stark vergrößerten Wärmeeinflusszone auf der Werkstückoberfläche. Während des Prozesses ist eine Abnahme der Schweißspritzer aufgrund der vergrößerten Laserstrahlfokusfläche, der verbreiterten Schweißnaht und der damit geänderten Prozessdynamik zu beobachten.

5.5 Einfluss der Fokusslage bei gleichzeitiger Strahlanstellung

Die Untersuchung des Einflusses unterschiedlicher z-Fokusslagen und einer gleichzeitigen Strahlanstellung auf die Nahteigenschaften erforderte eine zur Reduzierung des Versuchsaufwands zuerst eine theoretische Betrachtung der Strahlungsintensitätsveränderung auf der Werkstückoberfläche und dann eine detaillierte sowie systematische Planung der Versuchsreihen. Die Strahlungsintensität ΔI_0 auf der Werkstückoberfläche ergibt sich direkt aus der Bestrahlungsfläche $\Delta A_{\text{Schnitt}}$. Da sich die Strahlkaustik symmetrisch zur Fokusebene ausbreitet (siehe z.B. Abbildung 2), wurden in Abbildung 78 nur positive z-Fokusslagen betrachtet.

Mit steigendem Strahleinfallswinkel und steigender Defokussierung vergrößert sich die Bestrahlungsfläche $\Delta A_{\text{Schnitt}}$ und im gleichen Verhältnis reduziert sich die Strahlungsintensität ΔI_0 . Die Zunahme bzw. die Abnahme ist für eine kurze Rayleighlänge ($z_{R,1} = 14,5 \text{ mm}$) bei z-Fokusslagen außerhalb der Fokusebene deutlich größer als bei einer großen Rayleighlänge ($z_{R,1} = 43,1 \text{ mm}$). Beispielsweise reduziert sich die Strahlungsintensität ΔI_0 bei einer Strahlanstellung $\theta = 30^\circ$ und einer Defokussierung mit $z = 7,75 \text{ mm}$ bei $z_{R,1}$ um 33 %, während sich ΔI_0 bei $z_{R,2}$ lediglich um 17 % verschiebt. Unter Berücksichtigung der vorangegangenen Erkenntnisse ergibt sich für die z-Fokusslagen, die laterale und die longitudinale Strahlanstellung (siehe Abschnitt 5.3) ein Parameterbereich oder

ein Prozessfenster, in dem die Nahttiefe bei Überlappverbindungen annähernd konstant bleibt.

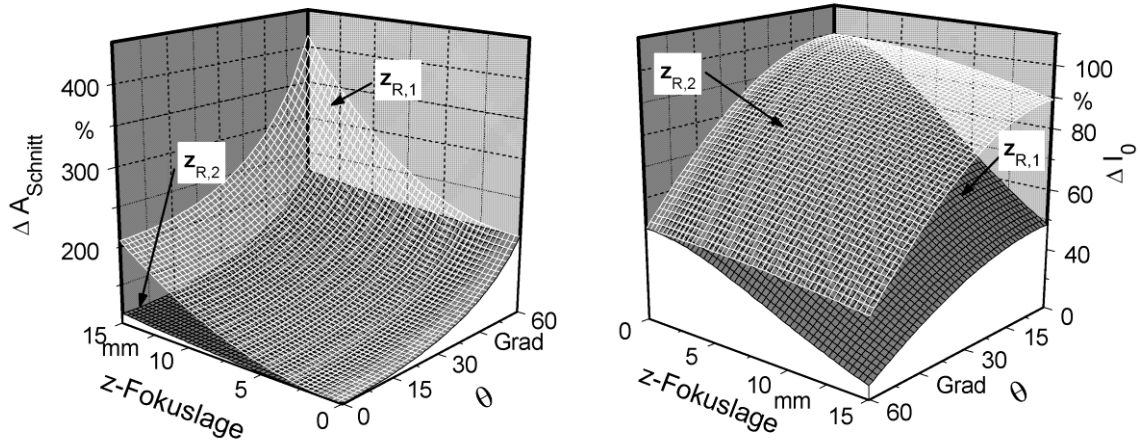


Abbildung 78: Berechnete Bestrahlungsfläche (links) und Strahlungsintensität (rechts) auf der Werkstückoberfläche bei unterschiedlichen Rayleighlängen $z_{R,1} = 14,5 \text{ mm}$ und $z_{R,2} = 43,1 \text{ mm}$, z -Fokuslagen sowie Strahleinfallswinkel θ ; $P_L = 6 \text{ kW}$; $d_{f,1} = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $d_{f,2} = 740 \text{ }\mu\text{m}$

Für das Durchschweißen einer 2 mm dicken Überlappverbindung mit $P_L = 6 \text{ kW}$, $z_R = 14,5 \text{ mm}$ und $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$ liegt z.B. dieser Bereich bei einer getrennten Betrachtung der drei Einstellparameter bei

$$-10 \text{ mm} \leq z \leq 7,5 \text{ mm}, -20^\circ \leq \beta \leq 20^\circ \text{ und } -45^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ. \quad (60)$$

Wird das ermittelte Prozessfenster durch die Berechnung der Strahlfokusfläche auf die Strahlungsintensität (siehe Abbildung 78 (rechts)) übertragen, dann liegt die Strahlungsintensität $I_{0,z;\beta;\alpha}$ für jeden Einzelparameter bei

$$0,67 \cdot I_0 \leq I_{0,z} \leq I_0, 0,93 \cdot I_0 \leq I_{0,\beta} \leq I_0 \text{ und } 0,7 \cdot I_0 \leq I_{0,-\alpha} \leq I_0 \quad (61)$$

für stechendes bzw.

$$0,93 \cdot I_0 \leq I_{0,+\alpha} \leq I_0 \quad (62)$$

für schleppendes Schweißen. Obwohl die Intensität der auftreffenden Strahlung in den Versuchsreihen bei einer Defokussierung um 33 % und bei einer stechenden Strahlanstellung um 30 % reduziert wurde, konnte keine Nahtunterwölbung identifiziert werden. Da sich bei einer gleichzeitigen Veränderung der Strahlfokuslage und der Strahlanstellung veränderte Strahlungsintensitäten I_0 (vgl. Abbil-

dung 78) auf der Werkstückoberfläche ergeben, können die Erkenntnisse und die Prozessergebnisse der Einzelbetrachtungen nur bedingt übertragen werden.

Der Einfluss einer kombinierten lateralen und longitudinalen Strahlanstellung bei gleichzeitiger Variation der z-Fokuslage wurde anhand eines zentral zusammengesetzten Versuchsplans zweiter Ordnung mit den drei Einstellgrößen z-Fokuslage, α und β untersucht. Dabei wurden als Parametereinstellgrenzen (α ; z; β) die Grenzen des zuvor identifizierten Prozessfensters (siehe Beziehung (60), (61) und (62)) festgelegt. Die laterale Winkelanstellung wurde zur Reduzierung der Versuchsanzahl lediglich in die positive Anstellrichtung betrachtet.

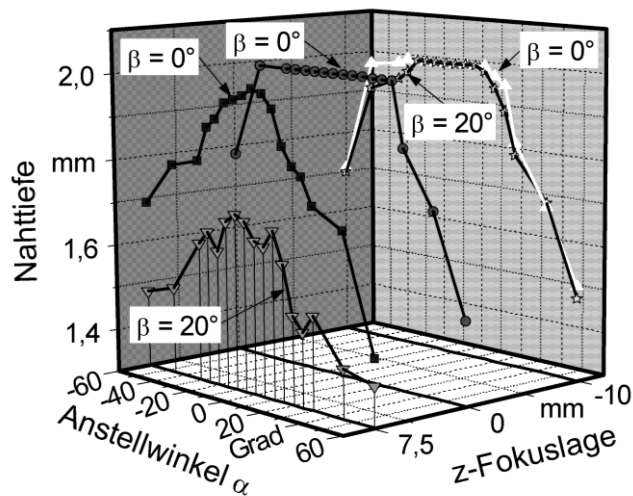


Abbildung 79: Einfluss der z-Fokuslage und der Strahlanstellung in α - sowie in β -Richtung auf die Nahttiefe bei einer 2 mm dicken DC04-Überlappverbindung; $l_S = 80$ mm; $v_S = 9$ m/min; $d_f = 640$ μ m; $z_R = 14,5$ mm

Eine Defokussierung in positiver z-Fokusrichtung ($z = 7,5$ mm) bei gleichzeitiger Veränderung der Strahlanstellung (α , β) führt zu einer deutlichen Reduktion der Nahttiefe (siehe Abbildung 79). Dieser Effekt wird bei einer lateralen Strahlanstellung ($\beta = 20^\circ$) soweit verstärkt, dass kein Durchschweißen der Überlappverbindung mehr stattfindet. Im Vergleich dazu existiert selbst bei einer Defokussierung um $z = -10$ mm ein Prozessfenster, in dem die Nahttiefe für einen reduzierten Anstellwinkelbereich konstant bleibt. Zusammenfassend stellt bei einer gleichzeitigen Parameterveränderung der z-Fokuslage und der Strahlanstellung in α - und β -Richtung die Verschiebung des Laserstrahlfokus in positive z-Strahlrichtung einen Haupteinflussfaktor auf die Nahttiefe dar.

5.6 Einfluss der Nahtgeometrie

Beim RLS können neben geraden Steppnähten auch andere Nahtgeometrien wie z.B. C- oder S-förmige Nähte mit geringem Aufwand realisiert werden. Durch C- oder S-förmige Nähte können die insbesondere bei geraden Steppnähten auftretenden hohen Spannungen am Nahtanfangs- und -endpunkt aus dem Kraftübertragungsbereich ausgekoppelt und somit eine gleichmäßige Kraftübertragung über den gesamten Nahtquerschnitt gewährleistet werden.

Der Einfluss der Nahtgeometrie auf die statische Festigkeit wird im Folgenden an den drei charakteristischen Nahtformen Steppnaht oder I-Naht, C-Naht und S-Naht im Überlappstoß untersucht und die Ergebnisse mit den Festigkeitswerten einer Widerstandspunktschweißung verglichen. Als Versuchswerkstoff wurde ein elektrolytisch verzinkter, höherfester Complex-Phasenstahl CP800 mit einer mittleren Zinkschichtdicke von $7,5 \mu\text{m}$ verwendet (siehe Tabelle 5). Um die Zinkausgasung während des Schweißprozesses und damit eine hohe Schweißnahtqualität zu gewährleisten, wurde im Überlappstoß zwischen den beiden Versuchswerkstoffen über eine Zwischenfolie ein definierter Spalt von $0,1 \text{ mm}$ erzeugt. In Tabelle 6 sind die untersuchten Schweißnahtgeometrien mit den jeweiligen Schweißnahtlängen abgebildet.

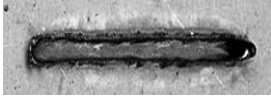
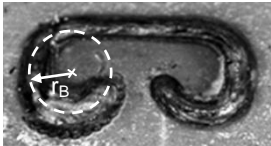
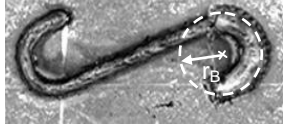
	I-Naht	C-Naht	S-Naht
Nahtgeometrie			
Nahtlänge l_S [mm]	10; 17,5; 20; 25; 30; 45	30; 37,5; 45	30; 37,5; 45

Tabelle 6: Untersuchte Überlapp-Nahtgeometrien

Alle Zugproben wurden mit der Schweißgeschwindigkeit von $v_S = 6 \text{ m/min}$ in der Fokusslage ($z = 0 \text{ mm}$) geschweißt. Die untersuchte maximale Schweißnahtlänge von $l_S = 45 \text{ mm}$ führt nach Formel (58) zu einer maximalen Strahlauslenkung von $\Delta\alpha = 5,6^\circ$, welche zu keiner Reduzierung der Nahttiefe sowie der Nahtqualität führt. Zur Veränderung der Schweißnahtlänge bei den C- und den S-Nähten wurden die Radien der Nahtbögen ($r_B = 4 \text{ mm}$) konstant gehalten und lediglich die Länge der Verbindungsstrecke variiert.

Da die Festigkeit einer Schweißverbindung wesentlich von der Lage der Naht in Relation zur Krafteinleitung abhängt, wurde diese zu Beginn der Versuchsreihen festgelegt (siehe Abbildung 80 (links)) und es wurden nur Festigkeitswerte mit

identischen Zugrichtungen miteinander verglichen. Mit steigender Nahtlänge und somit steigendem Anbindungsquerschnitt vergrößert sich die Scherzugkraft bei allen untersuchten Nahtgeometrien (siehe Abbildung 80 (rechts)). Die Steigerung der Scherzugkraft verläuft nahezu linear mit der Vergrößerung der Nahtlänge. Der Vergleich zwischen einer 30 mm langen Schweißnaht und einem Widerstandsschweißpunkt (WSP) mit einem Durchmesser d_{WSP} der WSP-Schweißlinse von 6,5 mm ergibt für alle laserstrahlgeschweißten Nahtgeometrien höhere Scherzugkräfte. Der Anbindungsquerschnitt der Lasernaht $A_{\text{Lasernaht}} = 39 \text{ mm}^2$ war bei diesem Vergleich allerdings größer als der Anbindungsquerschnitt des Widerstandsschweißpunktes von $A_{\text{WSP}} = 33,2 \text{ mm}^2$.

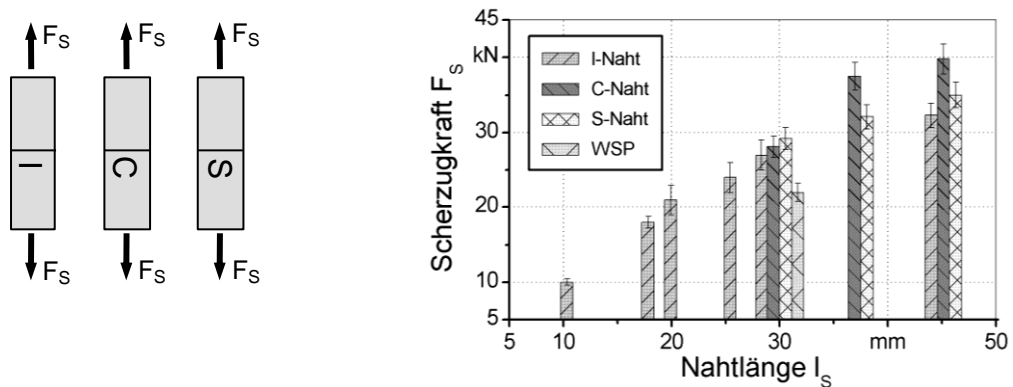


Abbildung 80: Lage der Nahtgeometrie in Relation zur Zugrichtung beim Scherzugversuch (links) und Einfluss der Nahtlänge sowie der Nahtgeometrie auf die Scherzugkraft (rechts); Probe gemäß Abbildung 42 rechts (Seite 91)

Im statischen Scherzugversuch wirkt bei Überlappverbindungen auf die Schweißverbindung aufgrund der exzentrischen Krafteinleitung nicht nur eine Schubbeanspruchung, sondern wegen des entstehenden Biegemoments in der Schweißnaht auch eine Zugbeanspruchung. Diese zusätzliche Zugbeanspruchung ist abhängig von der Steifigkeit (E-Modul) der Versuchswerkstoffe und von der Überlappungslänge der Verbindung.

Je größer die Überlappungslänge der Schweißverbindung ist, desto geringer biegt sich die Zugprobe mit dem Verformungswinkel ($\gamma_0 > \gamma_{90}$) aus und desto geringer ist das auftretende Biegemoment sowie die auf die Naht einwirkende Belastung bzw. Zugkraft. Aufgrund der größeren Überlappungslänge erreichen deshalb in Abbildung 81 (rechts) C- und S-Nahtkonfigurationen bei einer quer zur Zugrichtung angeordneten Naht (0° -Lastangriffsrichtung) höhere Scherzugkräfte als I-Nähte. Im Gegensatz zu einem symmetrischen WSP steigen außerdem bei allen

lasergeschweißten Nahtgeometrien durch eine Drehung der Schweißnähte um 45° bzw. 90° zur Lastangriffsrichtung die Scherzugkräfte wegen der größeren Überlappungslänge und des verringerten Einflusses des Biegemomentes an. Insbesondere bei I-Nahtgeometrien, bei welchen die Änderung der Lastangriffsrichtung eine erhebliche Zunahme der Überlappungslänge und damit der Scherzugfestigkeit zur Folge hat, wird dieser Effekt deutlich.

