

Laser in der Materialbearbeitung  
Forschungsberichte des IFSW

C. M. Schinzel  
Nd:YAG-Laserstrahlschweißen  
von Aluminiumwerkstoffen für  
Anwendungen im Automobilbau

# **Laser in der Materialbearbeitung**

## **Forschungsberichte des IFSW**

Herausgegeben von

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

Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW)

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

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

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

# **Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Automobilbau**

Von Dr.-Ing. Cornelius M. Schinzel  
Universität Stuttgart



Herbert Utz Verlag · Wissenschaft  
München

D 93

Als Dissertation genehmigt von der Fakultät für Konstruktions- und Fertigungstechnik  
der Universität Stuttgart

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Engelbert Westkämper

Bibliografische Information Der Deutschen Bibliothek

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

Zugleich: Dissertation, Stuttgart, Univ., 2002

Dieses Werk ist urheberrechtlich geschützt. Die dadurch  
begründeten Rechte, insbesondere die der Übersetzung, des  
Nachdrucks, der Entnahme von Abbildungen, der Wieder-  
gabe auf photomechanischem oder ähnlichem Wege und der  
Speicherung in Datenverarbeitungsanlagen bleiben – auch bei  
nur auszugsweiser Verwendung – vorbehalten.

Copyright © Herbert Utz Verlag GmbH 2002

ISBN 3-8316-0201-8

Printed in Germany

Herbert Utz Verlag GmbH, München

Tel.: 089/277791-00 – Fax: 089/277791-01



# Kurzfassung

Aluminium wird dank seiner hervorragenden Materialeigenschaften zunehmend als Konstruktionswerkstoff und damit auch für den Einsatz im Automobilbau interessant. Aufgrund von Schwierigkeiten, die konventionelle Techniken mit dem thermischen Fügen von Aluminium haben, bietet sich der Laser als alternatives Werkzeug geradezu an. Obwohl zahlreiche theoretische und praktische Untersuchungen sich mit dem Thema Laserstrahlschweißen von Aluminium beschäftigt und das notwendige Prozeßverständnis geschaffen haben, ist der Laser bislang als Produktionswerkzeug zum Fügen von Aluminium im Fahrzeugbau nur äußerst selten zu finden. Um die Basis für den Sprung der Lasertechnologie in die Serienfertigung auch in bezug auf diesen Werkstoff zu schaffen, sind einerseits systemtechnische Aspekte zu klären, andererseits besteht die Notwendigkeit, konkrete Möglichkeiten und Grenzen des Laserstrahlschweißverfahrens zu kennen.

Vor dem Hintergrund einer potentiellen Anwendung im Aluminium-Karosseriebau stehen in dieser Arbeit dementsprechend neben der Entwicklung und Vorstellung eines sogenannten integrierten Bearbeitungskopfes im Mittelpunkt der praktischen Untersuchungen vor allem die Erarbeitung und Darstellung für einen Serieneinsatz geeigneter und damit prozeßsicherer Parameterkombinationen und zugehöriger Toleranzfelder für zwei ausgewählte Fügegeometrien: die I-Naht am Überlapp- und am Stumpfstoß. Unter Verwendung eines 3 kW Nd:YAG-Lasers sowie eines Industrieroboters werden diesbezüglich zahlreiche Einflußgrößen untersucht; diese reichen von der Vorschubgeschwindigkeit, der Fokusslage, der Fügespaltweite und der Neigung des Bearbeitungskopfs bis hin zur Veränderung der Arbeitsposition, also dem Schweißen in unterschiedlichen Zwangslagen. Der für die verwendeten heißrißempfindlichen Legierungen stets erforderliche Einsatz von Zusatzwerkstoff (in dieser Arbeit drahtförmig zugeführt) findet dabei jeweils besondere Berücksichtigung.

Innerhalb weiterführender Untersuchungen werden Verfahrensvarianten vorgestellt, welche die Vergrößerung der bis dato präsentierten Toleranzfelder ermöglichen und darüber hinaus die Prozeßeffizienz und/oder -stabilität zusätzlich positiv beeinflussen. In diesem Zusammenhang werden Ergebnisse vorgestellt, die mit veränderter Art (Pulver/ Draht), Anordnung und Anzahl des Zusatzdrahts erzielt wurden.

Die Versuche am Ende der Arbeit geben einen Ausblick darauf, welche Möglichkeiten sich mit dem Einsatz eines 4 kW Nd:YAG-Lasers eröffnen, welcher am Beginn der Arbeit noch nicht verfügbar war.



# Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung .....	5
Inhaltsverzeichnis.....	7
Abkürzungen und Formelzeichen .....	11
Extended Abstract .....	13
<b>1 Einleitung.....</b>	<b>17</b>
<b>2 Laserstrahlschweißen mit dem Nd:YAG-Laser: Stand der Technik.....</b>	<b>20</b>
2.1 Grundlagen zum Laserstrahlschweißen .....	20
2.1.1 Nd:YAG-Hochleistungsfestkörperlaser .....	21
2.1.1.1 Strahlquelle.....	21
2.1.1.2 Strahlpropagation: Strahlführung und -formung.....	22
2.1.2 Strahl-Stoff-Wechselwirkung .....	29
2.1.2.1 Energieeinkopplung .....	30
2.1.2.2 Fluidodynamik und Stabilität .....	34
2.1.2.3 Plasmaeinflüsse .....	37
2.1.3 Verfahrens- und werkstoffspezifische Besonderheiten beim Laserstrahlschweißen von Aluminium .....	38
2.1.3.1 Risse .....	40
2.1.3.2 Schweißspritzer und Schmelzbadauswürfe .....	44
2.1.3.3 Porenbildung .....	46
2.2 Laserstrahlschweißen im Karosserierohbau .....	48
2.2.1 Anwendungsbeispiele im Stahlkarosseriebau .....	48
2.2.2 Potentielle Anwendungsfelder im Aluminiumkarosseriebau.....	50
<b>3 Motivation, Ausgangsbasis, Zielsetzung und Vorgehensweise .....</b>	<b>54</b>
<b>4 Versuchseinrichtung (Systemtechnik) und Versuchsdurchführung .....</b>	<b>58</b>
4.1 Spanntechnik .....	59
4.2 Roboter .....	60

4.3 Strahlquelle und Bearbeitungsoptik.....	61
4.4 Integrierte Bearbeitungsköpfe .....	66
4.5 Zusatzwerkstoffzuführung.....	72
4.6 Versuchsparameter .....	77
4.6.1 Grund- und Zusatzwerkstoff.....	79
4.6.2 Fügegeometrien und zugehörige Versuchsgrößen .....	82
4.6.2.1 I-Naht am Überlappstoß .....	84
4.6.2.2 I-Naht am Stumpfstoß .....	86
4.6.3 Übersicht der konstanten und variierten Versuchsgrößen .....	87
<b>5 Ergebnisse zum Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß.....</b>	<b>88</b>
5.1 Qualitätsaspekte.....	88
5.1.1 Einfluß von Schutzgas und Oberflächenbehandlungszustand .....	89
5.1.2 Überlegungen zur Abschätzung der Heißrißanfälligkeit .....	92
5.1.3 Festigkeitskriterium.....	97
5.2 Parameter und Toleranzfelder für den Serieneinsatz.....	100
5.2.1 Verwendung der Brennweite $f = 100 \text{ mm}$ .....	101
5.2.1.1 Fokusslage .....	101
5.2.1.2 Einfallswinkel des Laserstrahls.....	104
5.2.1.3 Spaltbreite.....	108
5.2.2 Zwischenergebnis.....	112
5.2.3 Verwendung der Brennweite $f = 150 \text{ mm}$ und Vergleich der mit $f = 100 \text{ mm}$ erzielten Ergebnisse .....	114
5.2.3.1 Fokusslage .....	114
5.2.3.2 Einfallswinkel des Laserstrahls.....	116
5.2.3.3 Spaltbreite.....	120
5.2.3.4 Bilanz des Vergleichs der eingesetzten Brennweiten .....	122
5.2.4 Laserstrahlschweißen in Zwangslage.....	122
5.2.4.1 Überkopfposition (PE) .....	123
5.2.4.2 Fallende, steigende und waagrechte Arbeitsposition .....	124

5.2.5 Zusammenfassung.....	128
<b>6 Ergebnisse zum Schweißen einer I-Naht am Stumpfstoß.....</b>	<b>130</b>
6.1 Qualitätskriterien .....	130
6.2 Toleranzfelder und Prozeßgrenzen .....	130
6.2.1 Spaltbreite .....	131
6.2.1.1 Risse und Poren .....	134
6.2.1.2 Oberrauhenqualität .....	134
6.2.1.3 Seitlicher Strahlversatz.....	134
6.2.2 Zusammenfassung.....	136
<b>7 Weiterführende Entwicklungen .....</b>	<b>137</b>
7.1 Modifizierung der Zusatzwerkstoffzuführung .....	137
7.1.1 Variation der Anzahl und Anordnung des Zusatzdrahts .....	137
7.1.1.1 Auswirkung auf die Schweißnahtqualität, Energieeinkopplung, Prozeßeﬃzienz und Schmelzbaddynamik .....	140
7.1.1.2 Verbesserung der Spaltüberbrückbarkeit .....	145
7.1.2 Laser-Pulver-Schweißen .....	147
7.1.3 Zusammenfassung.....	151
7.2 Einsatz höherer Laserleistung.....	152
7.2.1 Vergleich von 3 kW und 4 kW Nd:YAG-Laser beim Schweißen einer I- Naht am Überlappstoß.....	153
7.2.2 Verwendung von Bifokal-Optiken zur Strahlteilung beim Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß .....	155
7.2.3 Fazit.....	157
<b>8 Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>158</b>
<b>9 Literaturverzeichnis .....</b>	<b>161</b>



# Abkürzungen und Formelzeichen

A	-	Absorptionsgrad
$\alpha$	°	Einstrahlwinkel in der Ebene senkrecht zur Vorschubrichtg.
$A_F$	mm <sup>2</sup>	Fläche
Al		Aluminium
$A_Q$	mm <sup>2</sup>	Querschnittsfläche (Fläche eines Querschlicfs)
Ar		Argon
ASF®		Audi Space Frame
b	mm	Spaltbreite, Nahtbreite an der Werkstückoberfläche
$\beta$	°	Einstrahlwinkel in der Ebene parallel zur Vorschubrichtung
CO <sub>2</sub>		Kohlendioxid
cw		continuous wave = Dauerstrich(-betrieb)
D	mm	Strahldurchmesser auf der Fokussierlinse
$d_0$	µm	(Roh-)Strahldurchmesser
$d_{Dr}$	mm	Drahtdurchmesser
$d_f$	µm	Fokusedurchmesser
$d_K$	µm	Kapillardurchmesser
$d_k$	µm	Faserkerndurchmesser
E (= I)	W/cm <sup>2</sup>	Leistungsdichte (Intensität)
$E_S$	J/m	Streckenenergie
f	mm	Brennweite
F		Fokussierzahl
Fe		Eisen
$f_f$	mm	Brennweite der Fokussierlinse
$f_k$	mm	Brennweite der Kollimationslinse
$g_i$	-	prozentualer Elementgehalt
He		Helium
k	W/(°K·m)	Wärmeleitfähigkeit
K	-	Strahlpropagationsfaktor
$\lambda$	nm	Wellenlänge
LAM		Laseraktives Medium
Li		Lithium
$M^2$	-	Beugungsmaßzahl
Mg		Magnesium
MIG		Metall-Inert-Gasschweißen
n	-	Brechungsindex
N <sub>2</sub>		Stickstoff

Nb <sub>F</sub>	mm	Nahtbreite in der Fügeebene
Nd:YAG		Neodym:Yttrium-Aluminium-Granat (Y <sub>3</sub> Al <sub>5</sub> O <sub>12</sub> )
n <sub>e</sub>	1/cm <sup>3</sup>	Elektronendichte
Nl		Normliter
p	N/mm <sup>2</sup>	Druck
π	-	Kreiszahl
PA		Arbeitsposition: „Wannenlage“
PC		Arbeitsposition: „waagrecht“
PE		Arbeitsposition: „überkopf“
Pe	-	Peclet-Zahl
PF		Arbeitsposition: „steigend“
PG		Arbeitsposition: „fallend“
P <sub>L</sub>	kW	Laserleistung
Θ'	mrاد	ganzer Öffnungswinkel eines Laserstrahls
Θ <sub>0</sub>	mrاد	halber Öffnungswinkel eines Laserstrahls
R	mm	Biegeradius
s	mm	Blechdicke
S	-	Schlankheitsgrad
SF	mm <sup>2</sup>	Schmelzfläche
Si		Silizium
t	mm	Einschweißtiefe
T	°K	Temperatur
T <sub>e</sub>	°K	Elektronentemperatur
t <sub>K</sub>	mm	Tiefe der Dampfkapillare
T <sub>S</sub>	°K	Schmelztemperatur
T <sub>v</sub>	°K	Verdampfungstemperatur
v <sub>Dr</sub>	m/min	Drahtvorschubgeschwindigkeit
v <sub>L</sub>	m/min	Laservorschubgeschwindigkeit (Schweißgeschwindigkeit)
WIG		Wolfram-Inert-Gasschweißen
WO		Werkstückoberfläche
Zn		Zink
ZW		Zusatzwerkstoff
w	μm	Strahlradius
x	mm	Mittelpunktsabstand der Foki bei Einsatz von Bifokaloptiken
y	m <sup>2</sup> /s	Temperaturleitfähigkeit
z	mm	Fokusslage (bezogen auf die Werkstückoberfläche)
Z <sub>Rf</sub>	mm	Rayleighlänge (des fokussierten Strahls)



# Extended Abstract

Aluminium with its excellent material properties, like the low specific weight and the good recyclability can help to save resources and is therefore getting particularly interesting for the automotive industry. Due to large difficulties in joining aluminium materials by using conventional techniques, the laser presents itself as a favourable welding tool, offering a lot of advantages. Basic investigations of laser welding of aluminium have almost been finished, the knowledge and the necessary process understanding has been achieved and the required beam sources are available. Nevertheless, the laser is rarely found as a tool for joining aluminium in series production. To meet the requirements which are necessary to shift laser welding of aluminium from the status of research to series production as a secure and reproducible process, further questions have to be answered and boundary conditions have to be surmounted. Related to the concept car Al<sub>2</sub> which was presented in 1997 by the AUDI AG, it is, therefore, the aim of this thesis to find out parameter fields and limits of the laser welding process and to qualify the laser as a suitable tool for series production.

In view of production sequences, first of all it is of fundamental interest to provide a suitable and adequate system technology. Welding of three dimensional structures in automotive industry requires high flexibility: a six-axis robot in combination with a fiber guided solid state laser offers this flexibility – both are on the market. The short wavelength of this type of laser and a beam power of 3 kW at the workpiece meet the conditions that are prerequisites to guarantee a stable, reproducible and secure process. Not available, but a further key component, is that element which represents the connecting link between the laser source respectively the optics, on the one hand, and the workpiece respectively the process on the other hand. Therefore, so called „integrated welding heads“ for two relevant focal lengths ( $f = 100$  mm,  $f = 150$  mm) will be presented, which were developed parallel all along the welding experiments and were built up in a modular design. Besides a supersonic cross jet, each one includes a changeable drawer with a shielding glass for an optimum protection of the optics as well as the equipment to provide the process with filler wire and shielding gas. At the same time, they offer great accessibility.

Exploiting the advantages of aluminium in combination with the laser welding process, it is not simply a matter of replacing all components previously made from steel by ones from sheet aluminium. The Audi Space Frame ASF<sup>®</sup> concept of the AUDI Al<sub>2</sub> demonstrates this fact: a supporting frame is formed by a combination of straight and bent extrusions and is connected directly at the corners and intersections. The Space

Frame is then covered with body panels. Connecting panels of the vehicle structure is one big field in which laser welding can be applied. The existing weld seams are long and mostly linear, which is ideally suited for the high welding speed characteristic for the laser process. For the joining of sheet metal to extrusion or sheet, different types of seam geometries can be used. The overlap joint covers the highest potential to be transferred into series production. Consequently, the second challenge after carrying out and developing an adequate system technology is to provide a regime of appropriate parameters and corresponding tolerance fields for a specific overlap seam: Whereas the used sheet material is similar to AlMg0.4Si1.2 ( $s = 1.15$  mm, positioned always on top), for the extruded profile AlMgSi0.5 ( $s = 2.0$  mm) is taken. Both alloys are hardenable but at the same time hot cracking sensitive. To avoid hot cracks, highly alloyed filler wire (SG-AlSi12) has always to be used regardless of whether a gap has to be bridged or not. Theoretical considerations regarding the mentioned overlap joint will show that such a filler wire with a diameter of 1.0 mm has to be fed at a rate of at least 3 m/min to achieve a crack free weld seam.

In order to decide whether a weld seam meets the requirements or not and to enable the definition of a tolerance field, a strength criterion is presented. In case of welding an overlap joint, the seam width in the plane of the joint – which has to reach at least the amount of the thinner joining partner – is the main criterion for obtaining best strength.

The evaluation of numerous experiments – investigating several influences regarding different requirements of series production – will show a lot more than the following very shortly presented results: Using a focal length of  $f = 100$  mm and allowing a gap width from zero to 0.4 mm, the above mentioned overlap joint can be laser welded at a speed of 5 to 6 m/min. At the same time, filler wire has to be added at a rate of 5 m/min to keep the seam width always at or above the necessary amount. If it is possible to continuously guarantee a minor gap for the complete weld seam, higher welding speeds are achievable by reducing the filler wire rate to the required minimum. If the accessibility is restricted by the position or the course of a weld seam within a car body, the laser welding head will have to be bent from the ideal vertical position to the side or even in welding direction. For the above mentioned welding parameters and a gapless seam (realised e.g. by using a „roller“), this can be done up to an angle of at least  $30^\circ$ .

In view of a better accessibility and a better protection of the optics against dust, it is possible to use a lens with a focal length of  $f = 150$  mm. However, the disadvantages which are related to the lower specific power predominate the advantages of the longer Rayleigh-length, since, on the one hand, the maximum bridgeable gap is not increas-

able and, on the other hand, the maximum possible welding speed is reduced as well as all other tolerance fields. Remarkable results are achieved by laser welding „out of position“ (which has been investigated only by using the focal length of  $f = 150$  mm). It will be shown that it is possible to receive excellent laser seams even in an overhead position despite a gap of up to 0.4 mm, using a welding speed and filler wire rate of 5 m/min.

Looking at the above mentioned overlap joint, laser welding can replace riveting, spot welding or MIG welding. The achievable welding speed is much higher than that of MIG welding, and the lower thermal load leads to less distortion. In comparison to self piercing riveting, the laser - in addition to the higher process speed - requires accessibility only from one side and the continuous joint of a laser weld seam increases strength and rigidity of the joined component; several good prerequisites, which could help to transfer laser welding into series production becoming truth.

In addition to the overlap joint geometry, experiments concerning a butt joint will be presented, using the presented extruded material ( $s = 2.0$  mm). Summing up all results and assuming e.g. the „worst case“, a good weld seam can be achieved at a welding speed of 4 m/min and a filler wire rate of 7 m/min, while a gap and, at the same time, a shift of the centre of the laser out of the middle of the weld seam of up to 0.6 mm each can be tolerated.

The presentation of further investigations demonstrates that, changing the arrangement, number or „kind“ (powder as an alternative filler will be tested as well as a bigger filler wire diameter) influences the seam quality, the energy coupling, the process efficiency and the melt pool dynamics as well as the seam geometry and the maximum bridgeable gap. Regarding the overlap joint, the bridgeable gap e.g. can be more than doubled. Other experiments of welding a bead on plate show an increase of the resulting weld seam area and welding depth of more than 30 % depending on the selected filler wire position.

At the end of the thesis, results are presented which were achieved by the use of a 4 kW Nd:YAG-Laser (which was not available before). Taking for example the well known overlap seam, it will be pointed out that the welding depth or the welding velocity can be raised much more than by the amount that could have been expected as a consequence of the higher laser power at the workpiece. In addition, the achievable increase of the joint width, which is relevant for the strength properties, shows clearly that it is worth to spend the higher investment (even in case of the investigated low sheet thickness).



# 1 Einleitung

Der stets steigende Wunsch, Ressourcen zu schonen, wiederverwertbare Werkstoffe einzusetzen, Gewicht, aber auch Kosten zu reduzieren, erfordert nach wie vor neue Konstruktions- und Fertigungskonzepte sowohl im Straßen- und Schienenfahrzeug- als auch im Aggregatebau bzw. der gesamten Verkehrsmittelindustrie. Der Werkstoff Aluminium, welcher seit Jahren in der Luftfahrtindustrie eingesetzt wird, eröffnet durch sein geringes spezifisches Gewicht ein großes Leichtbaupotential. Aufgrund weiterer positiver Materialeigenschaften wie z. B. der guten Korrosionsbeständigkeit und der ausgezeichneten Recyclierbarkeit [1] und vor allem im Hinblick auf die aktuelle Forderung nach dem sogenannten „drei-Liter-Auto“ ist Aluminium derzeit insbesondere für die Fahrzeugproduktion höchst interessant geworden. Da hier Aluminiumbauteile nicht einfach bewährte Stahlkomponenten ersetzen können, wurden (und werden) in diesem Zusammenhang bereits mehrere neue Karosseriekonzepte in unterschiedlichen Versionen entwickelt [2].

Ein Beispiel einer solchen neuartigen, im Vergleich zur konventionellen Stahlkarosserie veränderten Aluminiumbauweise stellt der im AUDI A8 eingesetzte, sogenannte „Audi Space Frame, ASF®“ (s. Bild 1-1) dar [3, 4, 5]: Eine Kombination gerader und gebogener Strangpreßprofile – durch komplexe Gußelemente miteinander verbunden – bilden eine Tragrahmenstruktur. Das erstmals 1997 auf der Internationalen Automobilausstellung (IAA) in Frankfurt ebenfalls von der AUDI AG vorgestellte Konzeptfahrzeug Al<sub>2</sub> (s. Bild 1-2) stellt die konsequente Weiterentwicklung dieser Ganz-Aluminium-Technologie und deren Leichtbaupotential dar.



Bild 1-1: AUDI A8 Space Frame, ASF®.



Bild 1-2: Rahmen des Konzeptfahrzeugs Al<sub>2</sub>, Space Frame, ASF®.

Für die Umsetzung dieser, aber auch aller anderen recycling-, gewichts- und kostenoptimierten Leichtbaukonstruktionen [6, 7, 8, 9] in ein Serienprodukt, nimmt die Frage nach geeigneten Füge-techniken stets eine zentrale, vielleicht sogar eine Schlüsselrolle ein [10, 11, 12].

Gerade aufgrund von Schwierigkeiten beim Fügen der für ein Aluminium-Fahrzeugkonzept in Frage kommenden Legierungen bietet sich der Laser als ideales Schweißwerkzeug an. Im Vergleich zu den – nicht nur im Fahrzeugleichtbau – üblicherweise für Aluminium eingesetzten (konventionellen) Füge-techniken besitzt das hochflexible Strahlwerkzeug Laser neben seinen weithin bekannten allgemeinen verfahrensspezifischen Vorteilen, wie z. B. der konzentrierten und präzisen Energieeinbringung, der hohen Bearbeitungsqualität und der ausgezeichneten Automatisierbarkeit [13], eine Reihe von weiteren Eigenschaften, die ihn als geeignetes Füge-werkzeug insbesondere auch für den Fahrzeugleichtbau auszeichnen.

Theoretische und praktische Grundlagenuntersuchungen, die sich mit dem Thema Laserstrahlschweißen von Aluminium beschäftigen, haben bereits das notwendige allgemeine Prozeßverständnis geschaffen [14, 15, 16, 17, 18]. Erforderliche und geeignete Laserstrahlquellen sind ebenfalls verfügbar. Trotzdem ist der Laser bislang als Produktionswerkzeug zum Fügen von Aluminium im Fahrzeugbau nur selten zu finden und wenn, dann lediglich für einzelne Komponenten oder im Aggregatebau.

Um das Laserstrahlschweißen von Aluminium aus dem Laborbetrieb in eine Karosserieserienfertigung überführen zu können, muß auf den Erkenntnissen der Grundlagenuntersuchungen aufgebaut und, darüber hinaus, eine Reihe weiterer unterschiedlicher Randbedingungen beachtet und erfüllt werden. Eine ganzheitliche Vorgehens- und Betrachtungsweise über den gesamten Produktentstehungszyklus hinweg ist hierbei unabdingbar, so daß über die Demonstration der reinen Machbarkeit hinaus auch die Wirtschaftlichkeit des Laserstrahlverfahrens (trotz der vergleichsweise hohen Investitionskosten) nachgewiesen werden kann. Grundvoraussetzung für eine Umsetzung des Laserstrahlschweißens in eine Aluminiumfertigung ist zunächst ein unter Serienbedingungen sicherer, das heißt stabiler und reproduzierbarer Prozeß. Damit ein solcher prinzipiell überhaupt erreicht werden kann, ist bereits im Vorfeld auf eine entsprechend „lasergerechte“ und funktionsangepaßte Konstruktion zu achten. Hierzu existieren bereits zahlreiche Beiträge [19, 20, 21, 22, 23, 24, 25], weshalb im Rahmen dieser Arbeit nicht vertiefend darauf eingegangen wird. Unter Kenntnis und im Bewußtsein dieser Voraussetzung ist es letztendlich aber von größter Bedeutung, die Möglichkeiten und Grenzen des Laserstrahlschweißverfahrens selbst zu kennen – eine lasergerechte Konstruktion bildet zwar die Basis, nicht jedoch die Garantie für einen in jeder

Situation stabilen Prozeß. Daher müssen weitere, offene Punkte geklärt und zusätzliche Fragen beantwortet werden:

Im Rahmen dieser Arbeit wird exemplarisch für den Einsatz im Karosseriebereich auf diese, in Kapitel 3 konkretisierten, offenen Punkte eingegangen, um die Basis für den Sprung der Lasertechnologie in die Serienfertigung auch in bezug auf den Werkstoff Aluminium zu schaffen. Neben der Entwicklung und Vorstellung einer adäquaten Systemtechnik und eines sogenannten integrierten Bearbeitungskopfs steht im Mittelpunkt praktischer Untersuchungen vor allem die Erarbeitung und Darstellung von geeigneten Parameterkombinationen und zugehörigen Toleranzfeldern für zwei unterschiedliche Fügegeometrien: die I-Naht am Stumpf- und am Überlappstoß. Der – wie sich herausstellen wird – stets erforderliche Einsatz von Zusatzwerkstoff findet dabei besondere Berücksichtigung. Darüber hinaus werden innerhalb weiterführender Untersuchungen Verfahrensvarianten vorgestellt, welche einerseits die Vergrößerung entsprechender Toleranzfelder ermöglichen und andererseits die Prozeßeffizienz und/oder -stabilität zusätzlich positiv beeinflussen.

Die folgenden Kapitel zeigen vor dem Hintergrund einer potentiellen Anwendung im Aluminium-Karosseriebau, für die das Laserstrahlschweißen qualifiziert werden soll, den derzeitigen Stand der Technik des Laserstrahlschweißens auf und führen damit auf die ganz konkrete Motivation, Zielsetzung und Vorgehensweise der vorliegenden Arbeit hin, bevor im Anschluß daran detailliert auf den Versuchsaufbau, die Versuchsdurchführung und die einzelnen Untersuchungsergebnisse eingegangen wird.

## **2 Laserstrahlschweißen mit dem Nd:YAG-Laser: Stand der Technik**

Seit Nd:YAG-Festkörperlaser der (Multi-)Kilowattklasse sowohl für Puls- als insbesondere auch für kontinuierlichen (cw-) Betrieb verfügbar sind, kann und wird dieser Lasertyp zunehmend zum Schweißen von Stahl und auch im Bereich der Aluminium(dünn-)blechverarbeitung eingesetzt, welche früher dem CO<sub>2</sub>-Laser vorbehalten waren.

Im Rahmen dieser Arbeit werden ausschließlich Ergebnisse präsentiert, die auf Untersuchungen mit einem Nd:YAG-Festkörperlaser basieren. Die behandelten systemtechnischen Aspekte sind zwar prinzipiell auch auf den CO<sub>2</sub>-Laser übertragbar, beziehen sich konkret aber ebenfalls vorwiegend auf den Festkörperlaser und die dabei typischen Abmessungen und Größenverhältnisse. In den folgenden Unterkapiteln wird der derzeitige Stand der Technik daher auch vor diesem Hintergrund und somit stets mit Blick auf den Nd:YAG-Laser geschildert. Es wird deutlich werden, daß diese Konzentration durchaus legitim und sinnvoll ist, denn dieser Lasertyp ist für Anwendungen im Aluminiumleichtbau hervorragend geeignet und dank der möglichen Strahlführung mittels Laserlichtkabel speziell für den dreidimensionalen Einsatz im Karosseriebereich in Verbindung mit Knickarmrobotern geradezu ideal.

Als erstes wird auf die Grundlagen des Laserstrahlschweißens mit den zur Verfügung stehenden Laserstrahlquellen (im folgenden häufig lediglich als „Laser“ bezeichnet) und Strahlführungskomponenten eingegangen. Verfahrensspezifische Vorteile, aber auch zu beachtende Randbedingungen werden zunächst allgemein und dann speziell im Hinblick auf das Schweißen des Werkstoffs Aluminium (Al) erörtert. Die Darstellung bisheriger sowie zukünftiger potentieller Einsatzmöglichkeiten des Lasers im Karosserierohbau bildet schließlich einen weiteren Ausgangspunkt dieser Arbeit.

### **2.1 Grundlagen zum Laserstrahlschweißen**

Schweißen ist nach DIN 1910 Teil 1 das Vereinigen von Werkstoffen in der Schweißzone unter Anwendung von Wärme und/oder Kraft mit oder ohne Schweißzusatz. Grundsätzlich lassen sich die unterschiedlichen Verfahren nach ihrem physikalischen Ablauf in Preß- und Schmelzschweißen einteilen. Das Laserstrahlschweißen, als Vertreter der Schmelzschweißverfahren (DIN 1910 Teil 2), beruht auf der Absorption energiereicher Strahlung bzw. deren Umwandlung in thermische Energie (Wärme)



beim Auftreffen auf das zu bearbeitende Werkstück (s. Kapitel 2.1.2 Strahl-Stoff-Wechselwirkung).

Die grundsätzlichen Vorteile:

- ☐ berührungsfreie und damit kraft- und quasi verschleißfreie Bearbeitung,
- ☐ hohe Flexibilität bezüglich Werkstoffpalette und Bearbeitungsgeometrie,
- ☐ beste Automatisierbarkeit,
- ☐ lediglich einseitige, lokal begrenzte und hoch konzentrierte Energieeinkbringung

und daraus resultierend

- ☐ hohe mögliche Schweißgeschwindigkeit bzw. Einschweißtiefe sowie
- ☐ geringe resultierende Wärmebelastung des gesamten Bauteils,

die das „thermische Werkzeug“ Laser für eine Schweißbearbeitung bietet, sind inzwischen weithin bekannt. Weitere Vorteile, welche sich insbesondere aufgrund der kurzen Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers ergeben, werden bei der nachfolgenden Beschreibung der entsprechenden Strahlquelle sowie der physikalischen Zusammenhänge beim Laserstrahlschweißen deutlich.

## 2.1.1 Nd:YAG-Hochleistungsfestkörperlaser

### 2.1.1.1 Strahlquelle

Das laseraktive Medium (LAM) eines Nd:YAG-Lasers besteht aus einem Festkörper, dem Kristall Yttrium-Aluminium-Granat. Dieser dient als Wirt für  $\text{Nd}^{3+}$ -Ionen (Neodym) welche im Kristallgitter teilweise die dort ursprünglich vorhandenen  $\text{Y}^{3+}$ -Ionen (Yttrium) ersetzen. Infolge dieses Dotierungsvorgangs wird die eigentliche Lasertätigkeit im LAM durch Übergänge in den aktiven Ionen ermöglicht [13]. Die von Nd:YAG-Lasern emittierte Strahlung liegt im infraroten Bereich und hat eine Wellenlänge von  $\lambda = 1,06 \mu\text{m}$ .

Die Anregung des stabförmigen Kristalls eines Hochleistungs-Nd:YAG-Lasers erfolgt durch sogenanntes optisches Pumpen mittels - in der Regel zweier - Krypton- oder Xenon-Bogenlampen beim cw- (Dauerstrich-) Betrieb bzw. Krypton-Blitzlampen beim Pulsbetrieb. Die Anordnung eines solchen lampengepumpten Systems erfolgt innerhalb einer sogenannten Kavität: Im gemeinsamen Brennpunkt eines hochreflektierenden Doppelellipsoids befindet sich das LAM, während die ebenfalls stabförmigen Lampen in den verbleibenden Brennpunkten positioniert sind. Aufgrund der Tatsache, daß lediglich ein geringer Teil des Pumplichts der Lampen tatsächlich vom Laserstab absor-

biert wird und damit zu dessen Anregung beiträgt, weisen Nd:YAG-Laser nur einen Gesamtwirkungsgrad von etwa 2 - 5 % auf, was gegenüber einem CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaser eine Verminderung um den Faktor 3 - 4 ist. Entsprechend groß ist die entstehende Verlustleistung, die durch ein ausreichend dimensioniertes Kühlsystem abgeführt werden muß.

Die heutzutage maximal auskoppelbare Strahlleistung von bis zu 800 W pro Kavität wird zugunsten besserer Strahleigenschaften in der Regel nicht voll ausgeschöpft. Zur Erzielung hoher Laserausgangsleistungen erfolgt in der Praxis eine Addierung, respektive Hintereinanderschaltung mehrerer Kavitäten, wodurch eine einfache Skalierung und modulare Aufbauweise ermöglicht wird. Ein Nd:YAG-Laser mit einer typischen Leistung von 2 kW am Werkstück besteht so beispielsweise aus einer Hintereinanderschaltung von vier Kavitäten, die 1996 zu Beginn dieser Arbeit neu auf dem Markt befindlichen 3 kW-Systeme (inzwischen sind auch 4 kW-Systeme verfügbar) dementsprechend aus sechs. Um die Laserleistung geregelt über die gesamte Lampenstandzeit – laut Herstellerangaben ca. 1000 Stunden – konstant halten zu können und die Verluste beim Durchgang durch eine Lichtleitfaser zu kompensieren, muß jede Kavität etwas mehr als die minimal erforderlichen 500 W Strahlleistung erbringen können.

Eine Steigerung der verfügbaren Laserleistung am Werkstück über die oben angegebenen Werte hinaus ist heutzutage – von Labormustern abgesehen [26, 27] – mit Nd:YAG-Lasern nur durch eine Addition der Strahlquellen, z. B. mit der in [26, 28, 29, 30] vorgestellten Vielstrahl- bzw. Doppelfasertechnik oder der Zusammenführung mittels einer Sonderoptik [31, 32] möglich.

Das Strahlparameterprodukt der derzeit käuflichen Multi-Kilowatt-Systeme liegt bei  $w_0 \cdot \Theta_0 = 25 \text{ mm mrad}$ . Das Strahlparameterprodukt als von Art und Auslegung des Resonators abhängige und damit feststehende Gerätekonstante ist direkt proportional zur Fokussierbarkeit eines Laserstrahls und damit ein Maß für die Strahlqualität bzw. die Qualität einer Strahlquelle selbst. CO<sub>2</sub>-Laser entsprechender Leistung erreichen Werte, die um den Faktor 10 - 20 kleiner und deren Strahlen dementsprechend besser fokussierbar sind.