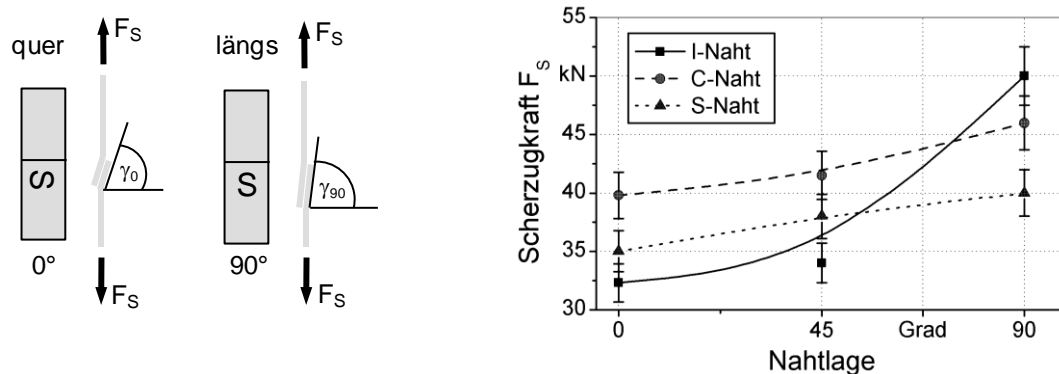


Abbildung 81: Einfluss der Nahtlage und der Überlappungslänge auf die Biegebeanspruchung beim statischen Scherzugversuch bei einer Nahtlänge $l_s = 45 \text{ mm}$

Die hohe Zugfestigkeit des warmgewalzten Complexphasenstahls CP800 führt bei 95 % der Zugproben zu einem Scherbruchverhalten in der Schweißnaht. Für die statische Zugfestigkeit ist damit vorwiegend die Nahtanbindungsfläche im Überlappstoß verantwortlich.

Neben der Festigkeit im statischen Scherzugversuch wurden alle Nahtgeometrien mit jeweils 10 Kopfzugproben hinsichtlich der statischen Kopfzugkraft untersucht (siehe Abbildung 82 (links)). Das Materialversagen tritt bei allen Nahtgeometrien in der Wärmeeinflusszone zwischen der Schweißnaht bzw. dem WSP und dem Grundwerkstoff auf (siehe Abbildung 82 (rechts)). Die Analyse der Bruchbilder zeigt, dass durch die symmetrische Krafteinleitung die Bleche deutlich verformt werden und dass vorzugsweise bei den I-Nähten das Materialversagen vom Nahtanfang bzw. vom Nahtende ausgeht. Dadurch wird innerhalb der Schweißnaht eine Schälbeanspruchung generiert, die zu einem sukzessiven Versagen der I-Nähte vom Nahtanfang bzw. Nahtende zur Nahtmitte hin führt. Hier wird im Vergleich zur C- und zur S-Naht der Einfluss der Spannungsüberhöhung und der Kerbwirkung an den Nahtenden deutlich.

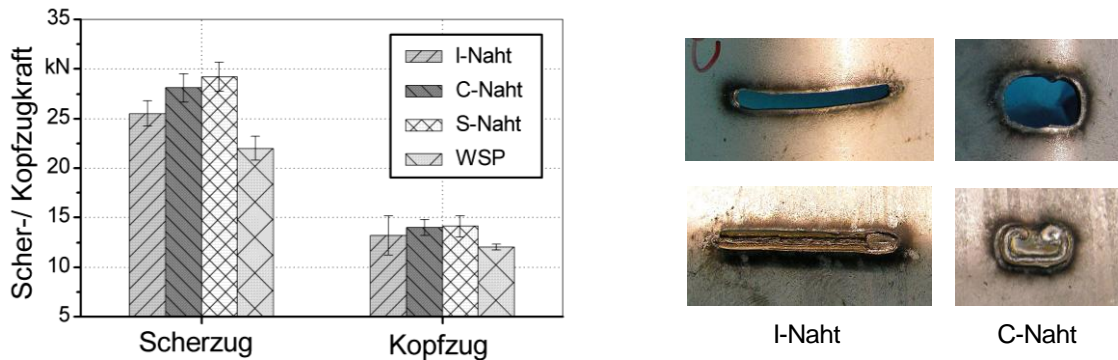


Abbildung 82: Einfluss der Nahtgeometrie auf die Kopfzugkraft im Vergleich zur Scherzugkraft bei einer Nahtlänge $l = 30 \text{ mm}$ (links) und typische Bruchbilder einer I- und einer C-Naht (rechts)

Allerdings hat diese Kerbwirkung, wie auch die Scherzugversuche bereits zeigten, beim untersuchten höherfesten Werkstoff in Relation zur Überlappungslänge und der Spannungsüberhöhung in der Wärmeeinflusszone zwischen Schweißnaht und Grundwerkstoff einen untergeordneten Einfluss. Deshalb ergeben im Kopfzugversuch die C- und die S-Nahtgeometrien trotz der optimierten Lage der Nahtenden ebenso wie der symmetrisch belastete WSP keine deutlichen Unterschiede in der Kopfzugkraft bzw. in der statischen Kopfzugfestigkeit.

Zusammenfassend konnte in den Versuchsreihen eine Abhängigkeit der statischen Scherzugkraft von der Nahtlänge und von der Nahtlage in Verbindung mit der Krafteinleitung bzw. Zugrichtung festgestellt werden. Dabei weisen C- und S-Nahte aufgrund der größeren Überlappungslänge und des damit reduzierten Biegemomentes höhere statische Scherzugkräfte und eine geringere Abhängigkeit von der Zugrichtung als I-Nahte auf. Mit einer Schweißnahtlänge von $l_s = 30 \text{ mm}$ konnte bei allen Schweißnahtgeometrien eine höhere statische Scherzugkraft und gleichzeitig eine vergleichbare Kopfzugkraft wie bei einem WSP mit einem Schweißlinsendurchmesser von $d_{\text{WSP}} = 6,5 \text{ mm}$ nachgewiesen werden.

5.7 Empirisches Prozessmodell zum RLS

In diesem Abschnitt werden unter Einbeziehung des Standes der Technik aus Abschnitt 3.4 die Untersuchungsergebnisse aus den vorangegangenen Abschnitten 5.2 bis 5.6 zusammengefasst und ein auf den Untersuchungen aufbauendes empirisches Prozessmodell zur Beschreibung des RLS entwickelt. Da in der Literatur keine einheitliche Definition des Begriffes „empirisches Prozessmodell“ zu

finden ist, soll zum besseren Verständnis der Begriff folgendermaßen definiert werden:

Ein empirisches Prozessmodell ist eine hinreichend genaue, auf empirischen Beobachtungen basierende Beschreibung eines Systemverhaltens in einem bestimmten Bereich der Einflussgrößen mit einem zielgerichteten logischen Ablauf.

Im Sinne dieser Definition soll das im Rahmen dieser Arbeit entwickelte empirische Prozessmodell das Prozessverhalten beim RLS für den Anwender verständlich und hinreichend genau beschreiben. Dies basiert auf Empirie, d.h. auf durch Experimente und durch Expertenwissen ermittelten Informationen. In Abbildung 83 sind die wesentlichen Einflussgrößen bzw. Prozessparameter beim RLS und deren Wechselwirkungen mit den physikalischen Effekten beim Tiefschweißen im Überblick zusammengefasst.

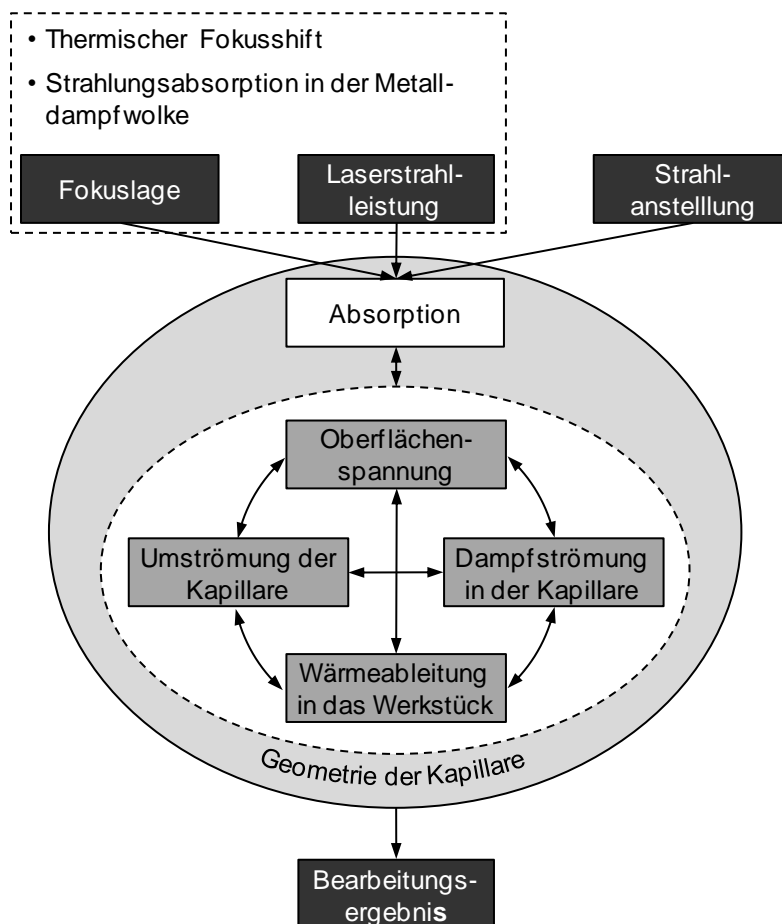


Abbildung 83: Wirkzusammenhänge beim RLS mit brillanten Hochleistungs-Festkörperlaserern

Als Einflussgrößen wirken dabei die untersuchten Prozessparameter Laserstrahlleistung, Strahlanstellung und Fokusslage. Die Laserstrahlleistung und die Fokusslage können zusätzlich durch den thermischen Fokussshift der optischen Linsenmaterialien (Abschnitt 2.4.3) oder durch die Strahlungsabsorption in der prozessimmanenten Metaldampfwolke (Abschnitt 3.4.2) beeinflusst werden. Zusätzlich kann das Bearbeitungsergebnis beim RLS von weiteren Prozess- und Systemparametern (siehe Abbildung 17) verändert werden. Da diese allerdings vom Bauteil und der verwendeten Schweißanlage im jeweiligen Anwendungsfall abhängen und deshalb keine allgemeingültigen Aussagen möglich sind, wurden sie im Prozessmodell nicht explizit berücksichtigt.

Die Menge der absorbierten Laserstrahlung im Werkstück während des Schweißprozesses wird von der Ausprägung der aufgezeigten Einflussgrößen bestimmt. So steigt z.B. der Absorptionsgrad anhand der Fresnel-Absorption mit steigenden Anstellwinkeln bis zum Brewster-Winkel an und fällt danach wieder ab. Die Geometrie der Dampfkapillare (Neigung, Abmessungen) wird von den physikalischen Effekten wie Oberflächenspannung, Umströmung der Dampfkapillare mit geschmolzenem Material, Dampfströmung innerhalb der Dampfkapillare und Wärmeleitung in das Werkstück sowie deren Wechselwirkungen beeinflusst. Diese wiederum resultieren aus der Absorption der Laserstrahlung im Werkstück. Das Zusammenspiel dieser physikalischen, sich gegenseitig beeinflussenden Effekte ergibt letztendlich das Bearbeitungsergebnis und bestimmt die Qualität der Schweißnaht.

Wird der Einfluss der Strahlanstellung auf den RLS-Prozess von Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen $1,5 \text{ mm} \leq d \leq 4 \text{ mm}$ betrachtet, so wird das Bearbeitungsergebnis bei einer verfügbaren Laserstrahlleistung und der damit einhergehenden Schweißgeschwindigkeit zur Durchschweißung der Überlappverbindung vorwiegend von der Dampfkapillarneigung beeinflusst. Die Dampfkapillarneigung ergibt sich aus den in Abbildung 83 dargestellten Effekten und unterscheidet sich für laterale und longitudinale Strahlanstellungen. Bei lateralen Strahlanstellungen folgt die Dampfkapillarneigung direkt der Strahlanstellung, die Nahttiefe $s_L(\beta)$ in Strahlrichtung bleibt nahezu konstant und die Nahttiefe s reduziert sich anhand der Beziehung in Formel (40). Longitudinale Strahlanstellungen führen zu einem Differenzwinkel zwischen der Dampfkapillarneigung und dem Anstellwinkel des Laserstrahls. Die Nahttiefe s bleibt über einen gewissen Anstellwinkelbereich annähernd konstant. Bei einer kombinierten Strahlanstellung beeinflusst die laterale Strahlanstellung die Nahttiefe s und die

Auslenkung der Schweißnaht quer zur Schweißrichtung stärker als eine longitudinale.

Eine Defokussierung des Laserstrahls über dem Bauteil innerhalb der halben Rayleighlänge verändert zwar die auftreffende Strahlungsintensität, allerdings wird das Bearbeitungsergebnis dadurch nicht beeinflusst. Erst ab Defokussierungen außerhalb der halben Rayleighlänge wird die auftreffende Strahlungsintensität soweit reduziert, dass sich die Nahtqualität, die Einschweißtiefe und damit das Bearbeitungsergebnis verändern. Dabei verringert eine Defokussierung in Richtung der Bearbeitungsoptik, also eine positive z-Fokuslage, die Einschweißtiefe stärker als eine negative z-Fokuslage.

5.8 Zusammenfassung und Fazit

Wie bereits in Abschnitt 5.2 beschrieben, können unter Berücksichtigung qualitativer Bewertungskriterien mit einem Laserstrahlfokussdurchmesser $d_f = 640 \mu\text{m}$ lediglich Blechdicken bis $d = 3 \text{ mm}$ mit hoher Nahtqualität (siehe Abbildung 84 (Prozessfenster 1)) geschweißt werden. Als Prozessfenster wird in diesem Zusammenhang der Bereich bezeichnet, in dem die Einflussgrößen bzw. Prozessparameter verändert werden können, ohne dass der Sollbereich einer Zielgröße (Bearbeitungsergebnis) verlassen wird (LEHNER 2001).

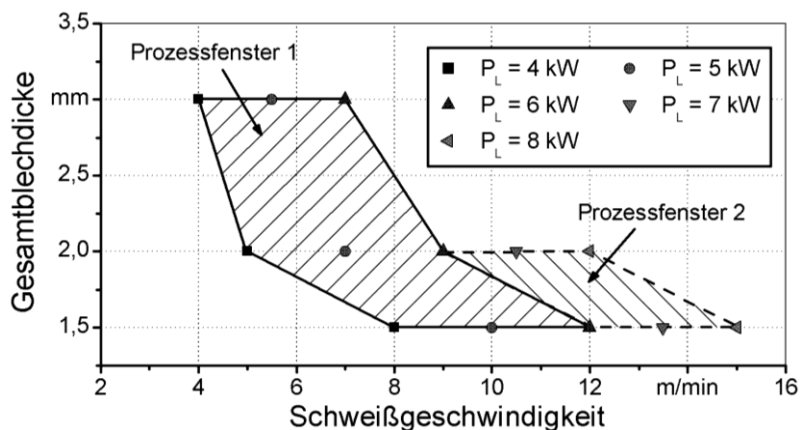


Abbildung 84: Prozessfenster der Schweißgeschwindigkeit bei unterschiedlichen Blechdicken und Laserstrahlleistungen

Die Laserstrahlleistung kann dabei zwischen 4 kW und 6 kW variiert werden. Eine Erhöhung der Laserstrahlleistung erweitert das Prozessfenster zwar in Richtung höherer Schweißgeschwindigkeiten (siehe Abbildung 84 (Prozessfenster 2)), jedoch wird gleichzeitig der schweißbare Blechdickenbereich reduziert. Mit

hohen Laserstrahlleistungen ($6 \text{ kW} < P_L \leq 8 \text{ kW}$) sind bei einem Laserstrahlfokusdurchmesser $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$ Blechdicken zwischen 1,5 mm und 2 mm im Überlappstoß ohne Einschränkung der Nahtqualität schweißbar.

Mit den ermittelten Prozessfenstern für die Schweißgeschwindigkeit ergibt sich bei unterschiedlichen Anstellwinkeln und z-Fokuslagen des Laserstrahls das in Abbildung 85 dargestellte empirische Prozessfenster zum Verhalten der über die Versuchsreihen gemittelten Nahttiefe s_0 .

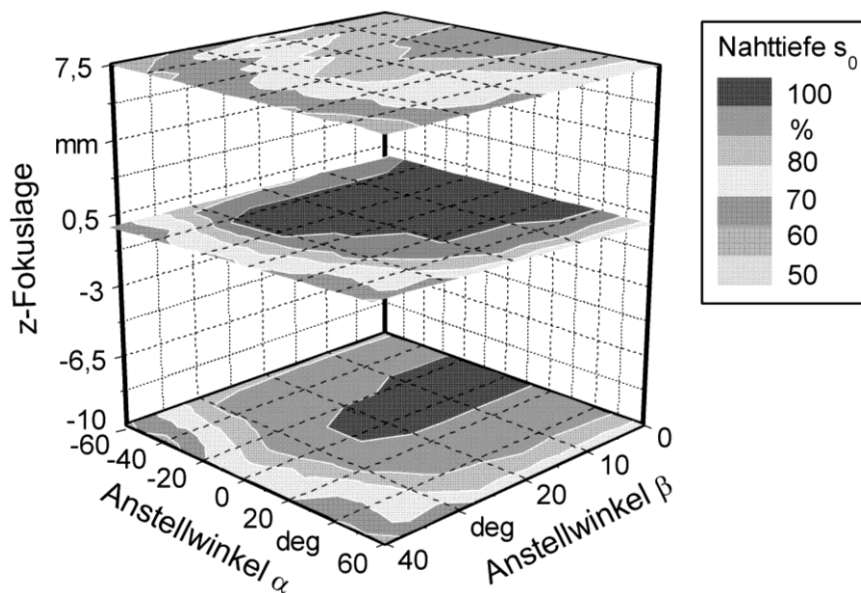


Abbildung 85: Empirisch ermitteltes Prozessfenster für unterschiedliche Strahlanstellungen und z-Fokuslagen ($z = -10; 0$ und $7,5 \text{ mm}$); $d_f = 640 \text{ }\mu\text{m}$; $z_R = 14,5 \text{ mm}$; DC04-Überlappverbindung im Blechdickenbereich $1,5 \text{ mm} \leq d \leq 3 \text{ mm}$

Während der Anstellwinkel des Laserstrahls im Strahlungsfokus, also bei einer z-Fokuslage $z = 0 \text{ mm}$, longitudinal und lateral über einen großen Bereich ohne Beeinflussung der Nahttiefe s_0 ($s_0 = 100 \text{ %}$) variiert werden kann, führen Defokussierung über die halbe Rayleighlänge hinaus zu deutlichen Einschränkungen des Prozessfensters. Dabei verkleinern Defokussierungen in positiver z-Fokuslage ($z = +7,5 \text{ mm}$) das Prozessfenster soweit, dass über den gesamten Anstellwinkelbereich keine Durchschweißung realisierbar ist. Demgegenüber führen Defokussierungen in negativer z-Fokuslage bis $z = -7,5 \text{ mm}$ über den gesamten Anstellwinkelbereich zu identischen Nahttiefen wie bei einer z-Fokuslage $z = 0 \text{ mm}$. Größere negative Defokussierungen (Abbildung 85 bis $z = -10 \text{ mm}$) beeinflussen ebenfalls den Anstellwinkelbereich einer Durchschweißung und reduzieren diesen. Der Anstellwinkelbereich, in dem 90 % der Nahttiefe erreicht

werden kann, reduziert sich hier allerdings im Vergleich zur z-Fokuslage $z = 0$ mm kaum.

Das in Abbildung 85 dargestellte empirische Prozessfenster dient im folgenden Kapitel 6 als Grundlage für die Umsetzung des RLS an einem Referenzbauteil aus der Automobilindustrie. Um das Potenzial des RLS zur Taktzeitreduzierung darzustellen, wurden die Roboterbewegungen und die Schweißbahn anhand eines Bahnplanungsalgorithmuses nach MUNZERT (2009) optimiert. Dieser Algorithmus verwendet als Eingangsgröße zur Berechnung einer taktzeitoptimierten Roboterbahn die im Rahmen der vorangegangenen Abschnitte ermittelten Prozessfenster zur Schweißgeschwindigkeit, zur Strahlanstellung und zur Positionierung des Laserstrahls in der z-Fokuslage. Damit kann das Referenzbauteil mit einer hohen Schweißgeschwindigkeit sowie mit einer hohen Bauteil- bzw. Schweißnahtqualität bei gleichzeitig optimierter Taktzeit geschweißt werden.

6 Produktionstechnische Umsetzung

6.1 Anwendungsbeispiel

Das Potenzial des RLS zur Substitution des etablierten Fügeverfahrens Widerstands-Punktschweißen (WPS) soll an einem Bauteil des automobilen Karosseriebaus gezeigt werden. Wie bereits in Abschnitt 3.1 erläutert, wird das RLS bisher industriell vorwiegend bei ebenen metallischen Bauteilen mit einer Vielzahl an Schweißpositionen und Schweißnähten eingesetzt. In Anlehnung an den derzeitigen Stand der Technik zum RLS können allerdings noch weitere wichtige Einflussfaktoren identifiziert werden, um die Eignung bzw. die Schweißbarkeit eines Bauteils mittels RLS zu bewerten (siehe Abbildung 86).

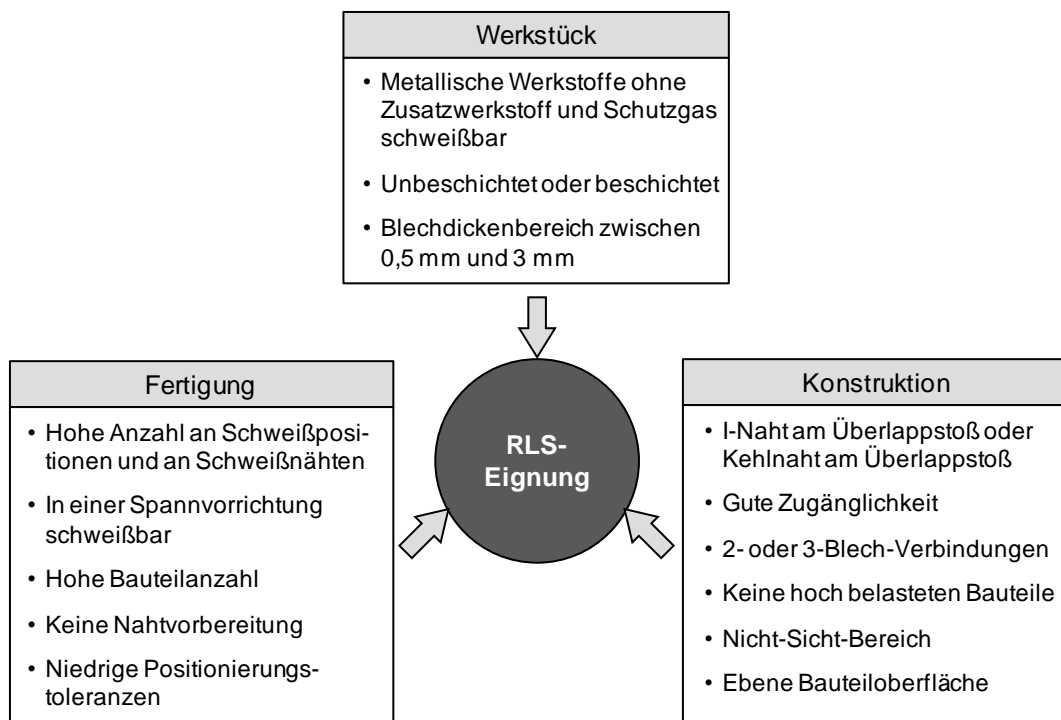


Abbildung 86: Einflussfaktoren auf die RLS-Eignung eines Bauteils

Neben den prinzipiellen Konstruktionseigenschaften (z.B. Nahtart, Art der Beanspruchung) und den Fertigungseigenschaften (z.B. Nahtvorbereitung, Nahtanzahl) bestimmen die Werkstückeigenschaften (z.B. Werkstoff, Beschichtung) die Eignung eines Bauteils zum RLS und den Aufwand, um ein Bauteil mit dem RLS zu fertigen. Das untersuchte Bauteil zum RLS besteht aus zwei tiefgezogenen Schalenelementen aus einem kaltgewalzten feuerverzinkten Tiefziehstahl (DX54D+Z 75/75) mit der Blechdicke $d = 0,75$ mm. Die Schichtdicke der Zink-

schicht beträgt laut Werkstoffbezeichnung $7,5 \mu\text{m}$. Die beiden Blechplatten werden bisher im Überlappstoß mittels Widerstands-Punktschweißen (insgesamt 19 WSP) gefügt. Innerhalb der Rohkarosserie befindet sich das Bauteil als sogenannter Heckfensterrahmen an der C-Säule zwischen dem Heckfenster und dem Dachbereich (siehe Abbildung 87).

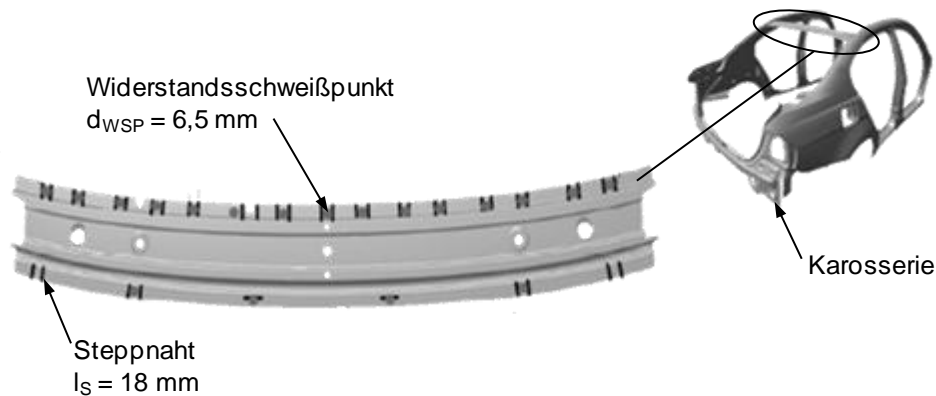


Abbildung 87: Karosseriebauteil mit den bisherigen 19 Widerstandsschweißpunkten im Vergleich zur untersuchten RLS-Fertigungsstrategie mit 40 Steppnähten

Aufgrund der hohen Anzahl an Schweißpositionen und Schweißnähten, des gut schweißbaren Stahlwerkstoffes in einer 2-Blech-Überlappverbindung, der Bauteilabmaße (Länge $L = 970 \text{ mm}$ und Breite $B = 130 \text{ mm}$) und der Ebenheit der Bauteiloberfläche eignet sich das Bauteil in Abbildung 87 sehr gut zur Fertigung mittels RLS. Lediglich die Zinkbeschichtung erfordert zusätzliche Maßnahmen zur Gewährleistung der Zinkausgasung und damit zur Sicherstellung der Schweißnahtqualität während des Schweißprozesses. Eine kontrollierte Zinkausgasung bzw. eine Reduzierung der Zinkausgasung kann durch verbesserte Oberflächenbeschichtungen wie z.B. eine ZE-Mg-Beschichtung (SOVETCHENKO 2007), durch eine angepasste Spanntechnik zur Generierung eines definierten Spaltes zwischen den Überlappblechen (RIPPL 2009) oder durch Ausgasungsnoppen an der Oberfläche eines Fügepartners (BROCKMANN 2009A) hergestellt werden. Außerdem kann bereits anhand einfacher konstruktiver Maßnahmen, wie bei dem hier untersuchten Bauteil durch das Einbringen von Entgasungssicken (siehe Abbildung 90) während des Tiefziehprozesses, ein zuverlässiges Entweichen des Zinkdampfes und ein stabiler Schweißprozess erreicht werden. In der durchgeführten Schweißstudie wurden die 19 WSP durch insgesamt 40 RLS-Steppnähte mit der Schweißnahtlänge $l_s = 18 \text{ mm}$ ersetzt.

6.2 Prozess- und Systemtechnik

Zum RLS des vorgestellten Bauteils wurde die in Abschnitt 4.3 beschriebene Laserstrahl-Schweißanlage mit einem automatisierbaren Spannsystem und einer integrierte Schutzgaszuführ- sowie Schweißrauchabsaugvorrichtung erweitert (siehe Abbildung 88). Durch die Spannvorrichtung können 2 Bauteile gleichzeitig gespannt und gefertigt werden.

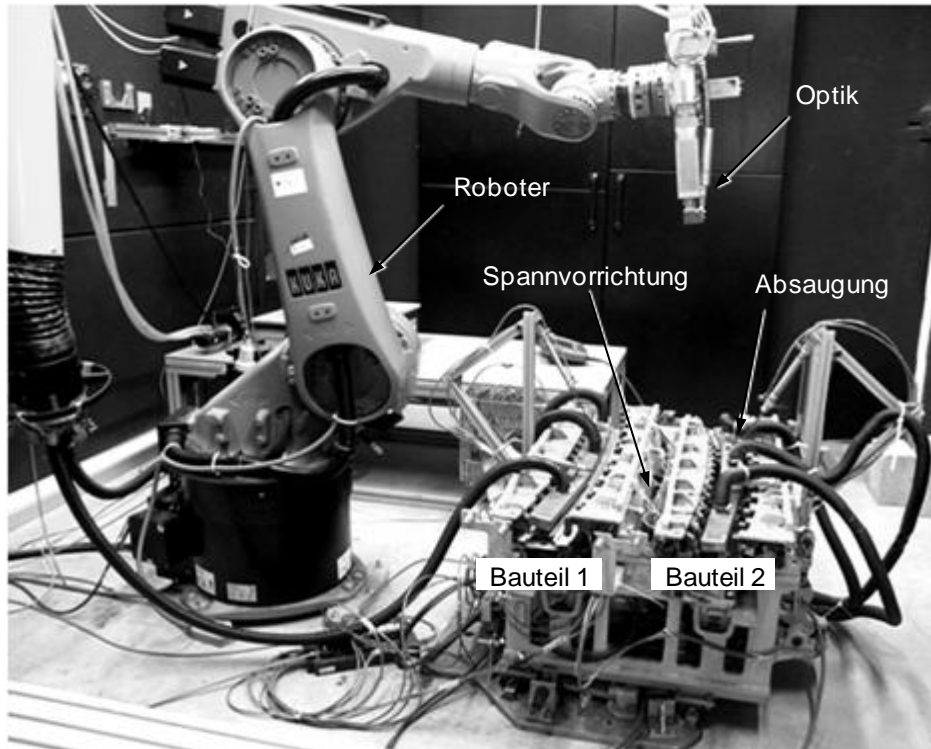


Abbildung 88: Verwendete Laserstrahlschweißanlage mit automatisierter Spannvorrichtung für zwei Bauteile

In Vorversuchen wurde für die zu schweißende Überlappverbindung mit einer Blechdicke $d = 1,5 \text{ mm}$ für die Laserstrahlleistungen $P_{L,1} = 4 \text{ kW}$ und $P_{L,2} = 6 \text{ kW}$ bei einem Laserstrahldurchmesser von $d_F = 640 \text{ }\mu\text{m}$ Schweißgeschwindigkeiten von $v_{S,1} = 7,5 \text{ m/min}$ und $v_{S,2} = 11,5 \text{ m/min}$ als geeignet ermittelt. Diese Schweißgeschwindigkeiten stimmen sehr gut mit dem Parameterfeld für unbeschichtete Tiefziehstähle gemäß Abschnitt 5.2 überein. Im Rahmen des untersuchten Anwendungsbeispiels wurde das scannerlose RLS mittels eines Robotersystems zur Strahlpositionierung und einer Bearbeitungsoptik mit fester Brennweite zur Strahlfokussierung untersucht. Als Winkelbereich für die Strahlanstellung und als Toleranzbereich für die Defokussierung des Laserstrahls auf der Werkstückoberfläche wurde das in den vorangegangenen Abschnitten identi-

fizierte Prozessfenster verwendet und auf das Verschweißen der verzinkten Überlappverbindung übertragen. Somit kann der Laserstrahl während des Schweißprozesses longitudinal von $-40^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$ und lateral von $-20^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ ange stellt sowie in der z-Fokuslage zwischen $-7,5 \text{ mm} \leq z \leq 4 \text{ mm}$ variiert werden.

Bei der Programmierung des Robotersystems wurde einerseits auf die Optimierungsalgorithmen sowie das aufgabenorientierte Programmiersystem nach MUNZERT (2009) und andererseits zur Ermittlung der Nahtlage in der realen Schweißanlage auf das Roboterprogrammiersystem von VOGL (2005, 2008) zurückgegriffen. Die ermittelten Prozessparameter und das Prozessfenster definieren hierbei Prozessfreiheitsgrade und dienen als Eingangsgrößen für die Bahnplanung und -optimierung.

Um während des Schweißprozesses konstante Umgebungsbedingungen sicherzustellen und die prozessbedingten Schweißrauche aus dem Strahlenweg zwischen der Bearbeitungsoptik und dem Werkstück zu entfernen, wurde in die Spantechnik eine Absaugvorrichtung mit gegenüberliegender Schutzgaszufuhr integriert. Durch eine strömungstechnische Optimierung mittels einer dreiteiligen Flachdüse wird ein laminarer Schutzgasstrom über dem Werkstück erreicht (siehe Abbildung 89 (links)). Neben einer Vorkammer, in welche beidseitig das Schutzgas zugeführt wird, beinhaltet diese eine Lochblende zur Erzeugung des Überdrucks in der Vorkammer. Außerdem dient die Lochblende zur Strömungsberuhigung und zur gleichmäßigen Verteilung des Gasstroms über der Düsenbreite.



Abbildung 89: Einfluss der Schutzgaszuführung und der Schweißrauchabsaugung auf die Prozessstabilität; links: Laminare Gasströmung zwischen Zuführung und Absaugung; Mitte: Schweißprozess ohne Schutzgaszufuhr und Absaugung; rechts: Schweißprozess mit optimierter Schutzgaszuführung und Absaugung

Der verwendete Werkstoff ist unter Umgebungsatmosphäre ohne Schutzgas sehr gut schweißbar. Trotzdem wird im Anwendungsbeispiel über die in die Spannvorrichtung integrierten Flachdüsen Druckluft über die Prozesszone geleitet, was bei gleichzeitiger Absaugung der Prozessemissionen zu einer deutlichen Prozessverbesserung führt. Das Schutzgas bzw. Schweißgas schottet hier also nicht wie herkömmliches Schutzgas die Prozesszone vom Sauerstoff der Umgebungsluft ab oder beeinflusst gezielt durch chemische Reaktionen das Prozessergebnis, sondern dient lediglich zum Aufbringen eines Strömungsimpulses auf den aus der Dampfkapillare ausströmenden Metaldampf. Dadurch wird der Metaldampf über der Dampfkapillare aus dem Strahlengang der einfallenden Laserstrahlung abgelenkt, strömt direkt in Richtung der Absaugvorrichtung und wird dort großflächig abgesaugt. Der Vergleich zwischen Abbildung 89 (Mitte) und (rechts) zeigt bei einem Schweißprozess ohne optimierte Schutzgaszuführung und Absaugung (Mitte) infolge der Strahlungsabsorption im aufsteigenden Metaldampf eine deutlich erhöhte Leuchterscheinung über der Prozesszone. Dies führt wegen der durch die Absorption verringerten Laserstrahlleistung an der Werkstückoberfläche zu einer Reduzierung der Einschweißtiefe und zu einem instabilen Prozessverlauf entlang der Schweißnaht.