#### **2.1.1.2 Strahlpropagation: Strahlführung und -formung**

Selbstverständlich unterliegt die emittierte Strahlung eines Nd:YAG-Lasers ebenfalls den gleichen Gesetzmäßigkeiten wie die eines jeden anderen Lasers auch. Das Produkt

aus (halbem) Divergenzwinkel und Strahltaillenradius<sup>1</sup>, das sogenannte Strahlparameterprodukt  $w_0 \cdot \Theta_0$ , bleibt über dem gesamten Strahlverlauf, auch beim Passieren von (abberationsfreien) optischen Elementen konstant und es gilt damit Gleichung (1):

$$w_0 \cdot \Theta_0 = w_f \cdot \Theta_f . \quad (1)$$

Der bisher vorwiegend für die objektive Beurteilung und den Vergleich von CO<sub>2</sub>-Lasern benutzte Strahlpropagationsfaktor K ( $0 < K \leq 1$ ; bester Wert  $K = 1$ ) stellt das Verhältnis zwischen dem idealen Strahlparameterprodukt eines Laserstrahls im Gaußschen Grundmode und dem des zu beurteilenden Laserstrahls (gleicher Wellenlänge) dar. Diese sogenannte „K-Zahl“ ist in [33] definiert als

$$K = \frac{\lambda}{\pi} \cdot \frac{4}{d_0 \cdot \Theta'} , \quad (2)$$

wobei  $d_0$  den Strahldurchmesser und  $\Theta'$  den vollen (Fernfeld-) Divergenzwinkel darstellt. In Form der Beugungsmaßzahl  $M^2$ , für die gilt

$$M^2 = \frac{1}{K} , \quad (3)$$

wird diese wellenlängenabhängige Kenngröße zunehmend auch im Bereich von Nd:YAG-Lasern zur Beschreibung der Qualität einer Strahlquelle herangezogen. Zu beachten ist, daß gerade auf Grund dieser Abhängigkeit weder K noch  $M^2$  für den Vergleich zweier Strahlquellen mit unterschiedlicher Wellenlänge geeignet ist. Trotz (theoretisch) gleichem  $M^2$  wäre nämlich dementsprechend ein Nd:YAG-Laser mit seiner kurzen Wellenlänge von  $\lambda = 1,06 \mu\text{m}$  um den Faktor 10 besser (fokussierbar) als ein CO<sub>2</sub>-Laser.

Aus diesen, nachträglich durch Optiken nicht positiv beeinflussbaren Kennzahlen  $M^2$  bzw. K eines Lasers lassen sich weitere Größen ableiten, die sowohl zur weiteren Beurteilung einer Strahlquelle dienen als auch die Eignung für ein bestimmtes Fertigungsverfahren mitbestimmen. Eine ausführliche Herleitung dieser im folgenden aufgeführten Formeln wird z. B. in [13] wiedergegeben. Mit Kenntnis der Fokussierzahl F, als Quotient aus Brennweite f und Durchmesser D des Strahls auf der Fokussierlinse

---

<sup>1</sup> Der Strahlradius begrenzt bei einem rotationssymmetrischen Strahl jene Kreisfläche, innerhalb derer sich 86 % der Leistung befinden. Die Strahltaille stellt ein lokales Minimum des Strahldurchmessers dar.

$$F = \frac{f}{D} , \quad (4)$$

läßt sich der Fokusradius  $w_f$  mit (2) in erster Näherung zu

$$w_f \approx \frac{2 \cdot \lambda \cdot F}{\pi \cdot K} = \frac{2 \cdot \lambda \cdot F \cdot M^2}{\pi} \quad (5)$$

bzw. der Fokusradius  $d_f$  zu

$$d_f \approx (d_0 \cdot \Theta') \cdot F \quad (6)$$

berechnen.

Wie in Kapitel 2.1.2 Strahl-Stoff-Wechselwirkung noch deutlich werden wird, ist insbesondere für eine Schweißbearbeitung ein kleiner erzielbarer Fokusradius bzw. -durchmesser von großer Bedeutung, denn bei definierter Laserleistung wird dadurch z. B. die maximal erreichbare Leistungsdichte festgelegt. Entsprechend DIN EN ISO 11145 [33] ist an die Stelle des Begriffs „Intensität  $I$ “ der Ausdruck „Leistungsdichte  $E$ “ getreten. Definiert (nach wie vor) als Quotient der Strahlleistung, welche an einem Ort  $x, y$  auf eine Fläche  $A_F$  auftrifft, und dieser Fläche selbst. Für die Leistungsdichte (bzw. Intensität) am Ort der Strahlmitte gilt dementsprechend z. B.:

$$E = I = \frac{P_L}{A_F} = \frac{P_L}{\pi \cdot \frac{d_f^2}{4}} = \frac{P_L}{\pi \cdot w_f^2} . \quad (7)$$

Aus den Gleichungen (5) und (6) wird deutlich, daß eine Reduzierung von  $w_f$  (und damit Erhöhung der Leistungsdichte) in erster Linie durch eine höhere Strahlqualität ( $K \rightarrow 1$ ) bzw. ein kleineres Strahlparameterprodukt oder eine stärkere Fokussierung (kleineres  $F$ ) zu erreichen ist. Auch eine Verkürzung der Wellenlänge resultiert rein mathematisch im gleichen Ergebnis. Diese Überlegung ist jedoch nur theoretisch, da z. B. beim Übergang vom  $\text{CO}_2$ - zum Nd:YAG-Laser gleichzeitig die  $K$ -Zahl systembedingt überproportional verschlechtert wird.

Die ebenfalls insbesondere für das Laserstrahlschweißen interessante Größe  $z_{Rf}$  ergibt sich zu

$$z_{Rf} = \frac{4 \cdot \lambda \cdot F^2}{\pi \cdot K} = \frac{4 \cdot \lambda \cdot F^2 \cdot M^2}{\pi} , \quad (8)$$

bzw. mit (4, 5) zu

$$z_{Rf} = d_f \cdot F . \quad (9)$$

Innerhalb dieser sogenannten Rayleighlänge bleibt der Strahlradius nahezu konstant. Konkret vergrößert er sich um den Faktor  $\sqrt{2}$ , was bezogen auf den minimalen Brennfleck einer Verdopplung der Strahlquerschnittsfläche entspricht. Der häufig benutzte Ausdruck der Tiefenschärfe bezeichnet den doppelten Wert der Rayleighlänge.

Obige Aussagen verdeutlichen die Bedeutung hoher Strahlqualität für die Materialbearbeitung. Ein „besserer“ Laser (mit vergleichsweise geringerem  $w_0 \cdot \Theta_0$ , bzw. größerem K) bietet damit für die Praxis mehrere Vorteile:

- ❑ einen vergleichsweise kleineren Fokussdurchmessers, oder aber bei gleichbleibendem  $d_f$ ,
- ❑ die Verwendung einer längeren Brennweite und damit verbunden
- ❑ einen größeren Arbeitsabstand ( $\equiv$  einfacherer Schutz der Optik vor Verschleiß, bessere Zugänglichkeit) und
- ❑ ein größeres  $z_{Rf}$  oder letztlich
- ❑ den Einsatz einer im Durchmesser reduzierten Fokussierlinse, was für die Praxis schlankere Bearbeitungsköpfe und damit wiederum bessere Zugänglichkeit bedeutet.

Ein bisher nur am Rande erwähnter technologischer Vorteil, welchen die kurze Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers bietet, ist die Möglichkeit der Strahlführung mittels Glasfasern. Für CO<sub>2</sub>-Laser höherer Laserleistung kommen ausschließlich reflektierende Systeme mit Kupferspiegeln zum Einsatz. Im Vergleich dazu kann die Distanz zwischen Laserquelle und

Bearbeitungsstation bzw. -optik im Fall eines Nd:YAG-Lasers mittels transmittierender (Quarzglas-) Linsensysteme und über eine hochflexible Faserführung sehr einfach auch über große Entfernungen überbrückt werden (s. Bild 2-1).

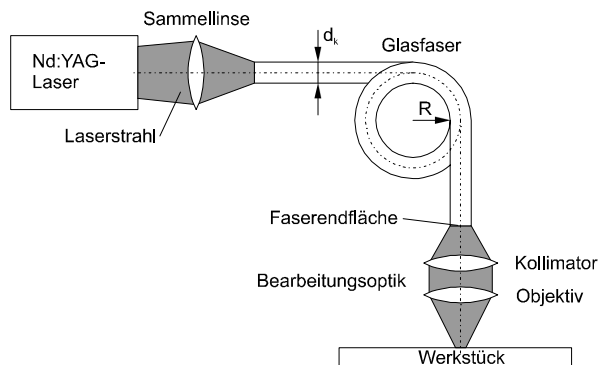


Bild 2-1: Strahlführung mittels Lichtleitkabel bei Nd:YAG-Lasern.

In Japan werden so beispielsweise Nd:YAG-Laser in Verbindung mit Laserlichtkabeln mehrerer 100 m Länge zum Reparaturschweißen von Atomreaktoren eingesetzt [34]. Wobei auch dort, wie hier, in der Fertigung standardmäßig Faserlängen zwischen ca. 20 m und 40 m zum Einsatz kommen. Nicht nur für den Einsatz in einer Automobilserienfertigung ist die Möglichkeit der Faserführung häufig sehr wichtig und kann zum ausschlaggebenden Entscheidungskriterium werden, denn in Verbindung mit einem Industrieroboter bietet sich höchste Flexibilität (s. a. Kapitel 2.2).

Unter Umständen nachteilig bei der Verwendung von Glasfasern zur Strahlführung ist die dadurch bedingte völlige Homogenisierung des Laserlichts. Eventuell vorhandene Modenordnungen gehen verloren, was die Strahlqualität und damit die Fokussierbarkeit reduziert. Dennoch bleiben die generellen Vorteile der Strahlführung mittels Lichtwellenleiter gegenüber der freien Propagation bestehen [35]:

- ☐ hohe Bearbeitungsflexibilität, einfache Leistungsübertragung über große Entfernung,
- ☐ geringer Justieraufwand, geringe Anfälligkeit gegenüber Umgebungseinflüssen,
- ☐ einfacher Aufbau und
- ☐ geringer Einfluß von eventuellen Schwankungen der Laserparameter auf den Prozeß.

Die Strahlführung in der Glasfaser beruht auf dem Prinzip der Totalreflexion von Licht an der Grenzfläche von optisch dichteren zu optisch dünneren Medien [13]. Die Übertragung der Leistung per Glasfaserkabel erfolgt damit nahezu ohne Leistungseinbuße. Die verbleibenden Verluste entstehen vor allem beim Einkoppeln des Strahls sowie beim Wiederaustritt, jeweils am Faserende – in geringerem Maße auch durch die Faserführung selbst. Längenabhängig betragen diese Verluste ca. 5 - 15 % der eingekoppelten Leistung [13, 36].

Glasfasern werden nach dem Brechzahlprofil des Faserkerns differenziert [37, 38]. Neben der Gradientenindexfaser, bei der der Brechungsindex von der Fasermitte bis zum Rand kontinuierlich abnimmt und somit an ihrem Austritt ein annähernd gaußförmiges Intensitätsprofil aufweist, ist die Stufenindexfaser insbesondere in Verbindung mit Lasern hoher Ausgangsleistung der zur Zeit am häufigsten eingesetzte Lichtwellenleiter. Das resultierende Intensitätsprofil nach der Faser hat dementsprechend eine zylinderförmige Verteilung, auch „top hat“-Profil genannt. Bei dieser Ausführung umgibt ein aus optisch dünnerem Material (Brechungsindex  $n_1$ ) bestehender Mantel einen optisch dichteren Quarzkern (Brechungsindex  $n_2$ ) und es ist dabei

$n_1 < n_2$ . Um Beschädigungen von außen zu vermeiden, ist die gesamte Glasfaser in einen Schutzmantel eingebettet. Dieser schützt die Faser auch vor einer zu starken Biegung, welche zunächst zu einer Reduzierung der Strahlqualität und damit veränderter Prozeßergebnisse und im Extremfall – bei Überschreitung der entsprechenden Grenzwinkel der Totalreflexion – zur Zerstörung der Faser führen würde [39]. Typische minimal tolerierbare Radien liegen je nach Faserkerndurchmesser bei ca. 200 mm [40].

Mit Hilfe einer Fokussiereinheit muß der Laserstrahl nach Verlassen der Glasfaser zur Materialbearbeitung gebündelt werden. Diese sogenannte Abbildung des Faserendes auf das Werkstück erfolgt bei Nd:YAG-Hochleistungslasern normalerweise mittels eines Systems aus Kollimations- und Fokussierlinse (Bild 2-2).

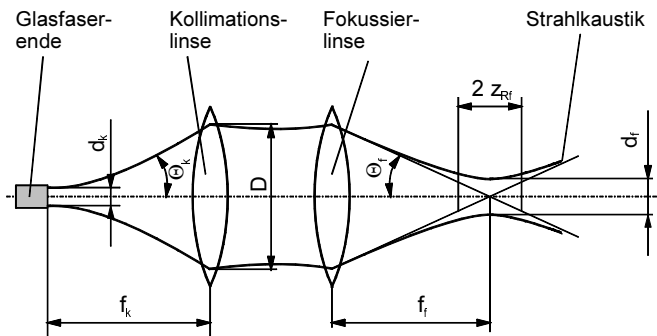


Bild 2-2: Optische Komponenten einer Abbildungsoptik für Nd:YAG-Laser mit geometrischen Größen.

Ausgehend von den Gesetzen der geometrischen Optik läßt sich eine überschlägige Berechnung des Brennfleckdurchmessers  $d_f$  in Abhängigkeit von der Fokussieroptik und der eingesetzten Strahlführung mit Laserlichtkabel und Kollimator mit Hilfe von Gleichung (10) und (11) durchführen. Es gilt:

$$\beta = \frac{f_k}{f_f} = \frac{d_k}{d_f} \quad , \quad (10)$$

woraus

$$d_f = \frac{f_f}{f_k} \cdot d_k \quad (11)$$

folgt. Der Abbildungsmaßstab  $\beta$  bezeichnet dabei das Verhältnis der Brennweite der Kollimatorlinse  $f_k$  und der der verwendeten Fokussierlinse  $f_f$  bzw. des Faserkerndurch-

messers  $d_k$  des Laserlichtkabels und dem des Fokusbereichs  $d_f$  auf dem Werkstück. Aus Gleichung (11) wird deutlich, daß der Fokusbereich einerseits vom Abbildungsmaßstab, andererseits aber vom Durchmesser des Glasfaserkerns bestimmt wird. Ein minimaler  $d_f$  läßt sich dementsprechend aus der Kombination einer kurzen  $f_k$  und einer langen  $f_k$  oder aber mit einem kleinen  $d_k$  erzielen. Ersteres bedeutet gleichzeitig einen geringen Arbeitsabstand (und damit großes Verschmutzungspotential) und zweiteres erfordert große Kollimations- und Fokussierlinsen und bedingt damit große Bearbeitungsköpfe (verbunden mit einer schlechten Zugänglichkeit). Auch hier zeigt sich also wieder die Bedeutung eines kleinen Strahlparameterprodukts bzw. eines gegen  $K = 1$  strebenden Strahlpropagationsfaktors, denn durch ihn wird der minimale Faserkernndurchmesser  $d_k$  festgelegt, welcher ein Einkoppeln des Laserstrahls noch erlaubt.

Heutige Strahlquellen mit einem Strahlparameterprodukt von  $w_0 \cdot \Theta_0 = 25 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$  und einer Leistung am Werkstück zwischen 2 kW und 3 kW (4 kW) verfügen standardmäßig über Fasern mit  $d_k = 600 \text{ } \mu\text{m}$ . Um die Ausmaße der Schweißbearbeitungsköpfe nach oben und die Rayleighlänge nach unten zu begrenzen, werden mit Kollimationsbrennweiten von  $f_k = 200 \text{ mm}$  und Fokussierzahlen in der Größenordnung von ungefähr  $F \geq 3$  minimale Fokusbereichs von ca.  $d_f = 300 \text{ } \mu\text{m}$  erreicht – als Faustformel kann zur Abschätzung des (sinnvoll) erzielbaren minimalen  $d_f$  im übrigen von einer Halbierung von  $d_k$  ausgegangen werden. Unter Tolerierung erheblicher Leistungseinbußen beim Einkoppeln in die Faser sind im oben genannten Leistungsbe- reich als Sonderlösungen auch Systeme mit Faserdurchmessern von  $400 \text{ } \mu\text{m}$  für die Materialbearbeitung verfügbar, welche dann bei vergleichbarer Fokussierung einen entsprechenden Brennfleck von  $d_f = 200 \text{ } \mu\text{m}$  ermöglichen.

Mit Kenntnis des Strahlparameterprodukts  $w_0 \cdot \Theta_0$  läßt sich für einen bestimmten Faserkernndurchmesser  $d_k$  zunächst der Divergenzwinkel  $\Theta_0$  bzw.  $\Theta_k$  nach Faseraustritt berechnen, mit Hilfe dessen dann der Strahldurchmesser  $D$  auf der Kollimations- bzw. Fokussierlinse für eine gewählte Brennweite von  $f_k$  durch eine geometrische Betrachtung konkreter abgeschätzt werden kann (s. Bild 2-2, wobei  $w_0 = \frac{d_k}{2}$  und  $\Theta_0 = \Theta_k$  ist). Es gilt:

$$D = 2 \cdot f_k \cdot \tan \Theta_k, \quad (12)$$

woraus sich je nach  $f_k$  auch Werte für  $F$  und  $z_{Rf}$  bestimmen lassen (s. Gleichung (4) und (9)).



### 2.1.2 Strahl-Stoff-Wechselwirkung

Die Grundvoraussetzung für einen Laserschweißprozeß an sich, nämlich die Umwandlung der auf ein Werkstück fokussierten Strahlung in Wärme, erfolgt bei Metallen innerhalb von Bruchteilen der verwendeten Wellenlänge. Der Laser in seiner Wirkung kann daher zunächst auch als Oberflächenwärmequelle betrachtet werden. Die Phänomene und Mechanismen, die beim Laserstrahlschweißen in der Wechselwirkungszone zwischen Laserstrahl und Werkstück im einzelnen tatsächlich ablaufen, hängen jedoch im wesentlichen vom Zusammenspiel bzw. dem Gleichgewicht der Energieflüsse ab, welche einerseits eingebracht und andererseits wiederum dem Prozeß – vorwiegend durch Wärmeabfuhr – entzogen werden.