Die Beeinflussung der Metaldampfwolke mit Druckluft und gleichzeitiger Absaugung reduziert hingegen die Metaldampfabsorption über der Dampfkapillare des Tiefschweißprozesses (siehe Abbildung 89 (rechts)). Dadurch entstehen entlang der zu verschweißenden Bauteilkontur über der Prozesszone konstante Umgebungsbedingungen und das Bauteil kann ohne Erhöhung der Laserstrahlleistung durchgängig mit gleichbleibender Nahtqualität (siehe Abbildung 90) verschweißt werden. Insgesamt wird mit der prozessnahen Beeinflussung der Metaldampfwolke beim RLS ein deutlich stabilerer Prozessablauf und eine erhöhte Prozesseffizienz erreicht.

Zur hohen Nahtqualität trägt außerdem die lasergerechte Konstruktion des Anwendungsbauteils bei. Anhand der bereits im Tiefziehprozess eingebrachten Entgasungssicken kann bei einer optimierten Positionierung der Schweißnähte auf dem Bauteil (siehe Abbildung 90) der während dem Schweißprozess entstehende Zinkdampf nicht über die Dampfkapillare nach oben, sondern über die Sicke seitlich ausdampfen. Anders als bei verzinkten Überlappnähten ohne weitere Maßnahmen zur Zinkausgasung, wird somit das schmelzflüssige Material um die Dampfkapillare nicht durch das verdampfende Zink ausgetrieben und es entstehen nahezu keine Auswürfe, Poren oder Löcher in der Schweißnaht.

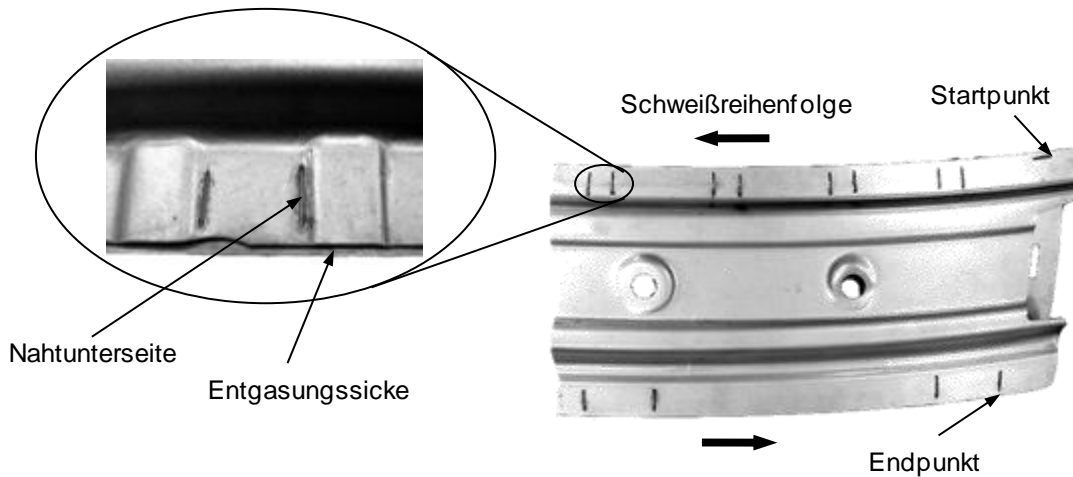


Abbildung 90: RLS-Bauteil mit gekennzeichneteter Schweißreihenfolge (Bauteiloberseite) und tiefgezogener Entgasungssicke auf der Bauteilunterseite

Eine Übersicht der durchgeführten Schweißaufgabe und der verwendeten Anlagentechnik sowie der Vergleich zum WPS ist zusammenfassend in Tabelle 7 dargestellt. Aufgrund der Bauteilgeometrie müssen zum WPS pro Bauteil 2 Robotersysteme mit jeweils einer Schweißzange eingesetzt werden. Die Positionierzeit beim WPS entspricht der Zeit, die zur exakten Positionierung und zum Schließen bzw. zum Öffnen der Schweißzangen benötigt wird. Die durchschnittlichen Versatzgeschwindigkeiten, die gesamten Versatzwege sowie die Schweiß- und Positionierzeiten des WPS sind hierbei Richtwerte, die über eine Robotersimulation des WPS und einen Abgleich mit Expertenbefragungen ermittelt wurden. Der Vergleich mit Schweißstudien von MCKINSEY & COMPANY (2006), FORREST ET AL. (2006), PAURA (2005), HAMMER ET AL. (2008) und BROCKMANN (2009A) ergibt im Hinblick auf die Gesamttaktzeit in Tabelle 7 beim RLS und WPS eine sehr gute Übereinstimmung.

Anlagentechnik	RLS		WPS
Lasertyp	YLR-8000-R	YLR-8000-R	-
Robotertyp (Firma KUKA)	KR60HA	KR60HA	KR200
Roboteranzahl	1	1	2
Werkzeug	Fokussieroptik	Fokussieroptik	Schweißzange
Werkzeuganzahl	1	1	2
Prozessparameter			
Laserstrahlleistung P_L [kW]	4	6	-
Anzahl der Schweißnähte N_N	80	80	-
Schweißnahtlänge [mm]	18	18	-
Anzahl der Schweißpunkte N_P	-	-	19
Schweißgeschwindigkeit v_S [m/min]	7,5	11,5	-
Stechende Strahlanstellung α [°]	$-30 \leq \alpha \leq 0$	$-30 \leq \alpha \leq 0$	-
Schleppende Strahlanstellung α [°]	$0 \leq \alpha \leq 25$	$0 \leq \alpha \leq 25$	-
Laterale Strahlanstellung β [°]	$-20 \leq \beta \leq 20$	$-20 \leq \beta \leq 20$	-
Intervall z-Fokuslage [mm]	$-7,5 \leq z \leq 4$	$-7,5 \leq z \leq 4$	-
Ergebnisse			
Gesamte Schweißnahtlänge l_S [mm]	720	720	
Schweißzeit pro Naht/ WSP t_S [s]	0,144	0,094	1
Positionierzeit pro WSP t_P [s]	-	-	2
Gesamte Schweißzeit $t_{S,gesamt}$ [s]	5,76	3,76	33,25
Gesamter Versatzweg l_V [mm]	1100	2100	2590
Versatzgeschwindigkeit [m/min]	13	13	9
Gesamte Versatzzeit $t_{V,gesamt}$ [s]	5,08	5,08	17,27
Taktzeit pro Bauteil t_{Takt} [s]	10,84	8,83	45,77

Tabelle 7: Charakteristika der Schweißaufgabe und prozesstechnischer Vergleich zwischen RLS und WPS

6.3 Technologisches Potenzial

Mit dem in diesem Anwendungsbeispiel vorgestellten Technologiewechsel zum RLS und den in Kapitel 5 ermittelten Prozessparameterfenstern als Eingangsgrößen für die aufgabenorientierte Programmierung der RLS-Schweißanlage wird im Vergleich zum bisherigen WPS eine deutliche Reduzierung der zur Fertigung eines Bauteils notwendigen Taktzeit erzielt. Im vorgestellten Beispiel konnte, obwohl beim WPS zwei Schweißsysteme verwendet wurden, die Gesamttaktzeit

abhängig von der verwendeten Laserstrahlleistung zwischen 76 % bei $P_{L,1}$ und 80 % bei $P_{L,2}$ reduziert werden (siehe Abbildung 91).

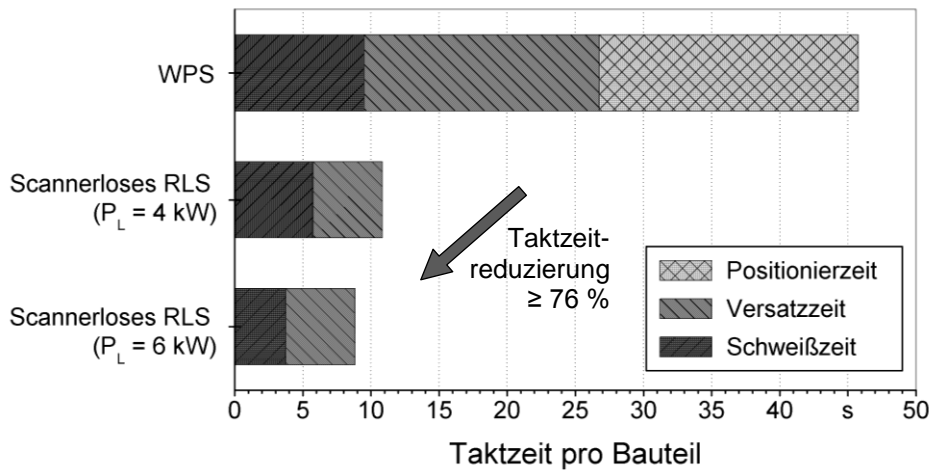


Abbildung 91: Vergleich der Taktzeiten pro Bauteil beim WPS und beim RLS des untersuchten Anwendungsbeispiels

Des Weiteren werden durch die in dieser Arbeit erarbeiteten Erkenntnisse zum Verhalten der wesentlichen Prozessparameter beim RLS und durch das daraus abgeleitete empirische Prozessmodell folgende Vorteile erzielt:

- Der Aufwand für die Umstellung der Fertigung neuer Bauteile mittels RLS bzw. für die Inbetriebnahme von neuen RLS-Fertigungsanlagen wird verringert, da durch das entwickelte empirische Prozessmodell zum RLS bereits Kenntnisse zum Gesamtprozess vorhanden sind und somit lediglich einige Bestätigungsversuche zur Anpassung auf das neue Bauteil und zur Optimierung des Prozesses für die Produktion notwendig sind.
- Dejustierte RLS-Prozesse in der Fertigung können bei Kenntnis des Prozessverhaltens schnell und zielsicher wieder neu eingestellt werden. Dadurch werden Anlagenstillstandszeiten verringert und die Gesamtproduktivität der Anlage gesteigert.
- Bei der Einführung neuer Bauteile verringert sich der Aufwand zur Spann-technikonstruktion, da mit den vorliegenden Erkenntnissen zur Strahlanstellung und zur Metaldampfabsorption sowie zum Absaugen des Metaldampfes durch geeignete Vorrichtungen frühzeitig günstig gestaltete Spannvorrichtungen konstruiert werden können und ein langwieriges iteratives Optimieren zwischen Konstruktion und Fertigung vermieden werden kann.

- Die Fertigungsplanung kann durch die Kenntnis des Prozessverhaltens beim RLS die Art und den Umfang der benötigten Systemtechnik, die einzusetzende Sensorik und den Aufwand für die Spanntechnik frühzeitig und planungssicher bestimmen.
- Das Verhalten des RLS-Prozesses bei unterschiedlichen Strahlanstellungen und Fokuslagen dient als Eingangsgröße zur aufgabenorientierten Roboterbahnplanung und zur Roboterbahnoptimierung (MUNZERT 2009), wodurch Anwender sehr schnell zeitoptimale Roboterprogramme erzeugen können. Neben dem zeitlichen Einspareffekt bei der Programmierung von RLS-Anlagen werden somit wesentlich zuverlässigere Aussagen über die mittels RLS erzielbare Taktzeit möglich und unterschiedliche Anlagenkonzepte können sehr einfach verglichen werden. Der Anlagenbauer kann durch die exakte Abschätzung der Taktzeit eine Über- oder Unterdimensionierung der Anlagen vermeiden und steigert damit die Planungssicherheit.
- Durch die Kenntnis des Prozessverhaltens und die Kenntnis der statischen Festigkeiten der unterschiedlichen Nahtgeometrien kann der Konstrukteur die Leistungsfähigkeit des RLS frühzeitig abschätzen und das Bauteil bereits in der frühen Phase des Produktentwicklungsprozesses fertigungsgerecht gestalten. Änderungen in den späten Phasen des Produktentwicklungsprozesses aufgrund nicht erfüllbarer Anforderungen an die Fertigung bzw. die Einstellung des Prozesses können somit vermieden werden.

6.4 Wirtschaftliches Potenzial

Um eine quantitative Einschätzung des wirtschaftlichen Nutzenpotenzials zu erhalten, wird nachfolgend für das untersuchte Anwendungsbeispiel eine Wirtschaftlichkeitsrechnung durchgeführt. Dazu werden folgende Kosten- und Nutzeneffekte angenommen (siehe Tabelle 8):

- Die Investitionskosten sind auf die jeweiligen Anschaffungskosten der Maschinen und Anlagen zum WPS sowie RLS beschränkt. Die Investitionskosten I_{Laser} der Strahlquelle werden mit 60.000 € pro Kilowatt Strahlleistung angesetzt. Zur Fertigung des Anwendungsbeispiels werden 2 WPS-Schweißanlagen in einer Schweißzelle verwendet. Dadurch verdoppeln sich die Investitionskosten für Roboter und Schweißzange. Die

Spanntechnik für die RLS-Anlage ist seitens der Investitionskosten deutlich teurer, da gleichzeitig zwei Bauteile gespannt werden können und zusätzliche Funktionen zur prozessnahen Schweißgaszufuhr und Metalldampfabsaugung integriert sind. Außerdem muss die Spanntechnik anders als beim WPS, wo während des Schweißprozesses die Fügepartner zusätzlich durch die Anpresskraft der Schweißzangen verspannt werden, deutlich höhere Spannkraft aufbringen.

- Nach dem Schweißprozess wird eine Bauteilwechselzeit von $t_{\text{Wechsel}} = 30$ s veranschlagt. Da beim RLS in einer Aufspannung zwei Bauteile gefertigt werden, verdoppelt sich die Gesamttaktzeit $t_{\text{Gesamt}} = 21,66$ s im Vergleich zur Taktzeit t_{Takt} pro Bauteil in Tabelle 7. Damit ergibt sich beim RLS eine Bauteilanzahl pro Stunde von $N_{\text{B,RLS}} = 97$ Stk/h und beim WPS eine Bauteilanzahl von $N_{\text{B,WPS}} = 33$ Stk/h.
- Die Berechnung basiert auf einer Vollausslastung der verwendeten WPS- bzw. RLS-Anlage im Zweischichtbetrieb (220 Arbeitstage mit einer Arbeitszeit von 8 h pro Schicht) und einer durchschnittlichen Anlagenverfügbarkeit von 70 %. Weitere Fixkosten, wie durch den Flächenbedarf oder die Wartungsarbeiten, werden für beide Fertigungsverfahren als gleich abgeschätzt und über den Betriebskostensatz B_K von 550 €/m² in die Kostenbetrachtung eingerechnet.
- Die Energiekosten berücksichtigen neben dem Energie- auch den Druckluftverbrauch der Anlage. Da die Energieverbrauchswerte von Einflussgrößen wie z.B. der Qualität der Druckluftkompressoren und der Druckluftleitungen, der Regeleinstellungen der Punktschweißzange oder der Effizienz der Kühlanlage des Lasergerätes unterschiedlich stark beeinflusst werden, erfordert die Generierung exakter Werte eine detaillierte Verbrauchsmessung in der Produktionsanlage. Die Ermittlung dieser Verbrauchswerte steht jedoch nicht im Fokus dieser Arbeit. Aufgrund fehlender aussagekräftiger Werte in der Literatur wurde deshalb auf die Betrachtung der Energiekosten im Kalkulationsbeispiel verzichtet.

Die in Tabelle 8 verwendeten Größen beziehen sich auf die übliche Nomenklatur der Kostenrechnung und werden nicht erneut im Formelverzeichnis aufgeführt.

Investitionskosten [€]			RLS	WPS
1	Strahlquelle ($P_L = 4 \text{ kW}$)	I_{Lasser}	240.000	-
2	Roboter	I_{Roboter}	25.000	50.000
3	Optik / Schweißzange	I_{Werkzeug}	20.000	20.000
4	Schweißzelle und Peripherie	I_{Zelle}	80.000	30.000
5	Anlagensteuerung	$I_{\text{Steuerung}}$	30.000	15.000
6	Spanntechnik	I_{Spann}	70.000	15.000
Kostenrechnung				
7	Investitionskosten [€]	$I = \sum (1 - 6)$	465.000	130.000
8	Nutzungsdauer [a]	N_D	5	5
9	Arbeitszeit [h/a]	E_Z	3.520	3.520
10	Flächenbedarf [m^2]	F_B	20	20
11	Betriebskostensatz [€/m ²]	B_K	550	550
12	Anlagenverfügbarkeit [%]	V	70	70
13	Gesamttaktzeit [s]	t_{Gesamt}	21,66	45,77
14	Bauteilwechselzeit pro Takt [s]	t_{Wechsel}	30	30
15	Bauteilanzahl pro Takt	$N_{B, \text{Takt}}$	2	1
16	Bauteilanzahl pro Stunde [Stk/h]	$N_B = \frac{V \cdot 3600 \cdot N_{B, \text{Takt}}}{(t_{\text{Gesamt}} + t_{\text{Wechsel}}) \cdot 100}$	97,56	33,26
17	Kalkulatorische Abschreibung [€/h]	$K_A = \frac{I \cdot 100}{N_D \cdot E_Z \cdot V}$	37,74	10,55
18	Zinssatz [%]	Z	9	9
19	Kalkulatorischer Zinssatz [€/h]	$K_Z = \frac{I \cdot Z}{2 \cdot E_Z \cdot V}$	8,49	2,37
20	Betriebskosten [€/h]	$K_B = \frac{F_B \cdot B_K}{E_Z}$	3,125	3,125
21	Instandhaltungskostensatz [%]	I_{KS}	7	7
22	Instandhaltungskosten [€/h]	$K_I = \frac{I \cdot I_{KS}}{N_D \cdot E_Z \cdot V}$	2,64	0,74
23	Maschinenstundensatz [€/h]	$K_{MH} = K_A + K_Z + K_B + K_I$	52	16,79
24	Personalkosten [€/h]	K_P	28,41	28,41
25	Anzahl der Maschinenbediener	N_P	1	1
26	Gesamtkosten der Anlage [€/h]	$K_{\text{Gesamt}} = (K_{MH} + K_P \cdot N_P)$	80,41	45,19
27	Fügekosten pro Bauteil [€/Stk.]	$K_F = \frac{K_{\text{Gesamt}}}{N_B \cdot E_Z}$	0,82	1,36

Tabelle 8: Wirtschaftliche Bewertung der WPS- und der RLS-Anlage

Anhand des in Tabelle 8 berechneten Kalkulationsbeispiels wird deutlich, dass die Gesamtkosten einer WPS-Anlage um fast 50 % geringer sind, als die Ge-

samtkosten einer RLS-Anlage. Werden allerdings die Gesamtkosten der Schweißanlage auf die zu fertigende Bauteilanzahl umgelegt, so ist die RLS-Anlage aufgrund der deutlich höheren Ausbringung (Bauteilanzahl pro Stunde) wirtschaftlicher. In Abhängigkeit der zu erwartenden Losgröße müssen deshalb beide Schweißverfahren mit den benötigten Anlagen kalkuliert werden. In Abbildung 92 sind die Gesamtkosten der WPS- und der RLS-Anlage pro Betriebsstunde für unterschiedliche Bauteilanzahlen gegenübergestellt.

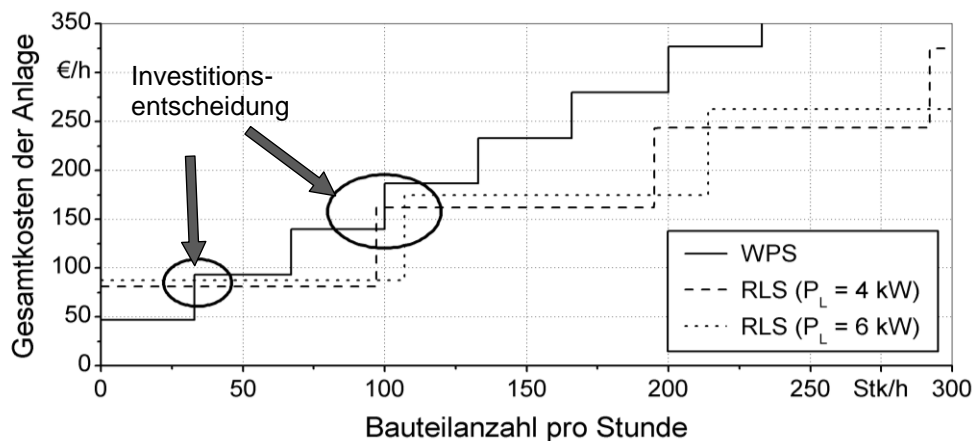


Abbildung 92: Gesamtkosten der Schweißanlagen bei unterschiedlichen Bauteilanzahlen für den in Tabelle 8 betrachteten Anwendungsfall

Der aufgeführte Kostenvergleich für WPS und RLS zeigt, dass das Verfahren des RLS erst ab einer geforderten Bauteilanzahl pro Stunde von mehr als 33 wirtschaftlich ist. Da WPS-Anlagen aufgrund der im Vergleich zum RLS hohen Taktzeiten in ihrer Bauteil实现ung beschränkt sind, ergeben sich hier zur Steigerung der Bauteil实现ung kürzere Investitionsstufen (siehe Abbildung 92). Bei einer geforderten Bauteil实现ung pro Stunde im Bereich $97 \leq N_B \leq 107$ stellt unter der angenommenen Kostenstruktur und unter der Voraussetzung einer gesteigerten Bauteil实现ung aufgrund einer reduzierten Taktzeit durch die erhöhte Schweißgeschwindigkeit (siehe Abbildung 91) die Investition in eine RLS-Anlage mit einer höherer Laserstrahlleistung ($P_L = 6 \text{ kW}$) eine wirtschaftlich sinnvolle Alternative zum WPS und zum RLS mit ($P_L = 4 \text{ kW}$) dar. Weitere Aufwände für zusätzliche Qualitätssicherungsmaßnahmen wurden dabei in der Kostenbetrachtung nicht berücksichtigt.

7 Zusammenfassung und Ausblick

Mit dem Satz „A laser is a solution seeking a problem“ (FREEMAN 1964) beschrieb 1964 Theodore Maiman frustriert das fehlende Einsatzgebiet des von ihm maßgeblich mitentwickelten Lasers. Er konnte sich damals nicht vorstellen, welchen Siegeszug dieses neuartige Gerät und die einzigartige Laserstrahlung antreten würde. Heute zeigt u.a. das Verfahren Remote-Laserstrahlschweißen (RLS) die Potentiale dieses universellen Werkzeuges Laser auf. Der Ansatz des RLS, einen brillanten Laserstrahl über eine Entfernung von bis zu einem Meter oder mehr zu fokussieren und über geeignete Strahlpositioniersysteme hochdynamisch über dem Bauteil auszulenken sowie zu positionieren, verspricht eine deutliche Reduzierung von unproduktiven Versatzzzeiten zwischen Schweißnähten und trägt damit in erheblichem Maße zur Produktivitätssteigerung von Laserstrahlschweißanlagen bei. Trotz der Vielzahl an weiteren Vorteilen, wie z.B. flexible und belastungsangepasste Schweißnahtgeometrien, Energieeffizienz oder reduzierte Anlagengröße, hat das RLS bisher nicht sein vollständiges Potenzial ausgeschöpft und noch immer wird ein Großteil der industriellen Schweißanwendungen mit dem Konkurrenzverfahren Widerstands-Punktschweißen umgesetzt. Vor diesem Hintergrund war es die Zielsetzung dieser Arbeit, die prozesstechnischen Grundlagen und die Haupteinflussgrößen zum RLS mit brillanten Hochleistungslasern zu ermitteln und in einem empirischen Prozessmodell zusammenzufassen.

Aufbauend auf den theoretischen Grundlagen zur Strahlpropagation, zur Strahl-erzeugung und zur Strahlformung wurde anhand wesentlicher Modellansätze das Prozessverhalten beim Laserstrahl-Tiefschweißen beschrieben. Dabei wurde insbesondere auf die Analysemethoden und die Modellansätze zur Beschreibung der Dampfkapillargeometrie eingegangen. Durch die Analyse der Einfluss- und Einstellgrößen beim Laserstrahl-Tiefschweißen konnte gezeigt werden, dass dieser Prozess aus einer Reihe von beeinflussenden und miteinander wechselwirkenden Parametern besteht und dass das RLS eine Verfahrensausprägung mit großen Arbeitsabständen und spezifischer Systemtechnik darstellt.

Nach der detaillierten Beschreibung und der Definition des RLS wurden die Anforderungen des Verfahrens an die bestehende RLS-Systemtechnik analysiert und der Stand der Technik aufgezeigt. Anhand der wissenschaftlichen Vorarbeiten zum Prozessverhalten beim RLS konnten die Strahlungsabsorption in der Metaldampf- wolke, die große Rayleighlänge und die unterschiedlichen, teilweise

sehr großen Strahlanstellungen als Haupteinflussparameter identifiziert werden. Es zeigte sich jedoch, dass v.a. bei hohen Laserstrahlleistungen sowie bei unterschiedlichen Strahlanstellungen kein konsistentes Erklärungsmodell und Prozessfenster zum Einfluss der Strahlanstellung auf die Dampfkapillarneigung sowie auf die Nahttiefe existiert. Deshalb wurde diese Fragestellung als zentrales Thema dieser Arbeit aufgegriffen und für das RLS bei Zwei-Blech-Überlappverbindungen im Blechdickenbereich zwischen 1,5 und 4 mm untersucht.

Zunächst wurde dazu bei einem Laserstrahlfokussdurchmesser $d_f = 640 \mu\text{m}$ der Einfluss hoher Laserstrahlleistungen auf die Nahttiefe und die Schweißnahtqualität ermittelt. Generell konnte nachgewiesen werden, dass Laserstrahlleistungen größer $P_L = 6 \text{ kW}$ bei dem verwendeten Laserstrahlfokussdurchmesser aufgrund der hohen Strahlungsintensitäten zu einem erhöhten Schweißspritzeraufkommen und zu einer reduzierten Schweißnahtqualität führen. Mit der Charakterisierung der fünf Prozessbereiche, die sich maßgeblich über die eingebrachte Streckenenergie ergeben, wurde ein grundlegender Schritt zum Verständnis des Laserstrahlschweißens von Überlappverbindungen gemacht. Es konnte gezeigt werden, dass im betrachteten Blechdickenbereich eine von der Blechdicke abhängige Streckenenergie notwendig ist, um die Fügepartner komplett zu verschweißen. Eine davon abweichende Streckenenergie führt einerseits bei zu hohen Werten dazu, dass das geschmolzene Material wurzelseitig ausgetrieben wird und der Tiefschweißprozess sich in einen Schmelzdruckschneidprozess verändert. Andererseits führen zu niedrige Streckenenergien zu einer Reduktion der Nahttiefe.

Unter Berücksichtigung qualitativer Aspekte konnte somit bei Blechdicken zwischen 2 und 3 mm für jede Laserstrahlleistung ($4 \text{ kW} \leq P_L \leq 8 \text{ kW}$) und senkrechtem Strahleinfall eine Schweißgeschwindigkeit identifiziert werden. Dabei wirkt sich eine Erhöhung der Laserstrahlleistung nahezu im gleichen Verhältnis auf eine Erhöhung der Schweißgeschwindigkeit aus. Bei einer Blechdicke der Überlappverbindung von 4 mm konnte bei den untersuchten Laserstrahlleistungen und dem verwendeten Laserstrahlfokussdurchmesser keine qualitativ ausreichende Schweißnaht erzeugt werden. Ebenso existiert bei einer Blechdicke von 1,5 mm lediglich bis $P_L \leq 6 \text{ kW}$ eine Schweißgeschwindigkeit, mit der die Überlappverbindung mit hoher Nahtqualität verschweißt werden kann. Die bei jeder Laserstrahlleistung und senkrechtem Strahleinfall ermittelten Schweißgeschwindigkeiten dienten als Eingangsgrößen für die Untersuchung des Einflusses der Strahlanstellung auf die Schweißnahtqualität.

Hierbei wurde zuerst die Veränderung der Bestrahlungsfläche auf der Werkstückoberfläche bei unterschiedlichen Einfallswinkeln theoretisch berechnet. Im Anschluss wurde der Einfluss lateraler und longitudinaler Strahlanstellungen auf die Dampfkapillarneigung und die Nahtgeometrie experimentell und theoretisch untersucht. Die Analyse mittels Querschliffen bei lateralen Strahlanstellungen und mittels seitlicher HG-Kameraaufnahmen über ein Beobachtungsglas bei longitudinalen Strahlanstellungen bewiesen, dass die Dampfkapillarneigung in erster Näherung der Strahlanstellung folgt. Lediglich bei longitudinalen Strahlanstellungen wird die Dampfkapillarneigung durch zusätzliche Effekte wie z.B. die Schmelzbaddynamik beeinflusst, so dass ein Differenzwinkel zwischen Strahlanstellung und Dampfkapillarneigung entsteht. Die absolute Größe des Differenzwinkels ist abhängig vom Anstellwinkel der Laserstrahlung sowie von der Laserstrahlleistung bzw. der Schweißgeschwindigkeit. Basierend auf der Modellvorstellung von FABBRO ET AL. (2000B) wurde ein analytisches Beschreibungsmodell entwickelt, womit der Differenzwinkel, die Dampfkapillarneigung und letztendlich die Nahttiefe bei unterschiedlichen Strahlanstellungen berechnet und vorhergesagt werden können. Anhand des Vergleichs der experimentellen Werte aus den metallografischen Vermessungen der Nahttiefen mit den seitlichen Kamerabildern konnte die Analysemethode der seitlichen HG-Kameraaufnahmen verifiziert und qualifiziert werden.

Zusammen mit weiteren experimentellen Untersuchungen wurde ein empirisches Prozessmodell zum RLS aufgebaut. Dieses dient als Eingangsgröße für eine versatzzeitoptimierte Offline-Bahnplanung zur Bewegungsführung von Handhabungssystemen und liefert einen Beitrag zum Prozessverständnis beim RLS.

Abschließend wurde in einem Anwendungsbeispiel die Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse im Hinblick auf die realisierbaren Anstellwinkel, die Schweißgeschwindigkeit und die Fokuslagentoleranz auf ein automobiles Karosseriebauteil mit einer beschichteten Überlappverbindung aufgezeigt. Die ermittelten Prozessparameter und das Prozessfenster zur Strahlanstellung und zur Fokuslagentoleranz dienten hierbei als Eingangsgrößen für die Roboterbahnplanung und Roboterbahnoptimierung. Beim untersuchten Karosseriebauteil konnte, abhängig von der verwendeten Laserstrahlleistung, die Taktzeit um Werte zwischen 76 % und 80 % im direkten Vergleich zum Widerstands-Punktschweißen reduziert werden. Der Fertigungskostenvergleich ergab eine von der zu produzierenden Bauteilanzahl abhängige Investitionsentscheidung. Die Investition in eine RLS-Anlage ist unter den angenommenen Randbedingungen bereits ab einer Bauteilanzahl von mehr als 33 Bauteilen pro Stunde wirtschaftlich rentabel.

Zusammenfassend lässt sich festhalten, dass die innerhalb dieser Arbeit ermittelten Prozessgrenzen und Prozessfenster einen wesentlichen Beitrag zum Prozessverständnis und zur Technologiebeherrschung des RLS leisten. Somit können die Prozess- und Einsatzgrenzen des RLS erweitert und die Prozessqualität gesteigert werden.

Gleichzeitig wurde jedoch deutlich, dass weiterer Handlungsbedarf besteht. Insbesondere das RLS von Mischverbindungen und die Nutzung höherer Laserstrahlleistungen im Dünoblechbereich unter den gegebenen Qualitätsanforderungen sind derzeit wirtschaftlich nicht umsetzbar. Grundsätzlich fehlen hierzu die notwendigen Grundlagenuntersuchungen und die Lösungsansätze wie z.B. angepasste Laserstrahlgeometrien oder qualitätssteigernde Bearbeitungsstrategien zur gewinnbringenden Nutzung der brillanten Laserstrahlung. Zusätzlich werden geeignete Prozesssensoren zur Qualitätssicherung sowie neue und kostengünstige Anlagen-Sicherheitstechnik zur weiteren Reduzierung der Investitionskosten von RLS-Anlagen benötigt. Die Umsetzung des RLS in den Geometriestationen der Rohkarosserie im Automobilbau wäre zukunftsweisend und ressourcenschonend, erfordert allerdings neue Konstruktions- und wirtschaftlich realisierbare Spanntechnikkonzepte.

Darüber hinaus bieten die vorgestellten Prozessergebnisse die Voraussetzung, Grundlage für weitere wissenschaftliche Arbeiten zu sein. Die Integration und Berücksichtigung der Dampfkapillarneigung und des Differenzwinkels in Prozesssimulationen zum RLS könnte die Qualität der Berechnungsergebnisse steigern und zum weiteren Prozessverständnis beitragen.

8 Literaturverzeichnis

AALDERINK ET AL. 2007

Aalderink, B.; Lange, D.; Aarts, R.; Meijer, J.: Keyhole shapes during laser welding of thin metal sheets. *Journal of physics D: Applied physics* 40 (2007) 17, S. 5388-5393.

ABELE 2010

Abele, E.: Herausforderungen für die Produktionsforschung. In: Ruprecht, R. (Hrsg.): 10. Karlsruher Arbeitsgespräche Produktionsforschung 2010. Karlsruhe, 09.-10.03.2010, S. 223-241. ISBN: 1869-9006.

ABT ET AL. 2009

Abt, F.; Nicolosi, L.; Blug, A.; Dausinger, F.; Tezlaff, R.; Höfler, H.: CNN-Cameras for Closed Loop Control of Laser Welding – Experimental Results and Prospects. In: Ostendorf, A. et al. (Hrsg.): *Lasers in Manufacturing (LIM)*. München, 15.-18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag 2009, S. 345-350. ISBN: 978-3-00-027994-2.

ADEN ET AL. 1992

Aden, M.; Beyer, E.; Herziger, G.; Kunze, H.: Laser-induced vaporization of a metal surface. *Journal of physics D: Applied physics* 25 (1992) 1, S. 57-65.

ALUNOVIC ET AL. 1996

Alunovic, M.; Kreuz, E. W.: *Abschirmungen an Laserarbeitsplätzen*. Bremerhaven: Wirtschaftsverlag NW Verlag für Neue Wissenschaften 1996. ISBN: 3-8942-9790-5.