Mit zunehmender Intensität bzw. Leistungsdichte erfährt das beaufschlagte Material nach einem reinen Aufheizvorgang mehrere Phasenübergänge, zunächst von fest zu flüssig und dann zu dampfförmig. Als Ergebnis des Rückstoßdruckes des abdampfenden Materials auf die Schmelze erfährt die Wechselwirkungszone selbst ebenso eine (Form-) Veränderung. Entsprechend wird der Prozeß bei geringen Leistungsdichten bzw. Intensitäten ( $< 10^5 \text{ W/cm}^2$ ) und nahezu unveränderter Geometrie als Wärmeleitungsschweißen bezeichnet, während von Tiefschweißen gesprochen wird, nachdem sich bei hohen Intensitäten (oberhalb von ca.  $10^6 \text{ W/cm}^2$ ) eine sogenannte Dampfkapsillare (im anglo-amerikanischen Sprachgebrauch auch als „keyhole“ bezeichnet) ausgebildet hat, vergleiche Bild 2-3. Wird die Leistungsdichte darüber hinaus weiter gesteigert, kann es zu einer vermehrten Plasmabildung kommen. Diese resultiert gegebenenfalls zunächst in einer Reduzierung der Einschweißtiefe und Verbreiterung der Naht im oberen Bereich (Nagelkopfbildung) und kann letztlich – insbesondere beim Einsatz von  $\text{CO}_2$ -Lasern – bis zu einer Abschirmung nahezu der gesamten eingestrahnten Laserenergie vom Werkstück führen.

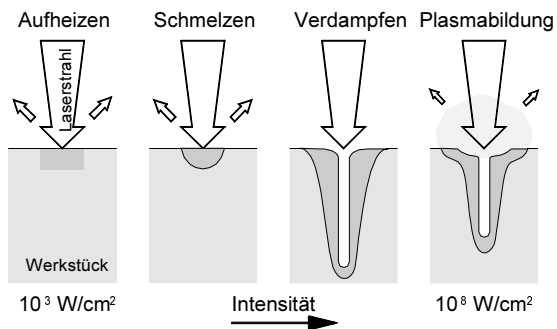


Bild 2-3: Wechselwirkungsprozesse zwischen Laserstrahl und Werkstück bei Beaufschlagung mit unterschiedlichen Intensitäten.

Für den eigentlichen Tiefschweißprozeß, welcher sich insbesondere durch große Aspektverhältnisse von Tiefe zu Breite der Schweißnaht, hohe Vorschubgeschwindigkeiten und kleine Wärmeeinflußzonen auszeichnet, steht also vor diesem Hintergrund bei praktischen Anwendungen nur ein sogenanntes Prozeßfenster zur Verfügung [41]. Wodurch dessen Grenzen bestimmt sind und welche Energieeinkopplungs- bzw. Wechselwirkungsmechanismen insbesondere innerhalb dieses Fensters wirken, wird in den folgenden Unterkapiteln näher erläutert.

### 2.1.2.1 Energieeinkopplung

Im Fall des Wärmeleitungsschweißens wird die Energieeinkopplung vom (Oberflächen-) Absorptionsvermögen des beaufschlagten Materials bestimmt. Typische Absorptionsgrade von Metallen liegen bei Schmelztemperatur und senkrechter Einstrahlung bei Werten im Bereich von 4 % ( $\text{CO}_2$ -Laser) bis 33 % (Nd:YAG-Laser) und bedeuten so eine geringe Leistungsausbeute. Im Gegensatz dazu werden beim Tiefschweißen Einkoppelgrade von bis zu 90 % erreicht [42], wodurch der Laserschweißprozeß deutlich an Prozeßeffizienz und damit Wettbewerbsfähigkeit gewinnt, was für die Anwendung bzw. Umsetzung dieser Technologie in eine (Automobil-) Serienfertigung selbstverständlich essentiell ist. Grundsätzlich ermöglicht wird diese Steigerung durch wesentlich komplexere Energieeinkopplungsmechanismen, nachdem sich oberhalb einer bestimmten Leistungsdichte  $E$  bzw. Werten der spezifischen Leistung ( $P/d_r$ ) die charakteristische Dampfkapillare ausgebildet hat, Bild 2-4.

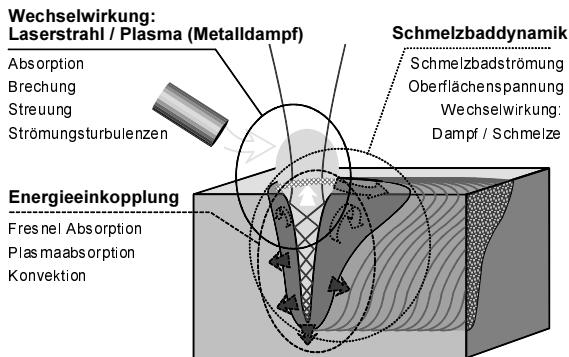


Bild 2-4: Schematische Darstellung des Laserstrahltiefschweißens und der am Prozeß beteiligten Mechanismen.

Der Übergang zum Tiefschweißen, mit dem auch ein sprunghafter Anstieg der Einschweißtiefe verbunden ist, wird als Schwelle bezeichnet und bildet somit den unteren Rand des erwähnten Prozeßfensters. Wo diese für den Prozeß entscheidende Schwelle quantitativ liegt und wie groß dieses Prozeßfenster ist, wird von unterschiedlichen

Größen beeinflusst (s. Bild 2-5), was im folgenden und im Unterkapitel 2.1.2.2 diskutiert wird.

Die Bedingungen, nach denen für das Überschreiten der Schwelle das Erreichen der Verdampfungstemperatur erforderlich ist, spiegeln sich in folgender Beziehung [15]:

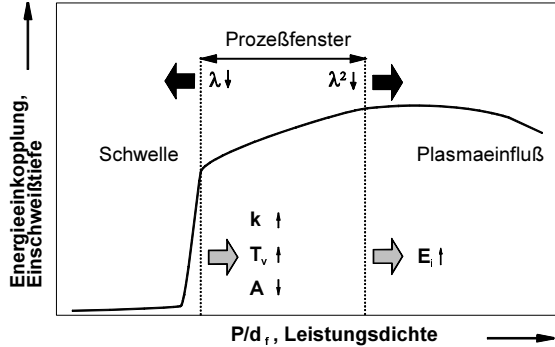


Bild 2-5: Prozessfenster des Laserstrahl-tiefschweißens, beeinflusst durch unterschiedliche Strahl- und Materialeigenschaften.

$$A \cdot \frac{P}{d_f} = T_v \cdot k \cdot \sqrt{\frac{Pe}{2} + 1,1} \quad (13)$$

Hierbei stellt A den Absorptionsgrad dar, welcher abhängig von der verwendeten Wellenlänge und dem beaufschlagten Werkstoff ist; k ist die Wärmeleitfähigkeit und Pe die Pecletzahl, definiert als Quotient aus v, d<sub>f</sub> und der Temperaturleitfähigkeit y [15] zu:

$$Pe = \frac{v_L \cdot d_f}{2 \cdot y} \quad (14)$$

Mit Hilfe von (13) werden auch die in Bild 2-5 prinzipiell dargestellten Zusammenhänge und Abhängigkeiten im Bereich der Schwelle verdeutlicht: Während eine hohe Verdampfungstemperatur und Temperaturleitfähigkeit die Schwelle nach rechts verschieben, findet die Ausbildung der Dampfkapillare für höhere Absorptionsgrade bei geringeren Werten für P/d<sub>f</sub> statt. Der Nd:YAG-Laser, mit seiner kürzeren Wellenlänge und den damit grundsätzlich höheren Werten von A, ist hier verglichen mit dem CO<sub>2</sub>-Laser im Vorteil. Während beispielsweise für die Überschreitung der Schwelle für den Werkstoff AlMgSi1 im Fall eines Nd:YAG-Lasers bei einer spezifischen Leistung von ca. 4000 W/mm erfolgt, liegen entsprechende Werte für den CO<sub>2</sub>-Laser deutlich darüber, wie praktische Untersuchungen zeigen [43].

Jüngste, noch nicht veröffentlichte praktische Untersuchungen am IFSW belegen ebenfalls, daß die Charakterisierung der Schwelle bei der Verwendung von Nd:YAG-

Lasern durch die Größe der auf den Fokusbereich bezogenen Leistung deutlich zutreffender erfolgt, als wenn hierfür der Ausdruck der Leistungsdichte herangezogen wird, in dem der Fokusbereich bekanntlich quadratisch eingeht.

Die Bedeutung einer hohen Strahlqualität wird durch (13) und (14) unterstrichen. Bei gegebener Leistung ermöglicht ein damit kleinerer erreichbarer  $d_f$  eine einfachere Überschreitung der Schwelle und resultiert nach Ausbildung der Dampfkapillare auf Grund veränderter Energieeinkopplung darüber hinaus in einer Erhöhung der Einschweißtiefe [15, 18, 42]. Der zweite Effekt beruht auf den folgenden Zusammenhängen.

Nachdem sich die Dampfkapillare ausgebildet hat, dringt der Laserstrahl mittels Vielfachreflexionen in das Werkstück ein, wobei jeweils ein Teil der Strahlung absorbiert wird. Zwischen der Form der Dampfkapillare und der Energieeinkopplung besteht insofern ein Zusammenhang, als daß in erster Näherung die Anzahl der Reflexionen und die Werte des einfallswinkel- und wellenlängenabhängigen Absorptionsgrades (genauer über diese sogenannte Fresnel Absorption findet sich in [44, 18]) aus dem Schlankheitsgrad  $S$  der Kapillare resultieren. Große Werte der als Quotient aus Tiefe und Durchmesser der Kapillare definierten Größe

$$S = \frac{t_K}{d_K} \quad (15)$$

führen so zu hohen Einkoppelgraden (s. Bild 2-6). Hohe Strahlqualität und dadurch wiederum mögliche kleine  $d_f$  führen zu schlanken und entsprechend tiefen Dampfkapillaren. In Verbindung mit der Verwendung eines Nd:YAG-Lasers steigert dies den Einkoppelgrad und damit die Effizienz des Verfahrens [45]. Bei gegebener Strahlquelle bedeutet dies umgekehrt allerdings auch, daß in der Praxis beim Übergang zu einer längeren Brennweite  $f$  der Fokussieroptik und einem demzufolge größeren Fokus- und damit Kapillardurchmesser zwar der Arbeitsabstand und die Rayleighlänge vergrößert werden, gleichzeitig aber eine Reduzierung der Effizienz in Kauf genommen werden muß. Dies äußert sich beim Schweißen

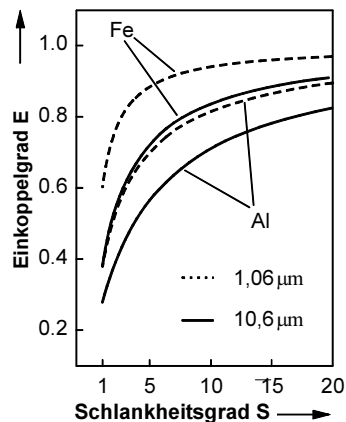


Bild 2-6: Berechneter Einkoppelgrad als Funktion des Schlankheitsgrads und der Wellenlänge [18].

in der Regel in einer Verminderung der Einschweißtiefe  $t$  bzw. bei geforderter  $t$  in einer geringeren realisierbaren Geschwindigkeit.

Die obigen, sowohl die Schwelle als auch die Einschweißtiefe betreffenden zunächst theoretischen Annahmen werden durch zahlreiche praktische Untersuchungen mit unterschiedlichen Strahlquellen und für unterschiedliche Werkstoffe bestätigt [46, 14].

Die Wärmeeinbringung nach dem Überschreiten der Schwelle erfolgt entlang der Kapillarwand und wird einerseits durch den Energiefluß, der zur Verdampfung erforderlich ist, und andererseits den Energietransport in das Werkstück selbst im Gleichgewicht gehalten. Abhängig von den Prozeßparametern, den Materialeigenschaften und der Fügegeometrie entsteht so ein Schmelzbad, welches schließlich nach der Erstarrung die Schweißnaht bildet. Ihre Form wird daher von den im einzelnen stattfindenden Energieeinkopplungsmechanismen und insbesondere durch den Energietransport im Schmelzbad selbst bestimmt, worin innerhalb eines komplexen Strömungsfeldes Wärmeleitung und vor allem auch Konvektion wirken.

Innerhalb des Prozeßfensters kann die Leistungsfähigkeit des Schweißprozesses qualitativ z. B. damit beschrieben werden, daß die am Werkstück zur Verfügung stehende Laserleistung  $P_L$  dem Produkt der Vorschubgeschwindigkeit und der aufgeschmolzenen Fläche des Querschliffs  $A_Q$  proportional ist:

$$A_Q \cdot v \sim P_L . \quad (16)$$

In Verbindung mit der Festlegung der Streckenenergie  $E_S$ , als Quotient aus Leistung und Geschwindigkeit, zu

$$E_S = \frac{P_L}{v_L} , \quad (17)$$

folgt aus (16) die Abhängigkeit zwischen  $E_S$  und  $A_Q$ :

$$E_S \sim A_Q . \quad (18)$$

Während für die Bewältigung einer bestimmten Schweißaufgabe der in (16) dargelegte Zusammenhang bei der Auswahl der Leistungsklasse eines Lasers zu berücksichtigen ist, kann (18) zum Vergleich der Effizienz verschiedener Strahlquellen untereinander herangezogen werden. Indem  $A_Q$  (bei gleichen Wärmeleitungsverhältnissen) ein Maß für den in Schmelzvolumen umgesetzten Anteil der eingekoppelten Energie darstellt, können so beispielsweise Laser unterschiedlicher Wellenlänge, drüber hinaus aber

auch bestimmte Prozesse bzw. Verfahrensvarianten (s. a. Kapitel 7) miteinander verglichen werden.

Mit der Näherung, daß  $A_Q$  proportional dem Produkt aus Nahtbreite  $b$  und der Einschweißtiefe  $t$  ist sowie der Vereinfachung, daß die Breite selbst proportional zu  $d_f$  ist (eine genauere Abhängigkeit der Breite von  $d_f$  und  $v_L$  wird in [15] diskutiert), folgt dann aus Gleichung (16):

$$v_L \cdot t \sim \frac{P}{d_f} . \quad (19)$$

Aufgrund der komplexen Energieflüsse und der resultierenden Kräfte und Momente existiert bisher kein vollständiges theoretisches Modell, welches eine exakte Vorhersage der Kapillargeometrie erlaubt. Dennoch sind die beteiligten Mechanismen bekannt: Prinzipiell müssen sich im Gleichgewichtszustand die Kräfte, welche ein Aufhalten der Dampfkapillare bewirken, mit denen die Waage halten, die zu einem Zusammenbrechen führen. Dementsprechend stehen den Kräften, die durch die Druckverhältnisse und -verteilung des verdampfenden und (aus-)strömenden Materials erzeugt werden, die durch die Oberflächenspannung und Schmelzbadbewegung bzw. -strömung entstehenden hydrodynamischen Kräfte gegenüber [15, 47, 48]. Nach übereinstimmenden Ergebnissen diagnostischer Messungen und theoretischer Modelle [49, 50, 51] ist die Dampfkapillare für Vorschubgeschwindigkeiten ab etwa 3 - 5 m/min erkennbar in Richtung Schmelzbad geneigt und im unteren Teil nach hinten gebogen; je höher die Geschwindigkeit, desto größer sind die Abweichungen von der Senkrechten.

### 2.1.2.2 Fluidodynamik und Stabilität

Die Strömung im Schmelzbad wird von unterschiedlichen Kräften angetrieben, welche sich gegenseitig überlagern und letztlich die Dynamik und damit Stabilität des Prozesses beeinflussen. Die verdrängende Wirkung der Dampfkapillare selbst, die Gradienten der Oberflächenspannung sowie die Momentübertragung des Metaldampfs innerhalb und oberhalb des Keyholes stellen die wichtigsten Mechanismen dar. Welcher dominiert, hängt von den speziellen Gegebenheiten der jeweiligen Schweißaufgabe ab, weshalb diesbezüglich im folgenden nur einige grundsätzliche Anmerkungen gemacht werden.

Als Konsequenz der fortlaufenden Bewegung des Laserstrahls relativ zum Werkstück muß das vor der Dampfkapillare aufgeschmolzene Material um selbiges „Hindernis“ herumfließen. Das resultierende Strömungsfeld wird dementsprechend durch die Mas-

sen- bzw. Impulserhaltung innerhalb der geometrischen Verhältnisse des Schmelzbades, insbesondere der Relation zwischen den Abmessungen der sich ausbildenden Dampfkapillare einerseits und denen der senkrecht zur Vorschubrichtung befindlichen Schmelze andererseits bestimmt. Nachdem beides u. a. von der Laserleistung, der Geschwindigkeit und den Materialeigenschaften abhängt, sind generelle Vorhersagen bezüglich des sich ausbildenden Strömungsfeldes nicht möglich. Obwohl das Strömungsfeld gemäß theoretischen und praktischen Untersuchungen dreidimensional ist [15, 48, 49], geben zweidimensionale FEM-basierte Berechnungen einen ersten Eindruck der vorherrschenden Größenverhältnisse dieser keyhole-induzierten Strömungsgeschwindigkeiten. So sprechen deutliche Anzeichen dafür, daß die Schmelzbadströmung mit steigender Vorschubgeschwindigkeit immer inhomogener wird. Außerdem lassen sich hinter der Dampfkapillare Geschwindigkeiten des Schmelzbades berechnen, die bis um das Zehnfache über der Schweißgeschwindigkeit liegen [48].

Sehr hohe Geschwindigkeiten innerhalb des Schmelzbades können ebenfalls durch Kräfte hervorgerufen werden, die sich auf Grund von Gradienten der Oberflächenspannung ergeben. Diese entstehen infolge unterschiedlicher Temperaturen innerhalb des Schmelzbades (Verdampfungstemperatur am Rand des Keyholes und Schmelztemperatur entlang der fest-flüssigen Phasengrenze) und der Temperaturabhängigkeit des Oberflächenspannungskoeffizienten. Für den Werkstoff Stahl ist dieser Koeffizient im allgemeinen negativ, was bedeutet, daß die Oberflächenspannung bei höheren Temperaturen geringer ist. Auf diese Weise wird aufgeschmolzenes Material von der Dampfkapillare in Richtung des Schmelzbadrandes beschleunigt und führt so zu einer Verlängerung und Verbreiterung des Schmelzbades – im Querschliff als Nagelkopf zu erkennen. Bestimmte Legierungselemente, aber auch die Zusammensetzung des Schutzgases beeinflussen den Oberflächenspannungskoeffizienten. Geringe Mengen von Schwefel beispielsweise kehren dessen Vorzeichen um und führen dementsprechend zu schlanken und tiefen Einbränden beim Verschweißen von Eisenwerkstoffen. Dieser sogenannte Marangoni-Effekt ist die einzige Ursache für die beim Wärmeleitungsschweißen auftretenden Schmelzbadströmungen und daher für diese Technik relativ gut erforscht. Für das Tiefschweißen von Stahl wird in [52] ein erstes Modell vorgestellt, welches versucht, die durch Oberflächenspannungen angetriebene dreidimensionale Schmelzbadströmung zu simulieren. Für das Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen existiert diesbezüglich bislang kein Modell; Phänomene in der Praxis lassen aber eine Wirksamkeit des Marangoni-Effekts auch für dieses Material möglich erscheinen, was aber bislang nicht tiefer ergründet wurde.