ARATA ET AL. 1987

Arata, Y.; Tomie, M.; Abe, N.; Yao, X.: Observaton of molten metal flow during EB welding. *Transactions of JWRI* 16 (1987) 1, S. 13-16.

ARGES GMBH 2010

Arges GmbH: Remote welding elephant: Data sheet. <<http://www.arges.de>> - 17.07.2011.

BECK 1996

Beck, M.: *Modellierung des Lasertiefschweißens*. Diss. Universität Stuttgart. Stuttgart: B.G. 1996. ISBN: 3-519-06218-6.

BECK ET AL. 2007

Beck, M.; Becker, W.: *Grundlagenuntersuchungen zum Laserstrahlschweißen mit Scheibenlasern höchster Brillanz*. Verbundprojekt: Scheibenlaser höchster Brillanz. Daimler AG. Stuttgart: 2007. (Förderkennzeichen: 13N8381).

BECKER ET AL. 2008

Becker, W.; Beck, M.; Stahs, T.: Robot-Guided Remote Laser Welding: Process and Control. In: Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) (Hrsg.): *Stuttgarter Lasertage '08 (SLT 08)*. Stuttgart, 04.-06.03.2008.

BECKER ET AL. 2004

Becker, W.; Beck, M.; Bernhardt, R.: Potential of Robot-Guided Remote Laser Welding. In: Geiger, M. (Hrsg.): Laser assisted net shape engineering 4 (LANE). München, 21.-25.09.2004. Bamberg: Meisenbach 2004, S. 201-210. ISBN: 3-8752-5202-0.

BELFORTE 2006

Belforte, D.: Laser Factbook.

<http://www.de.trumpf.com/index.php?eID=tx_nawsecuredl&u=0&file=fileadmin/DAM/Applikationen/Kundenpublikationen/LaserCommunity/2006/Laser_Factbook_de.pdf&t=1311003437&hash=b3c3a3f9b21344e4849fd1ea21a69b44> - 01.12.2010.

BERGER ET AL. 1993

Berger, P.; Griebisch, J.; Beck, M.; Hügel, H.: Modellmäßige und experimentelle Erfassung von fluid- und gasdynamischen Prozessen beim gepulsten Lasertiefschweißen. In: Geiger, M. et al. (Hrsg.): Strahl-Stoff-Wechselwirkung bei der Lasermaterialbearbeitung (Ergebnisse des Schwerpunktprogramms der Deutschen Forschungsgemeinschaft 1991 bis 1992). Bamberg: Meisenbach 1993, S. 15-20.

BERGMANN ET AL. 1993

Bergmann, L.; Schaefer, C.; Niedrig, H.; Eichler, H. J.: Lehrbuch der Experimentalphysik. (Optik 3). Berlin: W. de Gruyter 1993. ISBN: 3-1101-2973-6.

BERGMANN 2009A

Bergmann, U.: Vereint Schnelligkeit und Flexibilität: Das Remoteschweißen mit dem Laserstrahl (Teil 1). Der Praktiker 61 (2009) 5, S. 154-158.

BERGMANN 2009B

Bergmann, U.: Vereint Schnelligkeit und Flexibilität: Das Remoteschweißen mit dem Laserstrahl (Teil 2). Der Praktiker 61 (2009) 7, S. 234-241.

BERGMANN 2009C

Bergmann, U.: Laser Remote Schweißanlagen vereinen Schnelligkeit und Flexibilität. Euro Laser 09 (2009) 02, S. 51-54.

BERKMANN 1998

Berkmanns, J.: Steigerung der Prozessstabilität beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen mit Strahlleistungen bis 6 kW und Tragwerkverhalten der Verbindungen. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1998. ISBN: 3-8265-3323-2.

BESKE 1992

Beske, E. U.: Untersuchungen zum Schweißen mit kW Nd:YAG-Laserstrahlung. Diss. Laserzentrum Hannover (LZH). Düsseldorf: VDI-Verlag 1992. ISBN: 3-1814-5702-7.

BEYER 1985

Beyer, E.: Einfluss des laserinduzierten Plasmas beim Schweißen mit CO₂-

Lasern. Diss. Technische Hochschule Darmstadt. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik 1985. ISBN: 3-87155-861-3.

BEYER 1995

Beyer, E.: Grundlagen des Laserstrahlschweißens. Habilitationsschrift. RWTH Aachen. Aachen: 1995.

BGV B2

BGV B2: Unfallverhütungsvorschrift "Laserstrahlung". Köln: 2007.

BRAUN ET AL. 2011

Braun, G.; Schmitz, C.; Hein, G.: Deutsche Laserindustrie.

<http://www.vdma.org/wps/wcm/connect/72a55a0046f622e6954edd4e47be3951/ps_pk+m%C3%BCnchen+ohne+regie_KopfuFusszeile_2011-05-24.doc?MOD=AJPERES&CACHEID=72a55a0046f622e6954edd4e47be3951> - 17.07.2011.

BRAUNREUTHER ET AL. 2009

Braunreuther, S.; Huber, S.; Oefele, F.; Trautmann, A.; Zaeh, M.: Systematic development of safe high performance laser applications - knowing the limits of conventional systems. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 28th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Orlando, 02.-05.11.2009.

BRECHER ET AL. 2010

Brecher, C.; Schapp, L.: Produktionstechnik im nächsten Jahrzehnt - innovativ und integrativ. In: Ruprecht, R. (Hrsg.): 10. Karlsruher Arbeitsgespräche Produktionsforschung 2010. Karlsruhe, 09.-10.03.2010, S. 271-285. ISBN: 1869-9006.

BREITSCHWERDT 2001

Breitschwerdt, S.: Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen. Diss. Universität Stuttgart. München: Herbert Utz 2001.

BROCKMANN 2009A

Brockmann, R.: The new generation of disc lasers: TruDisc (4C). In: Automotive Circle International (Hrsg.): European Automotive Laser Application (EALA) 2009. Bad Nauheim, 03.-04.02.2009. Hannover: Vincentz Network GmbH & Co. KG 2009.

BROCKMANN 2009B

Brockmann, R.: Vom Automobilbau bis hin zum Schiffsbau - Laseranwendungen mit dem Festkörperlaser. In: Laser + Blech (Hrsg.): Lasereinsatz in der Blechbearbeitung. Dortmund: Carl Hanser 2009.

BUDZINSKI 2002

Budzinski, C.: Hochleistungsscheibenlaser hoher Brillanz. Laser Magazin 3 (2002) 3.

DAHMEN ET AL. 1996

Dahmen, M.; Fürst, B.; Kaierle, S.; Kreutz, E.; Poprawe, R.; Turichin, G.:

Model-based planning and control - laser beam welding with CALAS. In: SPIE (Hrsg.): XI. International Symposium on Gas Flow and Chemical Lasers and High-Power Lasers Conference. Edinburgh, 25.-30-08.1996, S. 619-622.

DANZER ET AL. 2006

Danzer, W.; Beyer, E.; Brenner, B.; Göbel, G.: Influence of plasma and shielding gas on welding processes. In: Fraunhofer-Institut für Werkstoff- und Strahltechnik (IWS) (Hrsg.): 2. Internationaler Workshop Faserlaser. Dresden, 05.-06.07.2006.

DAUSINGER 1995

Dausinger, F.: Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozeßeffektivität. Habilitationsschrift. Universität Stuttgart. Stuttgart: B.G. Teubner 1995. ISBN: 3-5190-6217-8. (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW).

DAUSINGER ET AL. 2006

Dausinger, F.; Weberpals, J.: Nutzen und Grenzen starker Fokussierung für die Steigerung der Schweißtiefe. In: Vollertsen, F. (Hrsg.): Laserstrahlfügen. Bremen: BIAS-Verlag 2006, S. 39-49. ISBN: 3-9337-6218-9.

DEBSCHÜTZ ET AL. 2005

Debschütz, K.; Becker, W.: Potenziale des robotergeführten Remote-Laserstrahlschweißens. In: Automotive Circle International (Hrsg.): European Automotive Laser Application (EALA) 2005. Bad Nauheim, 02.-03.02.2005. Hannover: Vincentz Network GmbH & Co. KG 2005.

DEININGER 2006

Deininger, C.: Prozessüberwachung in der Lasermaterialbearbeitung. Laser Technik Journal 3 (2006) 4, S. 29-32.

DIN EN ISO 13919-1

DIN EN ISO 13919-1: Schweißen - Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen; Leitfaden für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten - Teil 1: Stahl. Berlin: Beuth 1996.

DIN EN 10002-1

DIN EN 10002-1: Blatt 1: Metallische Werkstoffe - Zugversuch; Teil 1: Prüfverfahren bei Raumtemperatur. Berlin: Beuth 01.12.2001.

DIN 8593-6

DIN 8593-6: Fertigungsverfahren Fügen - Teil 6: Fügen durch Schweißen; Einarbeitung, Unterteilung, Begriffe. Berlin: Beuth 2003.

DIN EN ISO 11145

DIN EN ISO 11145: Optik und Photonik – Laser und Laseranlagen – Begriffe und Formelzeichen. Berlin: Beuth 2006.

DIN EN 60825-1

DIN EN 60825-1: Sicherheit von Lasereinrichtungen; Teil 1: Klassifizierung von Anlagen, Anforderungen und Benutzerrichtlinien. Berlin: Beuth 2007.

DIN EN 60825-4

DIN EN 60825-4: Sicherheit von Lasereinrichtungen; Teil 4: Sicherheit von Lasereinrichtungen. Berlin: Beuth 2009.

DIN 32532

DIN 32532: Schweißen - Laserstrahlverfahren zur Materialbearbeitung - Begriffe für Prozesse und Geräte. Berlin: Beuth 2009.

DIN 6300

DIN 6300: Vorrichtungen für die Fixierung der Lage von Werkstücken während formändernder Fertigungsverfahren - Benennungen und deren Abkürzungen. Berlin: Beuth 2009.

DREYER ET AL. 1993

Dreyer, H.; Malig, H. J.: Statistische Versuchsmethodik. Birkenau: Gesellschaft für Datenverarbeitung und Systemtechnik mbH 1993.

DUCHARMET ET AL. 1994

Ducharmet, R.; Williams, K.; Kapadiat, P.; Dowdens, J.; Steen, B.; Glowackit, M.: The laser welding of thin metal sheets: An integrated keyhole and weld pool 1 model with supporting experiments. Journal of physics D: Applied physics 27 (1994) 8, S. 1619-1627.

EICHLER ET AL. 1998

Eichler, J.; Eichler, H. J.: Laser : Bauformen, Strahlführung, Anwendungen. Berlin: Springer 1998. ISBN: 3-5406-3916-0.

EIREINER 2006

Eireiner, D.: Prozessmodelle zur statistischen Auslegung von Anlagen für das Friction Stir Welding. Diss. TU München. München: Herbert UTZ 2006. ISBN: 3-8316-0650-1.

FABBRO 2002

Fabbro, R.: Basic Processes in Deep Penetration Laser Welding. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALAO - 20th International Congress on applications of lasers and electro-optics. Scottsdale, 20.-23.10.2002.

FABBRO ET AL. 2000A

Fabbro, R.; Chouf, K.: Keyhole modeling during laser welding. Journal of applied Physics 87 (2000) 9, S. 4075-4083.

FABBRO ET AL. 2000B

Fabbro, R.; Chouf, K.: Dynamical description of the keyhole in deep penetration laser welding. Journal of laser applications 12 (2000) 4, S. 142-148.

FABBRO ET AL. 2004A

Fabbro, R.; Coste, F.; Goebels, D.; Kielwasser, M.: Study of cw Nd:YAG laser welding of ZN-coated steel sheets. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALAO - 23th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). San Francisco, 23.-27.09.2004.

FABBRO ET AL. 2004B

Fabbro, R.; Hamadou, M.; Coste, F.: Metallic vapour ejection effect on melt pool dynamics in deep penetration laser welding. *Journal of laser applications* 16 (2004) 1, S. 16-19.

FABBRO ET AL. 2005

Fabbro, R.; Slimani, S.; Coste, F.; Briand, F.: Study of keyhole behaviour for full penetration Nd:YAG-CW laser welding. *Journal of physics D: Applied physics* 38 (2005) 12, S. 1-7.

FABBRO ET AL. 2006A

Fabbro, R.; Slimani, S.; Coste, F.; Briand, F.; Dlubak, B.; Loisel, G.: Analysis of basic processes inside the keyhole during deep penetration Nd:YAG laser welding. In: *Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 25th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference)*. Scottsdale, 30.10.-02.11.2006, S. 1-7.

FABBRO ET AL. 2006B

Fabbro, R.; Slimani, S.; Doudet, I.; Coste, F.; Briand, F.: Experimental study of the dynamical coupling between the induced vapour plume and the melt pool for Nd:YAG-CW laser welding. *Journal of physics D: Applied physics* 39 (2006) 2, S. 394-400.

FORREST ET AL. 2006

Forrest, M.; Reed, D.; Kizyma, A.; Alder, H.: Business Case for Laser Welding in Body Shops - Challenges and Opportunities. In: *Global Automotive Management Council (Hrsg.): International Automotive Body Congress*. Michigan 2006.

FREEMAN 1964

Freeman, W.: Developer of the Laser Calls It "A Solution Seeking a Problem". *The New York Times* 1964 (1964), S. 69.

FUNK 1994

Funk, M.: Absorption von CO₂-Laserstrahlung beim Laserstrahlschweißen von Grobblech. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1994. ISBN: 3-8265-0390-2.

GAPONTSEV ET AL. 2002

Gapontsev, V.; Krupke, W.: Fiber Lasers grow in power. *Laser Focus World* 38 (2002) 8, S. 83-87.

GÄRTNER ET AL. 2009A

Gärtner, P.; Weber, R.: Spatter formation and keyhole observation with high speed cameras - better understanding of the keyhole formation. In: *Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 28th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference)*. Orlando, 20.-23.10.2009, S. 339-342.

GÄRTNER ET AL. 2009B

Gärtner, P.; Weber, R.: Spatter formation and keyhole observation with high-

speed cameras. In: Ostendorf, A. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM). München, 15.-18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2009. ISBN: 978-3-00-027994-2.

GEIGER ET AL. 2009

Geiger, M.; Leitz, K.; Koch, H.; Otto, A.: A 3D transient model of keyhole and melt pool dynamics in laser beam welding applied to the joining of zinc coated sheets. *Production Engineering* 3 (2009) 2, S. 127-136.

GHANDEHARI 2001

Ghandehari, A.: Auswirkungen verschiedener Strahlschweißverfahren auf die mechanisch-technologischen Eigenschaften moderner Karosseriestähle. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 2001.

GIESEN ET AL. 2003

Giesen, A.; Jonuscheit, J.; Knoke, S.; Ludewigt, K.: Der Scheibenlaser – Stand und Ausblick. In: Hügel, H. et al. (Hrsg.): Stuttgarter Lasertage SLT '03 (Standortbestimmung der Lasertechnologie in der industriellen Materialbearbeitung). Stuttgart, 25.-26.07.2003, S. 45-48. ISBN: 3-0001-2208-7.

GÖBEL ET AL. 2000

Göbel, G.; Havrilla, D.; Wetzig, A.; Beyer, E.: Laser welding with long focal length optics. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 19th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Dearborn 2000, S. 28-37.

GOUFFÉ 1945

Gouffé, A.: Correction d'ouverture des corps-noirs artificiels compte tenu des diffusions multiples internes. *Revue d'Optique* 24 (1945) 1, S. 1-3.

GRESES ET AL. 2001

Greses, J.; Hilton, P. A.; Barlow, C. Y.; Steen, W. M.: Spectroscopic Studies of Plume/Plasma in Different Gas Environments. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 20th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Orlando, 15.-18.10.2001.

GRESES ET AL. 2004

Greses, J.; Hilton, P. A.; Barlow, C. Y.; Steen, W. M.: Plume attenuation under high power Nd:Yttrium-Aluminium-Garnet laser welding. *Journal of laser applications* 16 (2004) 1, S. 9-15.

GRUPP ET AL. 2003

Grupp, M.; Seefeld, T.; Vollertsen, F.: Laser Beam Welding with Scanner. In: Poprawe, R. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2003. München, Stuttgart: AT-Fachverlag 2003, S. 375-379. ISBN: 3-0001-1673-7.

HACK 1998

Hack, R.: System- und verfahrenstechnischer Vergleich von Nd:YAG- und CO₂-Lasern im Leistungsbereich bis 5 kW. Diss. Universität Stuttgart. Stuttgart: B.G. Teubner 1998. ISBN: 3-5190-6237-2.

HAEPP ET AL. 2006

Haepf, H.; Hopf, B.: Anforderungen an ein zukünftiges Qualitätssicherungssystem beim Laserschweißen mit dem Remote-Welding-Verfahren. Laser Magazin 1 (2006) 4, S. 11-14.

HAMMANN ET AL. 2010

Hammann; G.: Werkzeugmaschinen der Zukunft - Sicht eines Herstellers. In: Ruprecht, R. (Hrsg.): 10. Karlsruher Arbeitsgespräche Produktionsforschung 2010. Karlsruhe, 09.-10.03.2010, S. 293-300. ISBN: 1869-9006.

HAMMER ET AL. 2006

Hammer, T.; Brockmann, R.: Scannerschweißen mit dem Scheibenlaser. Auf dem Weg zur Serienanwendung bei VW. Laser Technik Journal 3 (2006) 3, S. 36-38.

HAMMER ET AL. 2008

Hammer, T.; Mischke, M.: Remote Laser Welding at Volkswagen. In: Fuchsbaier, B. (Hrsg.): 2nd International Conference on Steels in Cars and Trucks (SCT 2008) (Future trends in steel development, processing technologies and applications). Düsseldorf: Verlag Stahleisen GmbH 2008. ISBN: 3-5140-0755-1.

HANSEN ET AL. 1994

Hansen, D.; Duley, W.: Attenuation of laser radiation by particles during laser materials processing. Journal of laser applications 6 (1994) 3, S. 137-143.

HEBERER 2009

Heberer, E.: Laser on time as safety or only part of safety? In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): International Laser Safety Conference (ILSC). Orlando 2009.

HEIN 2011

Hein, G.: Pressegespräch Arbeitsgemeinschaft Laser- und Lasersysteme für die Materialbearbeitung im VDMA – Branchenentwicklung 2010.
<http://www.vdma.org/wps/wcm/connect/72a55a0046f622e69550dd4e47be3951/prae_PK+Branchenentwicklung+2010.pdf?MOD=AJPERES&CACHEID=72a55a0046f622e69550dd4e47be3951> - 17.07.2011.

HENDERSON ET AL. 2004

Henderson, R.; Schulmeister, K.: Laser Safety. London: Institute of Physics Publishing 2004. ISBN: 0-7503-0859-1.

HERZIGER 1993

Herziger, G.: Werkstoffbearbeitung mit Laserstrahlung. Grundlagen, Systeme, Verfahren. München: Hanser 1993. ISBN: 3-4461-5915-0.

HORNIG ET AL. 2002

Hornig; H.: Mit dem Laser sauber gefügt bei der BMW Group. Blech in Form 1 (2002) 3, S. 34-37.

HÜGEL ET AL. 2009

Hügel, H.; Graf, T.: Laser in der Fertigung. 2. neu bearbeitete Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner 2009. ISBN: 978-3-8351-0005-3.

IPG LASER GMBH 2010

IPG Laser GmbH: Materialbearbeitung.

<http://german.ipgphotonics.com/apps_materials.htm> - 02.11.2010.

JIN ET AL. 2006

Jin, X.; Berger, P.; Graf, T.: Multiple reflections and Fresnel absorption in an actual 3D keyhole during deep penetration laser welding. Journal of physics D: Applied physics 39 (2006) 21, S. 4703-4712.

KAIERLE 2009

Kaierle, S.: Cost-effective production through quality assurance. In: Automotive Circle International (Hrsg.): European Automotive Laser Application (EALA) 2009. Bad Nauheim, 03.-04.022009. Hannover: Vincentz Network GmbH & Co. KG 2009.

KAPLAN 1994

Kaplan, A.: A model of deep penetration laser welding based on calculation of the keyhole profile. Journal of physics D: Applied physics 27 (1994) 9, S. 1805-1814.

KATAYAMA ET AL. 2009

Katayama, S.; Oiwa, S.; Matsumoto, N.; Mizutani, M.; Kawahito, Y.: Fundamentals of fiber laser remote welding and deep penetration welding. In: Ostendorf, A. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2009. München, 15.-18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2009, S. 829-835. ISBN: 978-3-00-027994-2.

KAWAHITO ET AL. 2009

Kawahito, Y.; Kinoshita, K.; Matsumoto, N.; Katayama, S.: Visualization of refraction and attenuation of near-infrared laser beam due to laser-induced plume. Journal of laser applications 21 (2009) 2, S. 96-101.

KERN 1999

Kern, M.: Gas- und magnetfluiddynamische Maßnahmen zur Beeinflussung der Nahtqualität beim Laserstrahlschweißen. Diss. Universität Stuttgart. Stuttgart: B.G.Teubner 1999. ISBN: 3-5190-6247-X.

KIELWASSER 2009

Kielwasser, M.: First production experience acquired with laser scanner welding at PSA Peugeot Citroen. In: Automotive Circle International (Hrsg.): European Automotive Laser Application (EALA) 2009. Bad Nauheim, 03.-04.022009. Hannover: Vincentz Network GmbH & Co. KG 2009.

KIRCHHOFF ET AL. 2007

Kirchhoff, E.; Emmelmann, C.: Design of a solid state laser remote system of high economic efficiency and of high flexibility for multiple applications. In: Vollertsen, F. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2007. München,

18.-22.06.2007. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2007, S. 437-443. ISBN: 978-3-00-021449-3.

KLEIN 1997

Klein, T.: Freie und erzwungene Dynamik der Dampfkapillare beim Laserstrahlschweißen von Metallen. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1997. ISBN: 3-8265-2060-2.

KLING 2004

Kling, R.: Prozesssicheres Remote Schweißen für flexible Fertigungskonzepte (Profi) - Abschlussbericht. Garbsen: PZH Produktionstechnisches Zentrum GmbH 2004. ISBN: 3-9368-8861-2.

KLOTZBACH ET AL. 2006

Klotzbach, A.; Pfohl, P.: Remote Processing with fiber lasers. In: Fraunhofer-Institut für Werkstoff- und Strahltechnik (IWS) (Hrsg.): 2. Internationaler Workshop Faserlaser. Dresden, 05.-06.07.2006.

KOERBER 1996

Koerber, C.: Simultanschweißen. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1996. ISBN: 3-8265-1781-4.

KOGEL-HOLLACHER ET AL. 2009

Kogel-Hollacher, M.; Mueller-Borhanian, J.; Staudenmaier, C.; Schuermann, B.; Trees, B.: Solutions for lasers with high brightness - a deeper look into processing heads for welding and cutting. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 28th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Orlando, 02.-05.11.2009, S. 146-150.

KRAHN ET AL. 2007

Krahn, H.; Eh, D.; Lauterbach, T.: 1000 Konstruktionsbeispiele für die Praxis. 2. erweiterte Aufl. München: Carl Hanser 2007. ISBN: 3-4464-1191-7.

KROOS 1993

Kroos, J.: Stabilität und Dynamik der Dampfkapillare beim Laserstrahlschweißen von Metallen. Diss. TU Braunschweig. Braunschweig: Dissertationsdruck Darmstadt 1993.

KROOS ET AL. 1993A

Kroos, J.; Gratzke, U.; Simon, G.: Towards a self-consistent model of the keyhole in penetration laser beam welding. Journal of physics D: Applied physics 26 (1993) 3, S. 474-480.

KROOS ET AL. 1993B

Kroos, J.; Gratzke, U.; Vicanek, M.; Simon, G.: Dynamic behaviour of the keyhole in laser welding. Journal of physics D: Applied physics 26 (1993) 3, S. 481-486.

KROTH 2008

Kroth, E.: Robot Supported Laser System Technology. Laser Technik Journal 1 (2008) 3, S. 33-36.

KUEHN ET AL. 2008

Kuehn, S.; Hannweber, J.; Brenner, B.; Beyer, E.: A novel active laser safety shield. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 27th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Temecula, 20.-23.10.2008, S. 113-116. ISBN: 978-0-912035-12-3.

KÜHLKE 2007

Kühlke, D.: Optik: Grundlagen und Anwendungen Grundlagen. Frankfurt: Wissenschaftlicher Verlag Harri Deutsch GmbH 2007. ISBN: 978-3-8171-1741-3.

LASERLINE GMBH 2010

Laserline GmbH: Diodenlaser – Produktüberblick.

<http://www.laserline.de/diodenlaser/diodenlaser_fuer_materialbearbeitung.html> - 03.11.2010.

LEHNER 2001

Lehner, C.: Beschreibung des Nd:YAG-Laserstrahl-Schweißprozesses von Magnesiumdruckguss. Diss. TU München. München: Herbert UTZ 2001. ISBN: 3-8316-0004-X.

LEIBINGER ET AL. 2010

Leibinger, P.; Tünnermann, A.: Agenda Photonik. Programmausschuss für das BMBF-Förderprogramm Optische Technologien (Hrsg.). Düsseldorf: 2010.

<http://optischetechnologien.de/fileadmin/MEDIENDATENBANK/Dokumente/Downloadcenter/Agenda_Photonik2020_11-2010.pdf> - 30.11.2010.

LIEB 2008

Lieb, T.: Manufacturing Engineering: Practical Laser Safety for Industrial Robots and High Powered Lasers. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 27th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Temecula, 20.-23.10.2008, S. 104-112. ISBN: 978-0-912035-12-3.

LINGER 2009

Linger, M.: Remote-Bearbeitung von Blechbauteilen. In: Laser + Blech (Hrsg.): Lasereinsatz in der Blechbearbeitung. Dortmund: Carl Hanser 2009.

LÖFFLER ET AL. 2009

Löffler, K.; Brockmann, R.: Remote cutting applications with high brightness solid state lasers. In: Fraunhofer - Institut für Werkstoff- und Strahltechnik IWS (Hrsg.): 5th International Workshop on Fiber Lasers. Dresden, 30.09.-01.10.2009. ISBN: 978-3-8396-0062-7.

LÜTKE ET AL. 2009

Lütke, M.; Himmer, T.; Wetzig, A.; Beyer, E.: Opportunities to enlarge the

- application area of remote-cutting. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 28th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Orlando, 02.-05.11.2009, S. 311-318.
- MAIMAN 1960**
Maiman, T. H.: Stimulated optical radiation in ruby. *Nature* 187 (1960) 4736, S. 493-494.
- MÄRTEN ET AL. 2008**
Märten, O.; Kamer, R.; Schwede, H.; Wolf, S.; Brandl, V.: Fokusanalyse. *Laser+Photonik* 1 (2008) 2, S. 48-51.
- MARTIENSSEN 2008**
Martienssen, W. (Hrsg.): *Landolt-Börnstein*. Berlin [u.a.]: Springer-Verlag 2008. ISBN: 3-540-00105-0. (Laser Physics and Applications Subvolume C: Laser Applications).
- MATSUNAWA ET AL. 1998**
Matsunawa, A.; Kim, Y.; Seto, N.; Mizutani, M.; Katayama, S.: Dynamics of keyhole and molten pool in laser welding. *Journal of laser applications* 10 (1998) 6, S. 247-254.
- MATSUNAWA ET AL. 2003**
Matsunawa, A.; Mizutani, M.; Katayama, S.; Seto, N.: Porosity formation mechanism and its prevention in laser welding. *Welding International* 17 (2003) 6, S. 431-437.
- MATSUNAWA ET AL. 1997**
Matsunawa, A.; Semak, V.: The simulation of front keyhole wall dynamics during laser welding. *Journal of physics D: Applied physics* 30 (1997) 5, S. 798-809.
- MAYER 2010**
Mayer, A.: *Markt Lasermaterialbearbeitung - Talsohle durchschritten. Kräftiges Wachstum nach historischem Einbruch*. Schweiz: Optech Consulting 2010.
- MCKINSEY & COMPANY 2006**
McKinsey & Company: *Tomorrow's Automotive Production - Automotive & Assembly Sector*. McKinsey & Company (Hrsg.). Düsseldorf: 2006.
- MEIßNER ET AL. 2009**
Meißner, N.; Wollnack, J.; Emmelmann, C.: Sensor guidance of robot based Laser Remote Systems for implementing the innovative Welding-on-the-fly Technology. In: Ostendorf, A. et al. (Hrsg.): *Lasers in Manufacturing (LIM) 2009*. München, 15.-18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2009, S. 333-338. ISBN: 978-3-00-027994-2.
- MESCHEDE 2008**
Meschede, D.: *Optik, Licht und Laser*. 3. neu bearbeitete Aufl. Wiesbaden: Vieweg + Teubner 2008. ISBN: 978-3-8351-0143-2.

MICHALOWSKI ET AL. 2007

Michalowski, A.; Heß, A.; Ruß, A.; Dausinger, F.: Plume attenuation under high power Yb:YAG laser material processing. In: Vollertsen, F. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2007. München, 18.-22.06.2007. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2007, S. 357-361. ISBN: 978-3-00-021449-3.

MICHEL 2003

Michel, J.: Approximatives Modell für das Tiefschweißen mit Laserstrahlung. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 2003. ISBN: 3-8322-2407-6.

MIYAMOTO ET AL. 1986

Miyamoto, I.; Maruo, H.; Arata, Y.: Beam Absorption Mechanism in Laser Welding. In: SPIE (Hrsg.): Laser Processing: Fundamental, Applications and Systems Engineering. Quebec 1986, S. 11-18.

MIYAMOTO ET AL. 1990

Miyamoto, I.; Nanba, H.; Maruo, H.: Analysis of thermally induced optical distortion in lens during focusing high-power CO₂ laser beam. In: SPIE (Hrsg.): CO₂ lasers and applications II. Bellingham, Wash.: SPIE 1990, S. 420-429. ISBN: 0819403237.

MUELLER-BORHANIAN 2008

Mueller-Borhanian, J.: Kamerabasierte In-Prozessüberwachung beim Laserstrahlschweißen. Diss. Universität Stuttgart. München: Herbert UTZ 2008. ISBN: 3-8316-0890-3.

MUNZERT 2009

Munzert, U.: Bahnplanungsalgorithmen für das robotergestützte Remote-Laserstrahlschweißen. Diss. TU München. München: Herbert UTZ 2009. ISBN: 978-3-8316-0948-2.

NEITZEL 1989

Neitzel, R.: Entwicklung wissensbasierter Systeme für die Vorrichtungskonstruktion. Diss. RWTH Aachen. Wiesbaden: Vieweg 1989. ISBN: 3-5280-6384-X.

NONHOF 1988

Nonhof, C. J.: Material processing with Nd-lasers. Ayr: Electrochemical Publ. 1988. ISBN: 0-9011-5023-1.

OEFELE ET AL. 2008

Oefele, F.; Musiol, J.; Zaeh, M.: Influence of remote laser welding parameters for an 8 kW fibre laser on the seam quality of steels. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALAO - 27th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Temecula, 20.-23.10.2008, S. 399-405. ISBN: 978-0-912035-12-3.

PASCHOTTA 2008

Paschotta, R.: Encyclopedia of laser physics and technology. Weinheim; Chichester: Wiley-VCH 2008. ISBN: 3-5274-0828-2.

PAURA 2005

Paura, R.: Laser Solutions 2005. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 24th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Miami, 21.-24.09.2005. ISBN: 0-9120-3582-X.

PFEIFER ET AL. 2006

Pfeifer, T.; Schmitt, R.: Autonome Produktionszellen - Komplexe Produktionsprozesse flexibel automatisieren. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2006. ISBN: 3-5402-9214-4.

PLETEIT 2001

Pleteit, H.: Analyse und Modellierung der Keyhole-Dynamik beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen. Diss. Universität Bremen. Bremen: Electronic Library 2001.

POPRAWA ET AL. 2005

Poprawe; R.: Lasertechnik für die Fertigung. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag 2005. ISBN: 3-5402-1406-2.

PRIMES GMBH 2010

PRIMES GmbH: Produkte – Micro Spot Monitor.
<http://www.primes.de/index.php?lang=de&site=produkte_detail&subnav=anwendungen&c_id=&p_id=11> - 15.11.2010.

PROKHOROV ET AL. 1990

Prokhorov, A.; Konov, V.; Ursu, I.; Mihailescu, I.: Laser heating of metals. Bristol: Adam Hilger 1990. ISBN: 0-7503-0040.

RAYLASE AG 2010

Raylase AG: Superscan: Data sheet. <<http://www.raylase.com>> - 04.06.2010.

RIESBECK 2005

Riesbeck, T.: Hochleistungs-Laser-Verstärker-Systeme mit Glasfasern als phasenkonjugierenden Spiegeln. Diss. TU Berlin. Berlin: 2005.

REICHELT ET AL. 2007

Reichelt, V.; Kirchhof, J.; Schuster, K.; Bartelt, H.: Von der strukturierten Faser zum Faserlaser. Optik & Photonik 2007 (2007) 3, S. 37-40.

RIPPL 2006

Rippl, P.: RoboScan - der Industrieroboter als 6-Achs-Scanner für das Laserstrahlschweißen in Remote-Technik: Anwendungsbeispiele für die Zoom-Optik und unterschiedliche feste Brennweiten. In: Vollertsen, F. (Hrsg.): Laserstrahlfügen. Bremen: BIAS-Verlag 2006, S. 93-101. ISBN: 3-9337-6218-9.

RIPPL 2009

Rippl, P.: Konstruktive Gestaltung der Fügezonengeometrie sowie darauf abgestimmte Systemtechnik zum Laserstrahlschweißen und -löten in der Fahrzeugfertigung. In: Laser + Blech (Hrsg.): Lasereinsatz in der Blechbearbeitung. Dortmund: Carl Hanser 2009.

ROFIN-SINAR LASER GMBH 2010

Rofin-Sinar Laser GmbH: Unsere Produkte.

<<http://www.rofin.de/de/produkte/>> - 03.11.2010.

RUF 2004

Ruf, A.: Modellierung des Perkussionsbohrens von Metallen mit kurz- und ultrakurzgepulsten Lasern . Diss. Universität Stuttgart. München: Herbert UTZ 2004. ISBN: 3-8316-0372-3.

RUß 2006

Ruß, A.: Schweißen mit dem Scheibenlaser - Potentiale der guten Fokussierbarkeit. Diss. Universität Stuttgart. München: Herbert UTZ 2006. ISBN: 3-8316-0580-7.