Als letzte wichtige Quelle, die Einfluß auf die Schmelzbadströmung nimmt, ist die Strömung des Metaldampfes bzw. Plasmas innerhalb der Dampfkapillare zu nennen. Selbst für den Fall einer stationären und stabilen Keyholegeometrie werden durch Reibungskräfte Momente der gasförmigen Strömung auf die flüssige Wandung übertragen. Diese beschleunigen die Schmelze lokal und verändern dadurch deren Strömungsfeld. Je nach Schweißnahtgeometrie und Prozeßparametern können die resultierenden Effekte auf das Schweißergebnis (s. u.) bzw. dessen Qualität beträchtlich sein [15, 48].

Eine Schweißnaht muß neben einer definierten Geometrie, beispielsweise bestehend aus einer bestimmten Nahtbreite oder Einschweißtiefe, eine Vielzahl weiterer Qualitätskriterien erfüllen. Schmelzbadauswürfe, Poren, Risse, Kerben und jegliche Art weiterer Schweißnahtimperfectionen (s. a. Kapitel 2.1.3) wirken sich in der Regel festigkeitsmindernd aus und sind daher zu vermeiden oder auf ein festgelegtes, tolerierbares Maß zu reduzieren. Unter Berücksichtigung obiger Feststellungen ist es offensichtlich und nachvollziehbar, daß die Stabilität der Dampfkapillare und des Schmelzbades, welche sich ja direkt auf das Schweißergebnis auswirkt, mit den Phänomenen der Energieeinkopplung eng gekoppelt sind. In der Vergangenheit wurde das Thema Prozeßstabilität in zahlreichen Beiträgen und unter verschiedensten Ansätzen verfolgt [14, 15, 16, 17, 53]. Aufgrund der Komplexität der beteiligten Mechanismen wurden jedoch lediglich einzelne Punkte unter stark vereinfachten Annahmen untersucht. Angesichts dieser Situation wird daher im folgenden nicht näher auf Stabilitätsaspekte eingegangen; statt dessen wird nachfolgend kurz und später in Kapitel 2.1.3.2 auf einige unterschiedliche Methoden eingegangen, die sich in der Praxis bereits bewährt haben und insbesondere auch beim Schweißen von Al die Prozeßstabilität deutlich verbessern:

Zunächst wird eine hohe Stabilität der Dampfkapillaren beim Einsatz von CO<sub>2</sub>-Lasern höchster Strahlqualität erreicht [14]. Weiterhin verbessert auch die Verwendung einer kürzeren Wellenlänge (Nd:YAG-Laser anstatt CO<sub>2</sub>-Laser) die Prozeßstabilität deutlich [41, 42, 43, 54]. Dies beruht einerseits auf dem bereits erwähnten, vergleichsweise größeren verfügbaren Prozeßfenster und andererseits auf einer merklich reduzierten Empfindlichkeit gegenüber Plasmaeffekten (s. nächstes Unterkapitel). Die Methode, anstatt einem Einzelstrahl zwei (oder mehr) Strahlen auf die Wechselwirkungszone zu fokussieren, ist eine Technik, mit der die wohl deutlichste Steigerung der Prozeßstabilität und erreicht werden kann [14, 30, 53], (s. a. Kapitel 2.1.3.2).



### 2.1.2.3 Plasmaeinflüsse

Aufgrund thermischer Ionisation des innerhalb der Dampfkapillare und oberhalb in Richtung Laserstrahl strömenden Metaldampfes werden Elektronen produziert, die direkt mit der elektromagnetischen Strahlung wechselwirken. Bei für Schweißanwendungen typischen Wellenlängen und Intensitätswerten ist die inverse Bremsstrahlung der vorherrschende Mechanismus der Energieübertragung. Nach [55] hängt der Absorptionskoeffizient  $\alpha$  für schwach ionisierte Plasmen von der Wellenlänge sowie von der Elektronendichte  $n_e$  und -temperatur  $T_e$  in folgender Form ab:

$$\alpha \sim \lambda^2 \cdot n_e^2 \cdot T_e^{-3/2}. \quad (20)$$

Aus Gleichung (20) ist zu erkennen, daß  $\alpha$  bei einer Verkürzung der Wellenlänge um den Faktor 10 (Übergang von Nd:YAG- auf CO<sub>2</sub>-Laser), um den Faktor 100 reduziert wird. Dementsprechend ist also zu erwarten, daß Auswirkungen des ionisierten Metaldampfes auf das Schweißergebnis im Falle der kurzen Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers sehr viel geringer ausfallen. Für CO<sub>2</sub>-, CO- und Nd:YAG-Laser wurden in [56] detaillierte theoretische und praktische Untersuchungen zum Thema Plasmaeinfluß durchgeführt, die dies bestätigen. So ist in Bild 2-7 beispielsweise die Elektronentemperatur als Funktion der drei unterschiedlichen Wellenlängen für Stahl und Al dargestellt. Die vergleichsweise sehr niedrigen Werte von  $T_e$  für  $\lambda = 1,06 \mu\text{m}$  deuten darauf hin, daß im Fall des Einsatzes eines Nd:YAG-Lasers überhaupt kein Plasma existiert. Weiterhin lassen die unterschiedlichen Werte für Stahl und Al größere Auswirkungen und dadurch ernsthaftere Schwierigkeiten beim Schweißen von Al erwarten, was die Praxis ja auch zeigt.

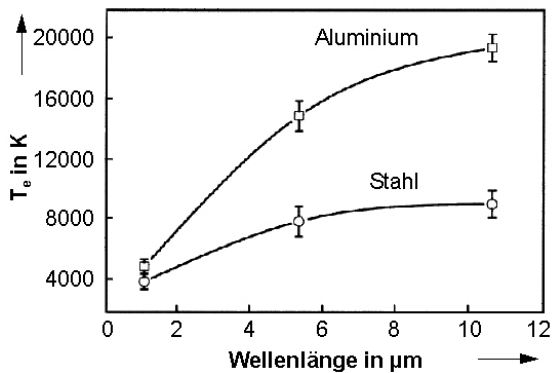


Bild 2-7: Spektroskopisch gemessene Elektronentemperatur als Funktion von Wellenlänge und Material (die oberen Grenzwerte beziehen sich jeweils auf den Einsatz von Argon als Prozessgas, die unteren auf Helium), nach [56].

Beim Schweißen mit CO<sub>2</sub>-Lasern wird der Wechselwirkungszone stets Gas höheren Ionisationspotentials, wie z. B. He oder Ar (oder Gemische aus beiden Gasen) zuge-

führt, um das entstehende Plasma zu verdünnen und so dessen negative Auswirkung auf Energieeinkopplung (bis hin zur kompletten Abschirmung der eingestrahnten Leistung), Stabilität und Qualität zu vermindern, welche durch Absorption [56, 57, 58, 59] sowie Streuungs- und Brechungseffekte, Defokussierung und Ablenkung des Laserstrahls [56, 57, 58, 59, 60, 61, 62] hervorgerufen werden. Dem (Prozeß-) Gas kommt also in diesem Fall eine aktive Rolle der Plasmakontrolle zu. Hingegen ist beispielsweise beim Schweißen von Stahl mit einem Nd:YAG-Laser rein prinzipiell überhaupt kein Prozeßgas erforderlich, da der Schweißvorgang diesbezüglich deutlich unempfindlicher ist.

Obwohl beim Schweißen mit Nd:YAG-Lasern offensichtlich keine Plasmamechanismen beteiligt sind (welche vorwiegend mit der Existenz freier Elektronen zusammenhängen), können in der Praxis insbesondere bei hoher (Puls-) Leistung dennoch Effekte beobachtet werden, die auf eine Wechselwirkung zwischen Gas- bzw. Dampfströmung und dem Laserstrahl hindeuten. Die negative Wirkung auf das Schweißergebnis ist, verglichen mit denen eines CO<sub>2</sub>-Laser induzierten Plasmas, jedoch wie mehrfach erwähnt erheblich geringer. Obwohl die Herkunft der beteiligten Phänomene im Moment noch nicht geklärt ist, existieren Anzeichen dafür, daß Mikropartikel innerhalb des Dampfes zu diesen Interaktionen führen [62, 63]. Das Ausmaß der Beeinflussung durch Rayleigh-Streuung wurde beispielsweise numerisch in [64] untersucht.

### 2.1.3 Verfahrens- und werkstoffspezifische Besonderheiten beim Laserstrahlschweißen von Aluminium

Nach DIN 8528 [65] wird zur Beurteilung der Schweißbarkeit eines Bauteils der Begriff selbst in die Kategorien Schweißbeignung, Schweißsicherheit und Schweißmöglichkeit unterteilt, welche wiederum vom Verfahren, dem eingesetzten Werkstoff und der Konstruktion, also der Wahl der Fügegeometrie abhängen; Bild 2-8 verdeutlicht diesen Sachverhalt. Dementsprechend wird auch die Laserschweißbarkeit von Al einerseits entscheidend von den physika-

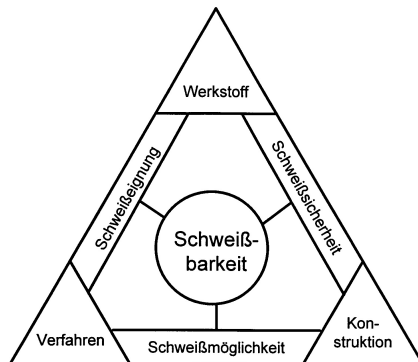


Bild 2-8: „Magisches Dreieck“ der Schweißbarkeit, nach [65].

lischen Eigenschaften des Materials beeinflusst und andererseits vom Verfahren selbst. In [14] wird die Laserschweißbeignung von Aluminiumwerkstoffen ausführlich diskutiert. Die beim Laserstrahlschweißen von Al in Form von Nahtimperfectionen auftretenden, festigkeitsrelevanten Schwierigkeiten [66] werden dort ursachenbezogen in materialspezifische – vorwiegend verfahrensunabhängige – und sogenannte laser- und damit verfahrensspezifische Unregelmäßigkeiten aufgeschlüsselt. Im folgenden werden diesbezüglich speziell Probleme wie Schmelzbadauswürfe, Poren und Risse diskutiert und dabei adäquate Abhilfe- bzw. Lösungsmöglichkeiten vorgestellt. Auf weitere (genormte) Unregelmäßigkeiten, wie z. B. die Nahtüberhöhung oder den Nahtdurchhang [67], wird im Zusammenhang mit fügegeometriebedingten Qualitätskriterien innerhalb der betreffenden Ergebniskapitel (s. Kapitel 6.1 und 5.1) eingegangen.

Die physikalischen Eigenschaften des Werkstoffs Al (s. Tabelle 2-1) gestalten den Schweißprozeß im Vergleich zum Werkstoff Stahl grundsätzlich deutlich schwieriger.

<b>Physikalische Eigenschaften:</b>	<b>Aluminium</b>	<b>Eisen</b>
Absorptionsgrad bei Schmelztemperatur $T_s$ in % (ca. Angaben für $\lambda = 1,06 \mu\text{m}$ und $\perp$ Einstrahlung)	11	31
Wärmeleitfähigkeit $k$ in $[\text{W}/(\text{K}\cdot\text{m})]$	221	67 (Stahl: $\approx 50$ )
Schmelztemperatur $T_s$ in $[\text{°C}]$	660	1530
Siedetemperatur $T_v$ in $[\text{°C}]$	2270	2500
Viskosität der Schmelze $[\text{kg}/(\text{m}\cdot\text{s})]$	0,0011	0,0043
Oberflächenspannung der Schmelze in $[\text{N}/\text{m}]$	0,86	1,4

Tabelle 2-1: Vergleich physikalischer Eigenschaften von Al und Fe [18, 68].

Allen voran stellt die geringe Oberflächenabsorption und die hohe Wärmeleitfähigkeit des Aluminiums ein Hauptproblem beim Schweißen dieses Werkstoffs dar. Durch den hohen räumlichen Wärme- und damit Energieabfluß muß lokal sehr viel Energie in das Werkstück eingebracht werden, um überhaupt ein Aufschmelzen zu ermöglichen. Die Schwelle, oberhalb derer sich eine Dampfkapillare ausbildet, verschiebt sich somit hin zu höheren Werten von  $P/d_f$ . Weiterhin fördert ein niedrigeres Ionisationspotential  $E_i$  ( $E_{i, \text{Al}} < E_{i, \text{Fe}}$ ) des Metaldampfes die Plasmabildung. Beim Übergang von Stahl auf Al wird dementsprechend das Prozeßfenster von beiden Seiten her reduziert [41, 69], (vergleiche Bild 2-5). Die niedrige Schmelztemperatur sorgt zwar für große Schmelzbäder, die hohe Wärmeleitfähigkeit bedingt aber gleichzeitig eine Verminderung der

Einschweißtiefe und verursacht breitere Einbrände und größere Wärmeeinflußzonen. Die bei Al stets auftretende Oxidschicht, deren Schmelzpunkt bei ca. 2000 °C liegt, behindert bei den herkömmlichen und im Bereich Al konkurrierenden Schweißverfahren wie MIG und WIG eine gute Wärmeeinbringung und erschwert den Prozeß vor allem auch am Start (weshalb die konventionellen Verfahren eine möglichst definierte, dünne Oxidschicht erfordern). Das Laserstrahlverfahren ist diesbezüglich im Vorteil, da sich durch die Oxidschicht der Absorptionsgrad prinzipiell erhöht und damit das Einkoppelverhalten der Strahlung an der Werkstückoberfläche verbessert wird [70].

Bei der Verwendung eines Nd:YAG-Lasers kann beim Schweißen von Stahl vom Prozeß her, wie bereits erwähnt, auf den Einsatz eines Schutzgases verzichtet werden (weshalb auch eine Aufteilung nach Arbeits- und Schutzgas nicht notwendig ist [71]). Auf Grund der großen Affinität des Aluminiums zu dem in der Luft enthaltenen Sauerstoff können jedoch beim Schweißen von Aluminiumwerkstoffen (und auch bei Edelstahl) unter Einsatz eines Schutzgases deutliche Qualitätsverbesserungen erzielt werden. Die andernfalls sofortige vorzeitige Neubildung der bereits aufgebrochenen Oxidschicht beeinträchtigt sonst den Schweißprozeß und die Oberraupenqualität. In der Regel werden je nach Qualitätsanspruch inerte Gase wie Helium oder Argon in Reinform zum Schweißen eingesetzt. Je nach Anspruch kann auch Stickstoff oder Luft zu akzeptablen Ergebnissen führen (s. Kapitel 5.1.1).

### 2.1.3.1 Risse

Da es sich bei Aluminiumlegierungen um Zwei- oder Mehrstoffsysteme handelt, erfolgt der Übergang der schmelzflüssigen in die feste Phase in einem Erstarrungsintervall. Die bestehende Volumendifferenz der beiden Phasen kann nur durch einen Schrumpfvorgang während der Erstarrung ausgeglichen werden. Bei diesem Schrumpfen kommt es zu Lageveränderungen der bereits bei höheren Temperaturen erstarrten Körner. Entlang der Korngrenzen kann dies zu Fehlstellen führen. Sofern zu diesem Zeitpunkt bzw. bei dieser Temperatur kein flüssiges Material mehr vorhanden ist, welches die entstehenden einzelnen Werkstofftrennungen ausfüllen kann, verbinden sich diese einzelnen Spalte und es entstehen beim weiteren Erstarrungsvorgang sogenannte Warm- oder Heißrisse entlang der Korngrenzen [72, 73]. Diese treten vorwiegend quer zur Schweißnaht auf (s. Bild 2-9) und mindern die Festigkeit.



Bild 2-9: Aufschliff einer Schweißnaht mit querliegendem Heißriß [14].

Ob ausreichend flüssiges Material in Form des sogenannten Korngrenzeutektikums zum Ausgleich der Fehlstellen vorhanden ist, hängt vom Anteil der Legierungsbestandteile ab und ist maßgebend für die Heißrißanfälligkeit. Untersuchungen haben gezeigt, daß gerade aushärtbare Legierungen der Gruppe AlMgSi, wie sie auch im Aluminiumkarosseriebau häufig verwendet werden, eine kritische, also heißrißanfällige Zusammensetzung mit einem zu geringen Anteil an Korngrenzeutektikum haben.

Für die Legierungsbestandteile Si und Mg konnte ein direkter Zusammenhang zwischen deren Legierungskonzentration und der Rißneigung der Schweißverbindung festgestellt werden [74, 75]. Demnach gelten Legierungen mit Anteilen von ca. 1 % Si und ca. 1,5 % Mg als maximal rißanfällig und – rein aus metallurgischen Gründen – nur unter Verwendung eines hochlegierten Zusatzwerkstoffes (ZW) als schweißbar [76], auch ohne daß beispielsweise überhaupt ein Fügespalt zu überbrücken wäre. Sofern dies möglich ist, kann auf ZW aber auch durch eine geeignete Wahl der Werkstoffpaarung verzichtet werden, indem beispielsweise eine heißrißanfällige Knetlegierung mit einem hochlegierten Gußwerkstoff verbunden wird [14, 77, 78]. Gegebenenfalls zeigen aber Arbeiten, daß eine Verwendung von drahtförmigem ZW sowohl in Verbindung mit CO<sub>2</sub>- [16], als auch mit Nd:YAG-Lasern [30] durchaus möglich ist. Neben der in [79] genormten Drahtform kann der ZW allerdings auch pulverförmigem zugeführt werden [80], worauf in Kapitel 7.1.2 kurz eingegangen wird.

Bild 2-10 gibt den beschriebenen Zusammenhang der Abhängigkeit der Rißneigung von den Legierungselementen Silizium und Magnesium für das konventionelle Schmelzschweißen graphisch wieder. In [14] wurde diese Rißneigung speziell für das CO<sub>2</sub>-Laserstrahlschweißen untersucht und neben einem Einfluß der Schweißgeschwindigkeit (Risse traten dort je nach Stoßart und damit unterschiedlicher Wärmeleitung erst oberhalb bestimmter Vorschubgeschwindigkeiten auf) eine insgesamt etwas geringere Ausdehnung des anfälligen Bereichs festgestellt, was in Bild 2-10 durch die Pfeile angedeutet ist.

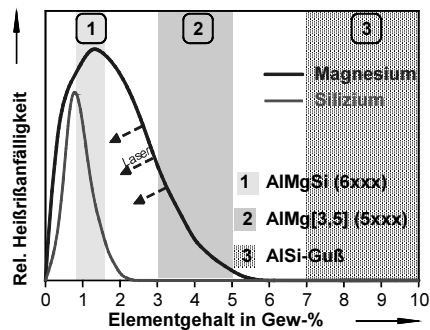


Bild 2-10: Relative Heißrißanfälligkeit unterschiedlicher Aluminiumlegierungen als Funktion des Elementgehalts an Si und Mg, nach [14, 75].

Die zu verwendende Legierung des Zusatzwerkstoffs richtet sich nach der Zusammensetzung der zu fügenden Werkstoffe [75, 79]. Dementsprechend werden magnesium- bzw. siliziumbasierte Legierungen mit jeweils artgleich basierten Zusatzwerkstoffen verschweißt, während bei Mischverbindungen die Wahl prinzipiell offen ist. Werden AlMgSi-Legierungen mit SG-AlMg5-Zusatzwerkstoff geschweißt, können unter bestimmten Bedingungen in der Wärmeeinflußzone Korngrenzöffnungen auftreten, welche bei ungünstiger Anordnung zur Beanspruchungsrichtung die mechanischen Eigenschaften ebenfalls beeinträchtigen können. Bei den Korngrenzöffnungen handelt es sich um Aufschmelzungsrisse mit einem interkristallinen Verlauf. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird zum Schweißen statt dessen ein siliziumbasierter ZW verwendet: SG-AlSi5 bzw. SG-AlSi12 (s. Kapitel 4.6.1). Die entstehenden Korngrenzöffnungen sind damit wesentlich kleiner und deren Auswirkung auf die Eigenschaften der Verbindung entsprechend geringer [81, 82, 83]. Die prinzipiell zwar geringere Festigkeit von SG-AlSi5 (im Vergleich zu SG-AlMg5) wirkt sich nur dann negativ aus, wenn sehr große Mengen an ZW benötigt wird und dieser sich nicht vollständig mit dem Grundwerkstoff vermischt [84]. Dies ist vorwiegend beim Fügen großer Wanddicken mit konventionellen Schweißverfahren von Interesse, wenn beispielsweise eine v-förmig vorbereitete Naht mehrlagig geschweißt und dadurch quasi mit bloßem ZW aufgefüllt wird.

Ein weiteres Phänomen, welches aufgrund der Bruchfläche ebenfalls als Heißriß charakterisiert werden kann, wird beim Schweißen in Blechrandlage bei allen Nahtgeometrien mit einer freien, nicht als unendlich zu betrachtenden, Blechkante beobachtet – so auch bei Untersuchungen im Rahmen der vorliegenden Arbeit (s. Bild 2-11). Die Ursachen dieser durchgehenden, makroskopischen Risse, welche vorwiegend von der Nahtmitte ausgehen und häufig vom Nahtanfang bis in den aktuellen Schmelzbereich reichen, entsprechen

prinzipiell den oben beschriebenen. Parallel zur vorliegenden Arbeit durchgeführte, praktische Untersuchungen mit einem CO<sub>2</sub>-Laser bei unterschiedlichen Laserlei-

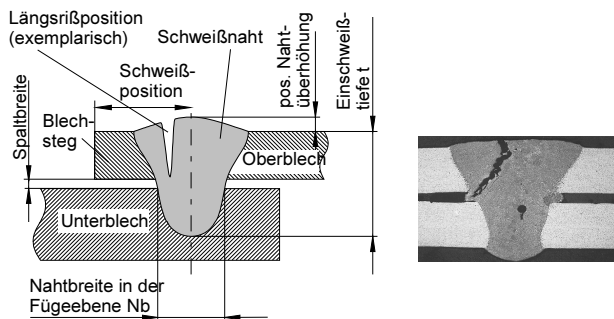


Bild 2-11: Rißproblematik beim Schweißen in Blechrandlage.

stungen sowie entsprechende Simulationen belegen deren spezielle Abhängigkeit vom vorherrschenden Wärmehaushalt bzw. der jeweiligen Wärmeableitung (und der daraus resultierenden Spannungen), welcher einerseits maßgeblich durch das Ausmaß der „freien“ Blechkante – und dementsprechend auch dem Abstand des Fokuspunkts von der Blechkante (= Schweißposition) – und andererseits durch den Energiebetrag der eingestrahnten (und absorbierten) Laserstrahlung beeinflusst werden kann [85, 86, 87, 88]. Je nach Legierung, Blechdicke und Laserleistung ergeben sich so unterschiedliche „kritische“ Randabstände zur Blechkante, ab deren Unterschreitung diese Risse auftreten (s. hierfür beispielhaft Bild 2-12).

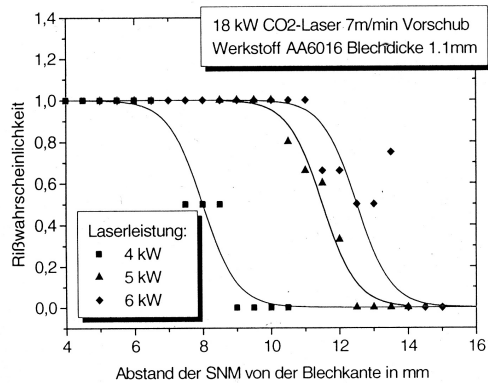


Bild 2-12: Experimentelle Ergebnisse der Rißwahrscheinlichkeit als Funktion der Schweißnahtmitte (SNM) von der Blechkante und der Laserleistung [86].

Da diese Randabstände konstruktiv – von der Möglichkeit einer Kehlnahtschweißung abgesehen – die minimal möglichen Flansch- bzw. Stegbreiten bestimmen und dieser Rißerscheinung auch nur in geringem Maß durch geeigneten ZW oder die Spannvorrichtung begegnet werden kann, wird dadurch auch die maximal mögliche Gewichtsreduktion einer bestimmten Baugruppe beeinflusst. Gerade beim Beplanken einer Fahrzeugstruktur ist dies von großer Bedeutung.

Beim Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß der Wanddicke 1,15 mm mit einem CO<sub>2</sub>-Laser und einer Leistung von 4 kW ergibt sich der maximal rißanfällige Bereich unterhalb eines Randabstands von  $\leq 8$  mm (s. Bild 2-12). Untersuchungen in [89] zeigen, daß auch unterhalb eines Randabstandes von 2 mm rißfrei geschweißt werden kann. Auf Grund der veränderten Wärmeableitung, welche in diesem Fall die Entstehung eines Risses verhindert, bildet sich für diesen Fall – je nach Vorschubgeschwindigkeit – jedoch eine Kehlnaht am Überlappstoß und keine I-Naht aus. Beide Erkenntnisse konnten im Rahmen der innerhalb dieser Arbeit durchgeführten Versuche unter Verwendung eines Nd:YAG-Lasers ebenso bestätigt werden wie die vergleichs-

weise geringe Beeinflußbarkeit durch die Wahl einer unterschiedlichen Zusammensetzung oder Menge des eingesetzten ZW. Untersuchungen in [90] zeigen jedoch, daß die Reißwahrscheinlichkeit definitiv mit zunehmender Streckenenergie und zunehmender Spaltbreite (beim Überlappstoß) steigt, da der Wärmehaushalt hierdurch maßgeblich beeinflußt wird.

Sofern die Applikation aus Festigkeitsgründen keine durchgehenden Schweißnähte erfordert bzw. zur Minimierung der Wärmeeinbringung die Naht als sogenannte Steppnaht ausgeführt wird, reduziert sich das oben beschriebene Reißrisiko etwas. Allerdings birgt insbesondere eine Steppnaht zwei weitere zu lösende Schwierigkeiten. Abgesehen davon, daß bei jedem Nahtanfang und -ende eine störungsfreie Förderung des Zusatzdrahts (z. B. ohne Anhaften) zu gewährleisten ist, ist für jeden Nahtabschnitt der Bildung eines Endkraters und vor allem eines Endkraterisses unbedingt entgegenzuwirken. Während diesem Problem normalerweise durch „einfaches“ Defokussieren, sogenannte Leistungsrampen bzw. einer Anpassung der Streckenenergie begegnet wird, ist beim Schweißen mit ZW dessen Förderbewegung zusätzlich einzubeziehen um zu qualitativ hochwertigen Ergebnissen zu kommen. In [91] ist eine mögliche Vorgehensweise für ein ausgewähltes Beispiel quantifiziert. Da die Methode prinzipiell Stand der Technik ist und im einzelnen von zahlreichen Parametern abhängt und die resultierenden Verzögerungszeiten der jeweils eingesetzten Anlagenkomponenten hierbei von entscheidender Bedeutung sind (wodurch eine Übertragbarkeit ausgeschlossen ist), wird im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht weiter darauf eingegangen.

### 2.1.3.2 Schweißspritzer und Schmelzbadauswürfe

Ein weiteres, speziell beim Laserstrahlschweißen (stochastisch) auftretendes Problem sind Schmelzauswürfe, die durch sogenannte Schmelzbadinstabilitäten verursacht werden und sich in Form von Aussetzern bzw. durch Fehl-

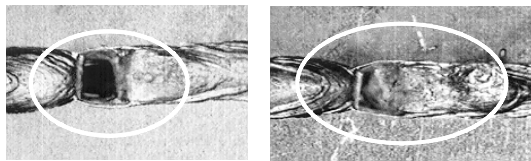


Bild 2-13: Schweißnaht von oben. Links: Schmelzbadauswurf mit komplettem Materialverlust („Durchschuß“), rechts: teilweiser Materialverlust.

stellen im Verlauf der Schweißnaht erkennen lassen, s. Bild 2-13.



Einzelne Legierungselemente beeinflussen die Schmelzbaddynamik und damit das Schweißverhalten stark. Hierzu zählen beispielsweise sogenannte leichtflüchtige Elemente, wie Mg, Li, Zn, deren Verdampfungstemperaturen sehr gering sind und damit relativ nahe dem Legierungsschmelzpunkt liegen. Mit zunehmendem Anteil dieser Elemente in der Legierung sinken zwar einerseits die Schwellwerte zum Erreichen des Tiefschweißeffekts (das Prozeßfenster erweitert sich entsprechend), da auch die Verdampfungstemperatur absinkt, andererseits nimmt aber die Spritzerneigung wie auch die Tendenz zu Schmelzbadauswürfen deutlich zu [14]. Die geringere Viskosität der Schmelze und die kleinere Oberflächenspannung des Werkstoffs Al im Vergleich zu Stahl erleichtern ebenfalls ein Ablösen kleiner und großer Schmelzbadteilchen. Die sich stets neu bildende Oxidhaut würde zwar der Bildung von – insbesondere kleinen – Spritzern entgegenwirken; gerade am Rand der Dampfkapillare, wo sich der Ursprung der Spritzer befindet, existiert jedoch eine oxidhautfreie Zone, was in Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen deutlich zu erkennen ist.

Die Verwendung eines Zusatzdrahts wirkt sich neben seinem positiven Einfluß auf die Rißanfälligkeit auch beruhigend auf das Schmelzbad aus und resultiert in einer deutlich verminderten Anzahl an Spritzern und Auswürfen. Letzteres wurde in [16] in Verbindung mit der Verwendung eines CO<sub>2</sub>-Lasers nachgewiesen. Erklärbar wird dies dadurch, daß die Verwendung von ZW einen entscheidenden Eingriff in das Zusammenspiel der in Kapitel 2.1.2.2 beschriebenen Kräfte und Momente darstellt. Allein durch seine Art (Draht oder Pulver), Masse, Geschwindigkeit und Temperatur, aber auch durch die Position der Zuführung des Zusatzwerkstoffs hat dieser enorme Auswirkungen auf Energieeinkopplung, Strömung, Stabilität und damit das gesamte Schweißergebnis. Neben der positiven beruhigenden Wirkung wird durch das zusätzlich aufzuschmelzende Material des Schweißdrahtes gleichzeitig allerdings die mögliche Verfahrensgeschwindigkeit bzw. die resultierende Einschweißtiefe herabgesetzt. Wie sich der Einsatz von draht- und pulverförmigem ZW im Zusammenhang mit einem Nd:YAG-Laser auswirkt, wird in Kapitel 7 vertieft.

Ebenfalls stabilisierend und positiv auf die Prozeßsicherheit wirkt sich eine geeignete Strahl- bzw. Fokusformung aus. Deutliche Effekte zeigen sich, sobald geeignete Sondereoptiken eine Veränderung der Fokusgeometrie bewirken. In Form von speziellen Spiegeln (CO<sub>2</sub>-Laser) oder auch Linsensystemen (im Falle von Nd:YAG-Laser) im Strahlengang werden auf diese Weise z. B. mit elliptischen Foki [92] gute Ergebnisse erzielt.

Durch die Teilung eines Einzelstrahls mit einem Dachspiegel [93] oder einer Bifokaloptik (Nd:YAG-Laser) bzw. durch die Überlagerung der Strahlen (mindestens) zweier

Laserquellen läßt sich die bereits erwähnte sogenannte Zweistrahl- bzw. Doppelfokustechnik erzeugen. Mit dieser Verfahrensvariante läßt sich durch eine geeignete Anordnung bzw. Überlagerung zweier (oder mehrerer) Einzelfoki und der damit verbundenen Auswirkung auf die Form, Stabilität und das Ausgasungsverhalten der Dampfkapillaren der wohl ruhigste und gleichmäßigste Prozeß erreichen [14, 30, 53, 96, 94, 95]. In [96, 97, 98] wird darüber hinaus insbesondere auf die enorme Flexibilität der Doppel- bzw. Mehrfokustechnik eingegangen, welche sich aus einer möglichen aufgabenangepaßten Leistungs- und Leistungsdichteverteilung hinsichtlich der Bauteilbearbeitung ergibt.

Bild 2-14 zeigt für den Blechwerkstoff AlMgSi1 einen Vergleich der ohne Auswurf schweißbaren Nahtlängen für unterschiedliche Verfahrensvarianten (qualitative Darstellung nach [43]). Die Zunahme der fehlerfrei schweißbaren Nahtlänge belegt einerseits die positive Wirkung, die bereits allein durch den Übergang zur kürzeren Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers erreicht wird. Darüber hinaus wird der Vorteil verdeutlicht, welcher durch die Verwendung von ZW oder die Zwei- bzw. Mehrstrahltechnik erreicht werden kann.

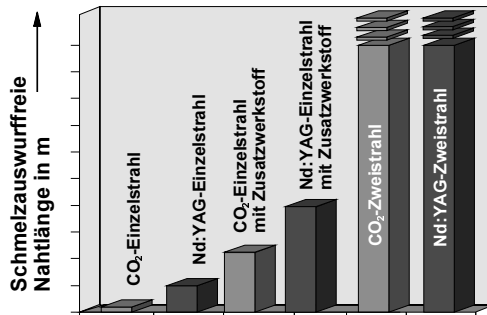


Bild 2-14: Qualitative Darstellung der schmelzauswurffreien Nahtlänge für verschiedene Verfahrensvarianten, nach [43].

### 2.1.3.3 Porenbildung

Die grundsätzlich beim Schweißen von Al und seinen Legierungen existierenden Probleme der Porenbildung treten auch beim Laserstrahlschweißen auf. Besonders Legierungen mit hohen Magnesiumgehalten sowie die Verwendung von Druckguß gelten bis heute für das Strahlwerkzeug Laser ebenfalls als "begrenzt schweißgeeignet", da sie zu starker (Wasserstoff-) Porenbildung neigen [99]. Jedoch im Vergleich zu den konkurrierenden Verfahren MIG und WIG ist die Neigung zur Wasserstoffporenbildung beim Laserstrahlschweißen deutlich geringer. Der hohe und konzentrierte Energieeintrag der Laserstrahlung, welcher höhere Verfahrgeschwindigkeiten ermöglicht und bei gleicher Einschweißtiefe zusätzlich in kleineren Schmelzbadvolumen resultiert, sorgt dafür, daß

nur wenig Wasserstoff gelöst werden kann. Außerdem erfolgt der Schweißvorgang beim Laserstrahlschweißen über die Dampfphase und die Wasserstofflöslichkeit im Metaldampf geht gegen Null [70].

Wasserstoff ist in flüssigem Al sehr gut löslich und gelangt daher bereits bei der Herstellung, vor allem beim Druckgießen, in den Werkstoff. Durch den Schmelzvorgang beim Schweißen kann noch zusätzlich Wasserstoff gelöst werden. Quellen hierfür können Einschlüsse in der Oxidschicht, eine verunreinigte Oberfläche, die Umgebungsluft oder ein unreines Schutzgas darstellen. In festem Al ist Wasserstoff dagegen kaum löslich. Ist daher die Abkühlgeschwindigkeit für eine "Ausgasung" zu hoch, so daß ein Aufsteigen der Gasblasen an die Oberfläche vor der Überschreitung der Soliduslinie nicht möglich ist, sind diese Wasserstoffeinschlüsse als nicht gelöste "Fremdkörper" in Form gleichmäßig verteilter und vor allem kreisrunder Poren (Durchmesser etwa 0,001 bis 0,5 mm) im Querschliff der Schweißnaht sichtbar. Diese Art der Porenbildung kann durch das Verfahren nur schwer oder überhaupt nicht beeinflusst werden. Lediglich die Ausgasungszeit erhöhende Maßnahmen sind möglicherweise erfolgversprechend, wobei darauf zu achten ist, daß sich das aufgeschmolzene Volumen nicht gleichzeitig erhöht, was kontraproduktiv wäre. Hilfreich ist dementsprechend nahezu ausschließlich die Verwendung eines entsprechend wasserstoffarmen Werkstoffs bzw. dessen (Oberflächen-) Vorbereitung. Die Poren wirken sich, je nach Anzahl und Verteilung in der Naht, stark festigkeitsvermindernd aus. Das Verschweißen von Knetlegierungen ist diesbezüglich jedoch meistens unkritisch. Muß Gußwerkstoff verschweißt werden, läßt sich der Wasserstoffgehalt durch Sondergießverfahren niedrig halten, welche unter Vakuumatmosphäre stattfinden.