SALEH ET AL. 2008

Saleh, B.; Teich, M.: Grundlagen der Photonik. Weinheim: Wiley-VCH 2008. ISBN: 978-3-5274-0677-7.

SCANLAB AG

Scanlab AG: Hurryscan: Data sheet. <<http://www.scanlab.de>> - 04.06.2010.

SCHÄFER 2010

Schäfer, P.: Schneiden auf Abstand. ATZ-Produktion 3 (2010) 2, S. 24-28.

SCHEFFLER 1997

Scheffler, E.: Statistische Versuchsplanung und -auswertung. 3. Aufl. Stuttgart: Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie 1997. ISBN: 3-3420-0366-9.

SCHMIDT 1994

Schmidt, H.: Hochgeschwindigkeits-Schweißen von Feinstblechen mit CO₂-Laserstrahlung unter besonderer Berücksichtigung des Humping-Effektes. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Verlag Mainz 1994. ISBN: 3-9300-8544-5.

SCHULZ 1999

Schulz, W.: Die Dynamik des thermischen Abtrags mit Grenzschichtcharakter. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1999. ISBN: 3-8322-2054-2.

SEIDEL 1998

Seidel, B.: Plasmakontrolle für das Schweißen mit Laserstrahlung. Diss. RWTH Aachen. Aachen: Shaker 1998. ISBN: 3-8265-3324-0.

SEMAK ET AL. 1999

Semak, V.; Bragg, W.; Damkroger, B.; Kempka, S.: Transient model for the keyhole during laser welding. Journal of physics D: Applied physics 32 (1999) 15, S. 61-64.

SEMAK ET AL. 1997

Semak, V.; Matsunawa, A.: The role of recoil pressure in energy balance during material processing. Journal of physics D: Applied physics 30 (1997) 18, S. 2541-2552.

SKUPIN 2004

Skupin, J.: Nichtlinear dynamisches Modell zum Laserstrahlschweißen von

- Aluminiumlegierungen. Diss. Universität Bremen. Aachen: Shaker 2004. ISBN: 3-8322-2645-1.
- SOLANA ET AL. 1997
Solana, P.; Ocana, J.: A mathematical model for penetration laser welding as a free-boundary problem. Journal of physics D: Applied physics 30 (1997) 9, S. 1300-1313.
- SOVETCHENKO 2007
Sovetchenko, P.: Herstellung beschichteter Mehrblechverbindungen im Karosseriebau mit Hilfe der Hochleistungslasertechnik. Diss. Universität Magdeburg. Magdeburg: Shaker 2007. ISBN: 978-3-8322-6106-1.
- STEEN 2003
Steen, W. M.: Laser material processing. London; New York: Springer-Verlag 2003. ISBN: 0-3871-9670-6.
- STEWEN 2000
Stewen, C.: Scheibenlaser mit Kilowatt-Dauerstrichleistung. Diss. Universität Stuttgart. München: Herbert UTZ 2000. ISBN: 3-8967-5763-6.
- SUTTER 2002
Sutter, E.: Schutz vor optischer Strahlung. 2. Aufl. Berlin: VDE 2002. ISBN: 3-8007-2667-X.
- THIEME 2008
Thieme, J.: Strahlqualität - der Schlüssel zu neuen Anwendungen in der Lasermaterialbearbeitung. In: Hoffmann, H. et al. (Hrsg.): Münchener Kolloquium Tagungsband 2008. München: Herbert UTZ 2008. ISBN: 3-8316-0844-X.
- THOMY ET AL. 2004
Thomy, C.; Grupp, M.; Seefeld, T.; Vollertsen, F.: CO₂-Laser-Remoteschweißen. wt Werkstatttechnik online 94 (2004) 7/8, S. 373-378.
- TRAUTMANN 2009
Trautmann, A.: Bifocal Hybrid Laser Welding. Diss. TU München. München: Herbert UTZ 2009. ISBN: 978-3-8316-0876-8.
- TRUMPF GMBH + Co. KG 2010A
TRUMPF GmbH + Co. KG: Hochleistungs-CO₂-Laser. <<http://www.trumpf-laser.com/produkte/cosub2sub-laser.html>> - 03.11.2010.
- TRUMPF GMBH + Co. KG 2010B
TRUMPF GmbH + Co. KG: Festkörperlaser von TRUMPF. <<http://www.trumpf-laser.com/produkte/festkoerperlaser.html>> - 03.11.2010.
- TSOUKANTAS ET AL. 2008
Tsoukantas, G.; Chryssolouris, G.: Theoretical and experimental analysis of the remote welding process on thin, lap-joined AISI 304 sheets. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 35 (2008) 9-10, S. 880-894.

TSOUKANTAS ET AL. 2006

Tsoukantas, G.; Stournaras, A.; Chryssolouris, G.: An Experimental Investigation of Remote Welding with CO₂ and Nd:YAG Laser-based Systems. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 25th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Scottsdale, 30.10-02.11.2006, S. 320-329.

TSOUKANTAS ET AL. 2007

Tsoukantas, G.; Stournaras, A.; Chryssolouris, G.; Salonitis, K.; Stavropoulos, P.: On optical design limitations of generalized two-mirror remote beam delivery laser systems: the case of remote welding. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology 32 (2007) 9-10, S. 932-941.

TÜNNERMANN 2000

Tünnermann, A.: New Concepts for Diode-Pumped Solid-State Lasers. In: Diehl, R. (Hrsg.): High-power diode lasers. Berlin, Heidelberg: Springer 2000, S. 369-408. ISBN: 978-3-540666-93-6.

VERHAEGHE ET AL. 2008

Verhaeghe, G.; Dance, B.: An assessment of the welding performance of high-brightness lasers and comparison with in-vacuum electron beams. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 27th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Temecula, 20.-23.10.2008, S. 406-414. ISBN: 978-0-912035-12-3.

VERHAEGHE ET AL. 2005

Verhaeghe, G.; Hilton, P. A.: The effect of spot size and laser beam quality on welding performance when using high-power continuous wave solid-state lasers. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 24th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Miami, 31.10-03.11.2005, S. 264-271. ISBN: 0-9120-3582-X.

VOGL 2005

Vogl, W.: Verfahren und Vorrichtung zum Einrichten einer Bahnkurve einer Robotervorrichtung. Schutzrecht: DE 102005060967B4 (20.12.2005).

VOGL 2008

Vogl, W.: Eine interaktive räumliche Benutzerschnittstelle für die Programmierung von Industrierobotern. Diss. TU München. München: Herbert UTZ 2008.

VOLLERTSEN ET AL. 2006

Vollertsen, F.; Seefeld, T.; Neumann, S.: Schweißnahtqualität und Anwendungspotential beim Remote-Welding mit hoher Leistung. Abschlussbericht zum AiF-Forschungsvorhaben 13.943/4. Bremer Institut für angewandte Strahltechnik (BIAS). Bremen: 2006.

VORTISCH 2002

Vortisch, H.: Beobachtung von Phasenübergängen in einzeln levitierten

Schwefelsäuretröpfchen mittels Raman-Spektroskopie und elastischer Lichtstreuung. Diss. Freie Universität Berlin 2002. < <http://www.diss.fu-berlin.de/2002/299/index.html>> - 31.07.2011.

WEBER ET AL. 2010

Weber, B.; Bauer, A.; Jäckel, R.: 50 Jahre Laser: Laserlicht als Werkzeug. Fraunhofer-Gesellschaft (Hrsg.).
<<http://www.fraunhofer.de/presse/presseinformationen/2010/03/laserlicht-als-werkzeug.jsp>> - 23.03.2010.

WEBERPALS 2010

Weberpals, J.: Nutzen und Grenzen guter Fokussierbarkeit beim Laserschweißen. Universität Stuttgart. München: Herbert UTZ 2010.

WEBERPALS ET AL. 2007

Weberpals, J.; Dausinger, F.: Influence of inclination angle on spatter behavior at welding with lasers of strong focusability. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 26th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Orlando, 02.-05.11.2007, S. 858-865. ISBN: 0-912035-88-9.

WEBERPALS ET AL. 2008

Weberpals, J.; Dausinger, F.: Fundamental understanding of spatter behavior at laser welding of steel. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 27th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Temecula, 20.-23.10.2008, S. 364-373. ISBN: 978-0-912035-12-3.

WEBERPALS ET AL. 2006

Weberpals, J.; Dausinger, F.; Göbel, G.; Brenner, B.: The role of strong focusability on the welding process. In: Laser Institute of America (LIA) (Hrsg.): ICALEO - 25th International Congress on applications of lasers and electro-optics (Laser Materials Processing Conference). Scottsdale, 30.10.-02.11.2006, S. 553-561.

WEDEL ET AL. 2006A

Wedel, B.; Niedrig, R.: Fokussierung von High-Brightness-Lasern. Laser Technik Journal 2006 (2006) 5, S. 47-51.

WEDEL ET AL. 2006B

Wedel, B.; Niedrig, R.: Anforderungen an die Laserbearbeitungsköpfe beim Schweißen mit hoher Strahlqualität. In: Vollertsen, F. (Hrsg.): Laserstrahlfügen. Bremen: BIAS-Verlag 2006, S. 51-60. ISBN: 3-9337-6218-9.

YE ET AL. 2002

Ye, X.; Chen, X.: Three-dimensional modelling of heat transfer and fluid flow in laser full-penetration welding. Journal of physics D: Applied physics 35 (2002) 10, S. 1049-1056.

ZÄH ET AL. 2009

Zäh, M. F.; Braunreuther, S.; Krug, S.: Systematic Development of Safe High

Performance Laser Applications. In: Ostendorf, A. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2009. München, 15.-18.06.2009. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2009, S. 305-311. ISBN: 978-3-00-027994-2.

ZÄH ET AL. 2007

Zäh, M. F.; Munzert, U.; Oefele, F.: Robot based Remote-Laser-Welding without Scanner Optics. In: Vollertsen, F. et al. (Hrsg.): Lasers in Manufacturing (LIM) 2007. München, 18.06.-21.06.2007. Stuttgart: AT-Fachverlag GmbH 2007, S. 429-436. ISBN: 978-3-00-021449-3.

ZÄH ET AL. 2006

Zäh, M. F.; Reinhart, G.; Oefele, F.; Munzert, U.: Remote-Laserstrahlschweißen. wt Werkstatttechnik online 96 (2006) 9, S. 637-642.

ZECH 2007

Zech, F.: Untersuchung der Laserstrahlschweißbeignung von neu entwickelten, höherfesten Stahlfeinblechwerkstoffen unter Berücksichtigung fertigungstechnisch relevanter Bearbeitungsbedingungen. Bericht 5138600. Schweißtechnische Lehr- und Versuchsanstalt (SLV). München: 2007.

ZELLMER 2006

Zellmer, H.: Der Faserlaser - Strahlquelle für viele Anwendungen. Laser Technik Journal 2006 (2006) 2, S. 52-55.

ZELLMER ET AL. 2005

Zellmer, H.; Nolte, S.; Tünnermann, A.: Faserlaser. Physik Journal 2005/ 4 (2005) 6, S. 29-34.

ZINTZEN 2008

Zintzen, B.: Untersuchung zur thermischen Gestaltung von Hochleistungsfaserlasern. Diss. RWTH Aachen. Aachen: 2008.

9 Anhang

9.1.1 MATLAB-Code zur Parametrisierung und Darstellung der Schnittkontur

```
%=====
%Darstellen der Schnittkontur zwischen Strahlkaustik und Ebene
%=====
%Konstanten definieren
    Alpha; %Schnittwinkel/Differenzwinkel
    z0;
    w0;
    zr;
    y_l;
    y_r;

% Variablen definieren
    x=linspace(-20,20,5000);
    y=sqrt(((x*tand(alpha)+z0).^2/zr.^2+1)*w0.^2-x.^2);
    z=x*tand(alpha)+z0;

%Nullstellen der Kurve
    for i=1:length(x)
        if y(i)>1*10^-6 && y_l==0;
            y_l=i-2;
            i=length(x)/2;
        elseif y(i)<1*10^-6 && i>length(x)/2 && y_r==0;
            y_r=i+1;
            return
        else
            end
    end

%Alle Werte mit y = 0 löschen
    a=zeros(y_l,y_r-y_l);
    b=eye(y_r-y_l,y_r-y_l);
    c=zeros(length(x)-y_r,y_r-y_l);
    V=[a;b;c];
    z1=z*V;
    x1=x*V;
    y1=y*V;

%Darstellen der Ergebnisse
    plot3(x1,y1,z1,'r','linewidth',3)
```

```
hold on
grid on
plot3(x1,-y1,z1,'r','linewidth',3)
axis([-1 1 -1 1 10 20]);
axis square
xlabel('X [mm]','linewidth',3,'FontSize',24)
ylabel('Y [mm]','linewidth',3,'FontSize',24)
zlabel('Z [mm]','linewidth',3,'FontSize',24)
set(gca,'FontSize',24)
```

9.1.2 MATLAB-Code zur Berechnung der Schnittfläche durch die Strahlkaustik ($\alpha, \beta = 0^\circ$)

```
%=====
% Berechnung der bestrahlten Fläche durch die Strahlkaustik
%=====
% Parameterdefinition
Alpha; % Schnittwinkel
w0; % Fokusradius
z0; % z_Versatz
zr; % Rayleighlänge

% Definition von Konstanten zur Termzusammenfassung
e=tand(alpha)/(cosd(alpha)+tand(alpha)*sind(alpha));
a=e^2*w0^2/zr^2-(1/(cosd(alpha)+tand(alpha)*sind(alpha)))^2;
b=2*e.*z0*w0^2./zr^2;
c=z0^2*w0^2./zr^2+w0^2*zr^2/zr.^2;

% Berechnung der Integrationsgrenzen
x_l = -b./(2.*a)-sqrt((b./(2.*a)).^2-c./a);
x_r = -b./(2.*a)+sqrt((b./(2.*a)).^2-c./a);

% Analytische Berechnung des Flächenintegrals
A_Kaustik_x_r=1/(8*a^(3/2))*(2*sqrt(a*(x_r*(a*x_r+b)+c))*(2*a*x_r+b)-1/(8*a^(3/2))*((b^2-4*a*c)*(log(2*sqrt(a*x_r*(a*x_r+b)+a*c)+2*a*x_r+b))));
A_Kaustik_x_l=1/(8*a^(3/2))*(2*sqrt(a*(x_l*(a*x_l+b)+c))*(2*a*x_l+b)-1/(8*a^(3/2))*((b^2-4*a*c)*(log(2*sqrt(a*x_l*(a*x_l+b)+a*c)+2*a*x_l+b))));
A_Kaustik=(A_Kaustik_x_r-A_Kaustik_x_l)*2;
A_Kaustik=abs(A_Kaustik)
```

9.1.3 MATLAB-Code zur Berechnung der Schnittfläche in Abhängigkeit von α , β und z

```

%=====
%Funktion zur Berechnung der bestrahlten Fläche in Abhängigkeit zweier
%Variablen: Lateralwinkel und Longitudinalwinkel
%=====
function I = Kurvenflaeche_winkel_var (bethalist, gammalist)
    n,m = size (bethalist);
    zr;
    z0;
    w0;

%Parametrisierung der Kontur:
    dr = @(xr, alpha, z0)
        (((xr./cosd(alpha)+tand(alpha).*sind(alpha))).*tand(alpha)+z0).^2./zr.^2+
        1).*w0.^2-((xr./cosd(alpha)+tand(alpha).*sind(alpha))).^2);

    I = zeros(n,m);

for i=1:n
    for j=1:m
        betha = bethalist(i,j);
        gamma = gammalist(i,j);
        %Berechnung des Summenwinkels
        alpha=atand(sqrt((tand(betha))^2+(tand(gamma))^2));
        %Termzusammenfassungen
        a=tand(alpha)/(cosd(alpha)+tand(alpha)*sind(alpha));
        A=a^2*w0^2/zr^2-(1/(cosd(alpha)+tand(alpha)*sind(alpha)))^2;
        B=2*a.*z0*w0^2./zr^2;
        C=z0^2*w0^2./zr^2+w0^2*zr^2/zr.^2;
        %Berechnung der Nullstellen als Integrationsgrenzen
        xr0l = -B./(2.*A)-sqrt((B./(2.*A)).^2-C./A);
        xr0r = -B./(2.*A)+sqrt((B./(2.*A)).^2-C./A);
        %Beschreibung der Kontur
        yr = @(x) sqrt(dr(x, alpha, z0));

        %Berechnung der absoluten Flächengröße
        %I(i,j) = abs(2*quad(yr, xr0l, xr0r, 1e-8));
        %Berechnung des relativen Flächenzuwachses:
        I(i,j) = abs(2*quad(yr, xr0l, xr0r, 1e-8))/(w0^2*pi)*100;

    end
end
end

```

end

```
%=====
% Berechnung der bestrahlten Fläche in Abhängigkeit von Lateral- und
% Longitudinalwinkel
%=====
    [betha,gamma]=meshgrid(linspace(0,60,50),linspace(0,60,50));
    F=Kurvenflaeche_winkel_var(betha,gamma);
    surf(betha,gamma,F)
    set(gca,'FontSize',24)
    grid on
    xlabel('Lateralwinkel \beta [°]','fontsize',24)
    ylabel('Longitudinalwinkel \alpha [°]','fontsize',24)
    zlabel('Zuwachs der bestrahlten Fläche A_K_H_F [%]','fontsize',24)
```