Unbedingt getrennt hiervon zu betrachten sind verfahrensbedingte, sogenannte "prozeßinduzierte" Poren, die die Festigkeit (und gegebenenfalls Dichtheit) jedoch ebenfalls beeinflussen. Nach der in [14] vorgestellten Theorie entstehen sie als Folge großer Schmelzbaddynamik und stochastisch auftretender Prozeßinstabilitäten, welche sich destabilisierend auf die ausgebildete Dampfkapillare auswirken, indem es zur Abschnürung des unteren Teils der Dampfkapillare kommen kann. Dieses führt dann zu Gaseinschlüssen, welche beim Erstarrungsvorgang vor allem im unteren Bereich der Schweißnaht in Form unsymmetrischer, vergleichsweise großer – bis in den Millimeterbereich messender – Poren zurückbleiben (Bild 2-15). Eine ähnliche Aus-

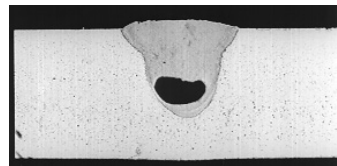


Bild 2-15: Prozesspore im Querschliff einer Blindnaht ( $s = 5 \text{ mm}$ ).

wirkung zeigen auch (große) Schmelzbadtropfen, die zuvor ausgeworfen wurden, anschließend jedoch wieder ins Schweißbad zurückgefallen sind und dabei Umgebungsluft eingeschlossen haben.

Im Gegensatz zu den zuvor beschriebenen Wasserstoffporen können diese Prozeßporen verfahrensseitig sehr effizient durch alle beschriebenen Methoden, die zu einer Stabilisierung des Schmelzbades führen, reduziert oder gar verhindert werden. In Ergänzung zu den oben beschriebenen Methoden ist ein Anstellen des Laserstrahls entgegen der Vorschubrichtung zu erwähnen, welches sich ebenfalls direkt auf die Form (und damit die Stabilität) der Dampfkapillare auswirkt. Weiterhin ist es möglich, durch elektromagnetische Volumenkräfte im Schmelzbad die Prozeßporenbildung drastisch zu reduzieren [100]. Auch eine durchgeschweißte Naht ist Dank der nach unten geöffneten Dampfkapillare weniger porenanfällig.

## **2.2 Laserstrahlschweißen im Karosserierohbau**

Wird heute von Karosserie gesprochen, so wird dieser Begriff in der Regel automatisch mit dem Werkstoff Stahl verbunden. Dies ist durchaus nachvollziehbar, da abgesehen von wenigen Prototypen bzw. Konzept- und Kleinstserienfahrzeugen, wie z. B. dem Porsche 928, Lotus Elise, Honda NSX oder Renault Spider [2, 10], nur der AUDI A8 eine Aluminiumkarosserie hat – welcher zwar in Serie, allerdings ebenfalls nur in geringer Stückzahl produziert wird. Da darüber hinaus der Laser zum Schweißen von Al lediglich bei einigen Fahrzeugkomponenten, wie beispielsweise einer Lenkspindel [94], einem Kraftstofffiltergehäuse oder einem Wärmetauscher und außerdem auch nicht zum Fügen innerhalb der angeführten Aluminium-Fahrzeugkarosserien zum Einsatz kommt, beziehen sich die folgenden Beispiele zunächst auf den Werkstoff Stahl. Auch wenn eine Übertragung auf eine Aluminiumkarosserie auf Grund unterschiedlicher Bauweisen und Anforderungen sicherlich nicht direkt und unmittelbar möglich ist, so werden dadurch bereits einerseits zumindest potentielle Anwendungsfelder im Bereich Aluminiumkarosseriebau erkennbar, andererseits werden Vorteile aufgezeigt, die einen Lasereinsatz auch in Verbindung mit diesem Werkstoff prädestinieren.

### **2.2.1 Anwendungsbeispiele im Stahlkarosseriebau**

Der Laser gilt bereits seit einiger Zeit als Schlüsseltechnologie für den Fahrzeug(leicht)bau [101] und wird sich auch zukünftig weiter durchsetzen [11, 102, 103]. Auf einige Vorteile, die der Laserstrahlschweißprozeß im Vergleich zu den konventionellen Verfahren bietet, wurde bereits an unterschiedlichen Stellen dieser Arbeit ein-

gegangen. Im Karosseriebau, wo überwiegend große Verbindungslängen vorherrschen, erweisen sich die positiven Eigenschaften wie die hohe mögliche Vorschubgeschwindigkeit bei gleichzeitig geringer Wärmebelastung und der daraus resultierende minimierte Bauteilverzug als geradezu ideal und sorgen so für ein zunehmend breiteres Anwendungsfeld des Laserverfahrens. Mit durchgängigen oder auch gesteppten Laserschweißnähten sind deutlich höhere Festigkeits- und Steifigkeitswerte als mit konventionellen Verfahren, wie z. B. dem Widerstandspunktschweißen, erreichbar [11, 102, 104, 105]. Weiterhin erhöht sich die gestalterische Freiheit des Konstrukteurs, indem beispielsweise die resultierenden schlanken und tiefen Einbrandgeometrien neben dem Schweißen von Kehlnähten auch das Fügen von Überlappnähten bei minimalen Flanscbreiten – und somit gleichzeitig gewichtsoptimiert – ermöglichen [106]. Gegenüber dem Punktschweißen bzw. Stanznieten ist darüber hinaus lediglich eine einseitige Zugänglichkeit erforderlich. Selbst das Verschweißen beidseitig verzinkter oder mit einer dünnen Ölschicht (Zieh fett) behafteter Stähle bereitet heute kaum noch Schwierigkeiten, sofern konstruktiv auf ausreichende Entgasungsmöglichkeiten entlang der Schweißnaht gesorgt wird [107]. All dies sind Argumente, die dabei helfen, die fortschreitende Umsetzung der Lasertechnologie in die Praxis zu beschleunigen. Im Rahmen einer Konzeptstudie zur Herstellung einer Leichtbau-Stahlkarosserie (ULSAB: Ultra Light Steel Auto Body) wurden, unter anderem auf Grund eines konsequenten Einsatzes des Laserschweißverfahrens, bereits Festigkeits- und Steifigkeitssteigerungen von über 50 % bei einer gleichzeitigen Reduzierung des Fahrzeuggewichts um 25 % erreicht [105].

Das Paradebeispiel einer bereits umgesetzten und sehr erfolgreichen Großserienanwendung im Stahl-Karosserierohbau ist die sogenannte Dachnahtverbindung. Dach und Seitenteil werden dabei inzwischen bei nahezu allen europäischen Automobilherstellern in der Serie mit dem Laser verschweißt. Neben oder in Ergänzung zu den üblichen Methoden der Spanntechnik wird dabei eine Andrückrolle oder ein Andrückfinger in unmittelbarer Nähe der Wechselwirkungszone eingesetzt [108]. Für die Verbindung selbst kommen zwei Nahtvarianten in Frage. Werden Kehlnähte anstatt Überlappnähte geschweißt, sind zwar höhere Vorschubgeschwindigkeiten möglich, auf Grund der Genauigkeitsanforderungen an die Positionierung des Laserstrahls ist darüber hinaus in der Regel jedoch ein taktiles oder optisches Nahtverfolgungssystem erforderlich, wie es beispielsweise bei der VOLKSWAGEN AG eingesetzt wird.

Um die geforderten Einschweißtiefen und Vorschubgeschwindigkeiten zu erreichen und gleichzeitig wirtschaftlich zu sein, kamen zunächst überwiegend CO<sub>2</sub>-Laser in Verbindung mit Strahlführungsarmen zum Einsatz [109, 110], (Bild 2-16, links). Mit

höherer verfügbarer Laserleistung werden jedoch zunehmend auch Nd:YAG-Laser inklusive ihrer hochflexiblen Art der Strahlführung durch Laserlichtkabel verwendet, (Bild 2-16, rechts). Um die volle Flexibilität möglichst weitgehend zu erhalten, werden für diese Anwendung neben Portalanlagen mehr und mehr auch Roboter eingesetzt [111, 112].

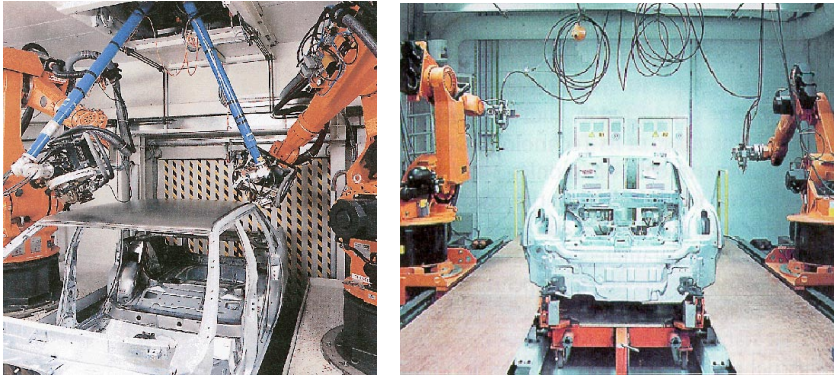


Bild 2-16: Dachnaht-Schweißanlage des Volvo V70/S70, Roboter mit CO<sub>2</sub>-Strahlführung und Andrückrollensystem (links) und des Audi A3, Roboter mit Nd:YAG-Laser und Andrückfingersystem (rechts); Quelle: KUKA GmbH/AUDI AG.

Über die Dachnaht hinaus existieren eine Vielzahl von Einzelanwendungen, wie z. B. das Schweißen im Bereich der Türen und Klappen sowie der Scheiben- und Fensterausschnitte, die in verschiedenen Nahtvarianten und mit unterschiedlichen Systemen lasergeschweißt werden [107]. Die wohl bekannteste Anwendung, welche zwar am ebenen Blech stattfindet, dennoch aber dem Karosserierohbau zugeordnet wird, ist das Laserschweißen von Tailored Blanks [113, 114, 115] mit all seinen bekannten enormen Vorteilen.

### 2.2.2 Potentielle Anwendungsfelder im Aluminiumkarosseriebau

Bereits in der Einleitung der vorliegenden Arbeit wurde auf das Konzeptfahrzeug Al<sub>h</sub> hingewiesen, welches die Firma AUDI AG 1997 auf der IAA in Frankfurt der Öffentlichkeit vorgestellt hat. Dank der komplett aus Al gefertigten Karosserie konnte ein Gesamtgewicht von nur ca. 750 kg realisiert werden. Für ein Fahrzeug dieser Größe ist das ein außerordentlich geringer Wert, welcher das hohe Leichtbaupotential des Werkstoffs Al eindrucksvoll demonstriert. Um den Werkstoffeigenschaften von Al gerecht

zu werden, besteht das Konzeptfahrzeug Al<sub>2</sub> – im Gegensatz zur Blechschalenbauweise einer selbsttragenden Stahlkarosserie – aus einer Tragrahmenstruktur, dem sogenannten „Audi Space Frame, ASF®“, welcher mit Blechformteilen beplankt ist. Durch die direkte („stumpfe“) Verbindung vorwiegend gerader Strangpreßprofile mit Hilfe eines sogenannten T-Stoßes kann die Anzahl der erforderlichen Knotenelemente in Form komplizierter Vollgußteile auf ein Minimum reduziert werden. Die noch verbleibenden Verbindungselemente werden in Form von Großgußteilen als Multifunktionsbauteile genutzt (z. B. die „B-Säule“). Beides unterscheidet dieses Konzept von dem in Kleinserie produzierten A8 und trägt dadurch zusätzlich zur Gewichts- und Kostenminimierung bei. Anhand dieses repräsentativen Beispiels einer Aluminiumkarosserie neuester Generation werden im folgenden unterschiedliche Applikationen aufgezeigt, für die ein Lasereinsatz auch bzw. erst recht vor dem Hintergrund einer möglichen Großserienfertigung in Frage kommt.

Aufgrund des im Vergleich zu Stahlkonstruktionen völlig unterschiedlichen Aufbaukonzeptes existieren bei der vorgestellten Art von Aluminiumkarosserie zahlreiche potentielle Anwendungen für das Laserstrahlschweißen; manche gleichen sich, andere sind neu oder unterscheiden sich signifikant von denen im Stahlbau: Im Bereich der Halbzeugherstellung umfassen diese Anwendungen beispielsweise das Verbinden von Blech- und Gußhalbschalen, das Schließen gerollter Profile und die Herstellung von Tailored Blanks, also gewichts- und festigkeitsoptimierter, maßgeschneiderter Blechplatten [116, 117]. Die Nahtgeometrie ist hierbei jeweils als I-Naht am Stumpfstoß ausgebildet. Im Bereich des Fahrzeugaufbaus kann der Laserschweißprozeß beim Zusammenbau von Untergruppen wie Türen und Klappen ebenso eingesetzt werden wie bei der Beplankung der Fahrzeugstruktur mit Blechformteilen (Bodenwannen, Dach, etc.) [80]. Insbesondere letzteres Applikationsbeispiel birgt große Schweißnahtlängen in sich. Hier kommen Blech-Blech-, Blech-Profil-, oder auch Blech-Guß-Verbindungen vor, welche vorwiegend durch eine Kehlnaht oder eine I-Naht am Überlappstoß zu fügen sind.

Den Laser als Werkzeug zum Verbinden von Rohren oder Profilen in der Struktur einzusetzen ist zwar möglich [118], erscheint derzeit aber wenig sinnvoll und unrentabel, da hier nur vergleichsweise kurze Schweißnahtlängen und komplizierte Bahnverläufe mit beispielsweise kleinen zu verschweißenden Radien vorliegen. Dies bedeutet auf Grund der erforderlichen zahlreichen Umorientierungen des Bearbeitungskopfes und der mangelnden Dynamik eines geeigneten Strahlführungssystems (Roboter) gleichzeitig nur geringe maximale Vorschubgeschwindigkeiten, große Schweißnebenzeiten und damit keinen deutlichen Gewinn in der Fertigungszeit [119, 120]. Dennoch konnte

in [92, 121] gezeigt werden, daß der in der Serie MIG geschweißte vordere Längsträger des AUDI A8 prinzipiell auch lasergeschweißt werden könnte. Dabei ließen sich, bezogen auf das MIG-Verfahren, höhere Vorschubgeschwindigkeiten, ein geringerer Verzug und darüber hinaus mindestens gleichwertige Festigkeitseigenschaften erreichen.

Je nach Anwendung können insgesamt im Bereich der Fahrzeugkarosserie die bisher eingesetzten Verfahren MIG-Schweißen, Stanznieten, Clinchen, Punktschweißen oder auch Falzkleben ersetzt werden. Hierbei ist insbesondere zu beachten, daß das im Stahlkarosseriebau als Standard und in großem Umfang eingesetzte Punktschweißen bei Al, auf Grund der Oxidschicht, große Schwierigkeiten bereitet. Für den Fall einer Überlappnaht bietet sich der Laser daher als Substitution für gerade dieses Verfahren besonders an. Die mehrfach diskutierten Vorteile des Laserstrahlschweißens liegen darüber hinaus, wiederum je nach Bauteil, Verfahren und der zugehörigen Vergleichsbasis, in einer einfacheren Bauteilgestaltung, einer höheren Fertigungsgeschwindigkeit oder in einer geringeren Wärmebelastung, einem geringeren Verzug, einer höheren Festigkeit und Steifigkeit oder auch der lediglich einseitig erforderlichen Zugänglichkeit.

Tabelle 2-2 faßt die potentiellen Laserschweißanwendungen im Aluminiumkarosseriebau nochmals zusammen, wobei die entsprechenden Vorteile des Laserstrahlschweißens und die gegebenenfalls zu ersetzenden Verfahren genannt werden.



<b>Anwendung</b>	<b>Hauptvorteile des Laserstrahlschweißens</b>	<b>zu ersetzende Verfahren</b>
<b>Herstellung von Halbzeugen:</b>		
Verbinden von Blech- und Guß-Halbschalen	Verzugsarmut, einseitige Zugänglichkeit, höhere Gestaltungsfreiheit	Nieten, Punktschweißen, MIG-Schweißen
Schließen gerollter Profile	höhere Gestaltungsfreiheit, verbesserte Umformeigenschaften	Strangpreßprofilieren
Tailored Blanks	gewichtsoptimierte Umform- und Festigkeitseigenschaften	
<b>Beplankung der Fahrzeugstruktur:</b> Blech-Blech-, Blech-Profil-, oder Blech-Guß-Verbindungen	höhere Fertigungsgeschwindigkeit, höhere Festigkeit und Steifigkeit, einseitige Zugänglichkeit, Gewichtsreduktion, einfachere Bauteilgestaltung	Nieten, Punktschweißen, MIG-Schweißen
<b>Aufbau von Untergruppen (Türen, Klappen, ...)</b>	geringerer Verzug, höhere Fertigungsgeschwindigkeit, höhere Festigkeit und Steifigkeit, einseitige Zugänglichkeit	MIG-Schweißen, Nieten, Clinchen, Punktschweißen, Falzkleben

Tabelle 2-2: Übersicht potentieller Laserschweißanwendungen im Aluminiumkarosseriebau mit entsprechenden Vorteilen des Laserstrahlschweißens und gegebenenfalls zu ersetzenden Verfahren.

### 3 Motivation, Ausgangsbasis, Zielsetzung und Vorgehensweise

Ressourcen zu schonen ist eines der Hauptziele der europäischen Länder und sollte sicherlich auch weltweit verfolgt werden. Im Bereich der Fahrzeugindustrie kann dieses Ziel, neben der Möglichkeit des Recyclings, auf direktem Weg in erster Linie durch eine Reduzierung des Kraftstoffverbrauchs erreicht werden, wofür das sogenannte „drei-Liter-Auto“ plakativ steht. Um einen solch geringen Verbrauch zu realisieren, bedarf es der Entwicklung sparsamerer Motoren oder aber einer Reduzierung des Fahrzeugesamtgewichts. Wird entsprechend der zweiten Möglichkeit beispielsweise der spezifische Verbrauch (Benzinverbrauch in Liter pro 100 km, bezogen auf das bestehende Fahrzeuggewicht) aller derzeit auf dem europäischen Markt erhältlichen Motoren betrachtet, so läßt sich errechnen, daß der angestrebte Verbrauch von 3 l/100 km unter Berücksichtigung der sparsamsten Motoren – dieses sind Dieselmotoren – erst unterhalb eines

Fahrzeugesamtgewichts von 750 kg erreicht werden kann [122]. Der konsequente Einsatz von Al als Karosseriewerkstoff – unterstützt, teilweise aber auch erst ermöglicht, durch das Laserstrahlschweißen – kann entscheidend zum Erreichen dieses Ziels und damit zur Ressourcenschonung beitragen (s. Bild 3-1).

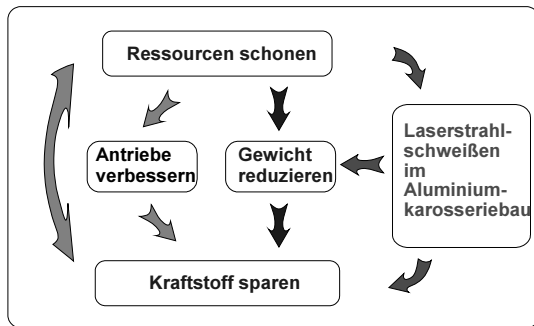


Bild 3-1: Laserstrahlschweißen in Verbindung mit der Nutzung des Werkstoffs Al trägt neben der Möglichkeit sparsame Motoren zu entwickeln, entscheidend zum Kraftstoffsparen und damit zur Schonung von Ressourcen bei.

Das im vorigen Kapitel vorgestellte Konzeptfahrzeug, dessen Karosserie ausschließlich aus Al besteht (s. Bild 3-2), stellt derzeit eine vielversprechende und ressourcenschonende Alternative zum Stahlleichtbau bzw. einem in Mischbauweise konstruierten Leichtbaufahrzeug dar. Die Basis dafür zu schaffen, dieses (oder ein ähnliches) Aluminium-Fahrzeugkonzept nicht beim Konzept zu belassen, sondern in naher Zukunft innerhalb einer Großserienfertigung umsetzen zu können, bildet die grundlegende Motivation dieser Arbeit. Erfah-

rungen aus dem Stahlkarosseriebau lassen sich hierbei nicht oder nur äußerst begrenzt auf Al übertragen. Der Beantwortung der Frage nach einer geeigneten Füge-technologie sowie der zugehörigen Systemtechnik kommt dadurch eine Schlüsselrolle zu. Bezogen auf den Inhalt der vorliegenden Arbeit gilt es zu beweisen, daß das Laserstrahlschweißen mit Zusatzwerkstoff eine solche Technologie tatsächlich darstellt.



Bild 3-2: Konzeptfahrzeug Audi Al<sub>2</sub>, (Quelle: AUDI AG).

Wie im Stand der Technik bereits aufgezeigt wurde, existieren zahlreiche Anwendungsmöglichkeiten im Aluminiumkarosseriebau, für die das Strahlwerkzeug Laser geeignet oder sogar geradezu prädestiniert ist. Das prinzipielle Prozeßverständnis für den Lasereinsatz beim Schweißen von Al ist ebenfalls vorhanden. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit gilt es dementsprechend auf die bisherigen Erfahrungen aufzubauen und diese im Hinblick auf die Lösung ganz konkreter und praxisrelevanter Schwierigkeiten und Probleme zu erweitern, um so den Weg für das Laserstrahlschweißen vom Labor in die Praxis der Serienfertigung einer Fahrzeugproduktion zu ebnen. Während sich Parallelarbeiten [98, 123] praktisch und simulierend intensiv mit prinzipiellen Themen wie z. B. der Steigerung der Prozeßstabilität, -qualität, Effizienz und Flexibilität beschäftigen (ohne die Verwendung von Zusatzwerkstoff zu berücksichtigen), ist es Schwerpunkt und Ziel der vorliegenden Arbeit, das Laserstrahlschweißen von Al mit (drahtförmigem) Zusatzwerkstoff als geeignetes Verfahren für einen Serieneinsatz zu qualifizieren.

Um den Laser insbesondere für das Fügen von dreidimensionalen Strukturen innerhalb einer Fertigungsstraße überhaupt einsetzen zu können, ist zunächst eine aufgabenangepaßte Systemtechnik von grundlegender Bedeutung. Je nach Marktverfügbarkeit muß eine geeignete Auswahl getroffen oder aber es müssen gegebenenfalls zusätzliche Komponenten entwickelt werden. Entsprechend den Schilderungen im Stand der Technik birgt die kurze Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers in Verbindung mit Al eine ganze Reihe prozeßspezifischer und darüber hinaus – dank der möglichen Strahlführung über Glasfasern – auch technologischer Vorteile. Die Verwendung eines Nd:YAG-Lasers in Verbindung mit einem Roboter stellt damit ein hochflexibles Werkzeug dar, welches ideal für den Einsatz im Aluminiumkarosseriebau ist. Festkör-

perlaser mit einer Leistung am Werkstück von bis zu 3 kW sind seit kurzem am Markt verfügbar und Industrieroboter für die Lasermaterialbearbeitung sind seit einigen Jahren Standard. Erste Schweißversuche, die mit dieser Kombination an einer Aluminium-Space-Frame-Konstruktion der Firma NED CAR B. V. gemacht wurden [92, 124], sind sehr erfolversprechend verlaufen.

Neben der Strahlquelle und -führung ist der Bearbeitungskopf ein wesentlicher Bestandteil der Systemtechnik. Als Multifunktionselement und Bindeglied zwischen Bearbeitungsoptik und dem eigentlichen Prozeß ist er für die Zuführung der Prozeßmedien (Schutzgas, ZW) verantwortlich und bestimmt damit maßgeblich die Stabilität und Qualität des Prozesses mit. Gleichzeitig muß er für den Schutz der Optik vor Verschmutzung sorgen. Die derzeit auf dem Markt verfügbaren, entsprechenden Systemkomponenten stellen nur Teillösungen dar und sind darüber hinaus in ihrer Leistungsfähigkeit unbefriedigend. Obwohl sie eine Grundvoraussetzung für eine erfolgreiche Umsetzung des Verfahrens darstellen, erfolgt die Zusammensetzung bzw. der Anbau von Einzelkomponenten bisher (im Sinne eines erkennbaren Gesamtkonzepts) häufig nur improvisiert, was zu nicht reproduzierbaren Ergebnissen führt. Ziel der Arbeit ist es daher, für dieses Problem eine ganzheitliche Lösung zu schaffen. Die Entwicklung und der Aufbau eines sogenannten integrierten Bearbeitungskopfes nimmt dementsprechend einen zentralen Stellenwert ein und bildet einen weiteren Schwerpunkt der vorliegenden Arbeit. Um letztlich zu einem optimalen Gesamtergebnis kommen zu können, war es erforderlich, laufend Erfahrungen aus den parallel durchgeführten Versuchen in Form von Verbesserung in den Bearbeitungskopf einfließen zu lassen. Da die eingesetzte Systemtechnik den Ausgangspunkt der Arbeit bildet, wird dementsprechend im folgenden Kapitel 4: „Versuchseinrichtung (Systemtechnik) und Versuchsdurchführung“ nicht nur auf die Strahlquelle und Strahlführung, sondern auch auf den Bearbeitungskopf ganz besonderes Augenmerk gelegt.

Im vorigen Kapitel wurde deutlich, daß das prinzipielle Prozeßverständnis auch Formeln bzw. Modelle beinhaltet, die eine (allerdings nur grobe) Abschätzung bzw. Simulation der Tiefe sowie der Schmelzfläche einer Schweißnaht ermöglichen. Für den Einsatz in einer Fließfertigung ist dies jedoch keinesfalls ausreichend. Um Prozeßsicherheit gewährleisten zu können, müssen ganz konkrete, abgesicherte Parameterkombinationen erarbeitet werden. Angesichts einer Serienproduktion ist es darüber hinaus notwendig, die einer jeweiligen („lasergerechten“) Fügegeometrie entsprechenden, konkreten Toleranzfelder und Prozeßgrenzen des Laserschweißverfahrens mit Zusatzdraht zu kennen. Hierbei sind z. B. vorhandene Fügespalte oder auch die Konsequenz einer Fehlpositionierung des Laserstrahls zu berücksichtigen. Weiterhin ist es ent-

scheidend zu wissen, ob eine Verbindung z. B. auch trotz Zugänglichkeitsproblemen oder gar in unterschiedlichen Zwangslagen lasergeschweißt werden kann. In diesem Zusammenhang bilden zahlreiche Versuche an ebenen Aluminiumblechen definierter Wanddicke die weitere Vorgehensweise, so daß im Rahmen dieser Arbeit für zwei ausgewählte Verbindungen, der I-Naht am Stumpf- und am Überlappstoß, konkrete Parameterempfehlungen für eine Serienumsetzung gegeben werden können.

Toleranzfelder lassen sich nur über konkrete Vorgaben definieren. Anspruchsvolle Vorgaben bedingen kleine Toleranzfelder oder aber die Steigerung des Aufwandes – und umgekehrt. Der Aufwand für eine Serienanwendung darf nicht zu hoch sein, letztlich verbergen sich dahinter Kosten – „so gut wie nötig, nicht so gut wie möglich“ ist hier die Devise. Dennoch wird es stets (Sonder-)Anwendungen geben, die es erfordern, Grenzen zu erweitern bzw. zu überschreiten. Die Spaltüberbrückbarkeit beispielsweise stellt eine solche Grenze dar, ebenso der gewünschte Grad an Prozeßstabilität bzw. Schweißnahtqualität oder auch der Prozeßeffizienz. Zur Abrundung der Arbeit werden diesbezüglich im Rahmen des Kapitels 7: „Weiterführende Entwicklungen“ Verfahrensvarianten, entsprechende Systeme bzw. Systemkomponenten und zugehörige Schweißergebnisse vorgestellt, die demonstrieren, auf welche Art und Weise zuvor gegebene Grenzen überschritten werden können.

Die Entwicklung der Laserstrahlquellen schreitet stetig voran. Den Abschluß bilden dementsprechend Untersuchungen, die mit einer Laserleistung von 4 kW am Werkstück durchgeführt wurden, wie sie erst ganz am Ende der durchgeführten Versuche verfügbar war. Durch einen Vergleich mit den zuvor erreichten Ergebnissen kann so eine Entscheidungshilfe bei der Beurteilung der Rentabilität der damit verbundenen höheren Investition gegeben werden. Weiterhin wird sich zeigen, daß die hohe Laserleistung die Anwendung einer einfach handhabbaren Verfahrensvariante zur Prozeßstabilisierung und Flexibilitätssteigerung auch für den Werkstoff Al erlaubt, welche in der dann vorgestellten Form bisher auf Grund der zu geringen spezifischen Leistung nur beim Schweißen von Stahl eingesetzt werden konnte.

## 4 Versuchseinrichtung (Systemtechnik) und Versuchsdurchführung

Um optimale Schweißergebnisse erzielen zu können, muß die Art der Prozeßführung und die Wahl der Laserstrahlquelle sorgfältig an die Schweißaufgabe angepaßt werden, ebenso ist die Auswahl einer geeigneten Systemtechnik wichtig. Hierfür sind prinzipiell unterschiedliche Varianten denkbar [43]. Das Schweißen an dreidimensionalen Strukturen in der Automobilindustrie erfordert eine hohe Flexibilität: ein Sechs-Achs-Roboter in Kombination mit einem fasergeführten Festkörperlaser bietet die höchst mögliche Flexibilität und läßt sich einfach in den Produktionsablauf integrieren. Die kurze Wellenlänge dieses Lasertyps wird von Al vergleichsweise gut absorbiert und erfüllt darüber hinaus jene Bedingungen, welche einen reproduzierbaren, stabilen und sicheren Schweißprozeß ermöglichen. Vor dem Hintergrund dieser positiven Eigenschaften und mit Blick auf die beschriebenen potentiellen Applikationen fiel die Wahl somit auf diese Kombination.

Die Wichtigkeit eines adäquaten Bearbeitungskopfes wurde bereits erwähnt. In den folgenden Unterkapiteln wird dieser ebenso beschrieben wie alle anderen Komponenten des in Bild 4-1 skizzierten Versuchsaufbaus, mit dem nahezu alle Ergebnisse und Toleranzfelder der vorliegenden Arbeit erzielt wurden. Über eine reine Leistungsbeschreibung hinaus wird dabei die den Erfordernissen angepaßte Funktion erläutert und damit Sinn und Zweck des einzelnen Elements konkret verdeutlicht.

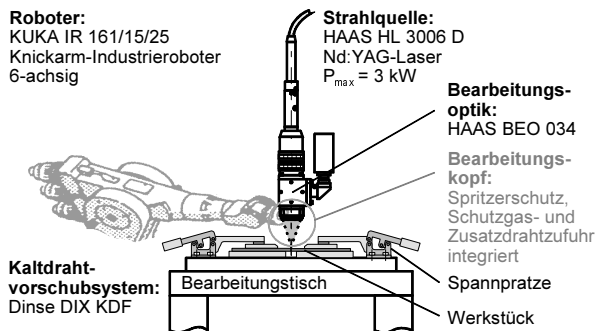


Bild 4-1: Skizze des Versuchsaufbaus.

Zusätzlich zur Vorstellung der im Rahmen dieser Arbeit entwickelten bzw. modifizierten, integrierten Bearbeitungsköpfe enthalten die folgenden Unterkapitel, insbesondere auch im Hinblick auf die weitere Versuchsdurchführung, bereits etliches Know-how, welches auf eigenen Messungen, gewonnenen Erkenntnissen oder erzielten Ergebnissen beruht.

## 4.1 Spanntechnik

Als einer der großen Vorteile beim Laserstrahlschweißen wird häufig die kraftfreie und dadurch prinzipiell verschleißfreie Energieeinbringung in das Werkstück angeführt. Dies trifft für den eigentlichen Bearbeitungsvorgang durchaus zu. Jedoch darf nicht vergessen werden, daß für eine sichere und vor allem reproduzierbare Schweißverbindung ein unter Umständen nicht unerheblicher Spann- und Positionieraufwand betrieben werden muß. Dieser nimmt selbstverständlich mit der geometrischen Komplexität der Bauteile zu. Ein Grund dafür liegt in der nötigen Gewährleistung minimaler Spalttoleranzen sowohl bei Stumpf- als auch bei Überlappstößen. Da der Fokusbereich des Laserstrahls nur im Bereich einiger weniger zehntel Millimeter liegt ( $d_f (f=100\text{mm}) = 0,3 \text{ mm} / d_f (f=150\text{mm}) = 0,45 \text{ mm}$ ), wird deutlich, daß die Spalttoleranzen vor allem bei Stumpfstoßschweißungen auch unter Verwendung von ZW nicht weit über diese Größenordnung hinaus gehen können, da der Laserstrahl sonst u. U. quasi „ungehindert“ durch den Fügspalt hindurchtritt. Zur Sicherstellung einer ausreichenden Nahtqualität (Spaltfüllung) gilt dies in ähnlicher Weise für Verbindungen im Überlappstoß.

Solange die Schweißungen ohne Verwendung einer regelnden Abstandssensorik bzw. eines Nahtverfolgungssystems durchgeführt werden, dient die exakte Fixierung der Fügepartner auch der genauen Einhaltung von Fokusbereich und Schweißposition. Ebenso zu berücksichtigen ist das Auftreten eines zwar vergleichsweise geringen, aber dennoch stets vorhandenen Wärmeverzugs während des Schweißvorgangs. Dieser würde ohne den Einsatz von Spannmitteln zu unerwünschten Fügespalten und/oder Fokusbereichverschiebungen führen – ganz abgesehen von möglicherweise auftretenden Bauteilgenauigkeiten.

Bei den zahlreich durchgeführten Parametervariationen erfolgte die Fixierung des Werkstücks mittels Spannpratzen. Dennoch wurden bei den Versuchen Randbedingungen berücksichtigt, welche an die Verwendung eines Andrückrollensystems (z. B. Rollenschweißkopf) geknüpft sind – hierauf wird in der Versuchsauswertung eingegangen – welches neben der Spannfunktion auch für eine stets gleichbleibende Fokusbereichlage sorgt.

Entsprechend einer der Zielsetzungen dieser Arbeit – prozeßsichere Parameterkombinationen und zugehörige Toleranzfelder für einen Serieneinsatz zu ermitteln – wurde auf die Verwendung jeglicher Art von Prozeßkontrolle bewußt verzichtet. Die derzeit für Al geeigneten Systeme stellen im übrigen keine echte Kontrolle im Sinne einer Prozeßregelung dar: durch eine Signalüberschreitung, der im Vorfeld während zahlreicher Versuchsschweißungen ermittelter und vordefinierter Hüllkurven, kann ledig-

lich „i. O.“ von „n. i. O.“ unterschieden werden und damit eine Qualitätsüberwachung erfolgen. Sollte sich eine solche „Prozeßkontrolle“ im Rahmen einer Umsetzung in eine Serienproduktion, z. B. zu Dokumentationszwecken, als notwendig erweisen, existieren hierfür auf dem Markt unterschiedliche Anbieter [125]. In [126] wird ein entsprechendes System und dessen Leistungsfähigkeit beschrieben, welches darüber hinaus mit Blick in die Zukunft auch ein großes Potential hinsichtlich einer „echten“ Prozeßregelung für den Werkstoff Al bietet.

Auch auf den Einsatz eines Nahtverfolgungssystems wurde verzichtet bzw. konnte verzichtet werden. Während sich optische Systeme dieser Art z. B. bei der VOLKSWAGEN AG bereits seit einiger Zeit im Dachnahtbereich zum Kehlnahtschweißen von Stahl im Serieneinsatz befinden, weisen sie noch Schwierigkeiten bei der Nahterkennung von Al auf. Auf Grund der hohen Reflektivität dieses Werkstoffs kämen sie daher insbesondere zum Stumpfstoßschweißen nicht in Frage und zum Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß sind sie in der Regel nicht erforderlich – ein enormer Vorteil dieser Nahtgeometrie.

## 4.2 Roboter

Je nach Applikation existieren unterschiedliche Möglichkeiten, die Relativbewegung zwischen Laserstrahl und Werkstück zu realisieren. Insbesondere in Verbindung mit einem Nd:YAG-Festkörperlaser stellt die Verwendung eines Roboters zweifellos die flexibelste Lösung dar. Um eine Nachführung des Zusatzwerkstoffs im Raum auch bei nicht linearen Schweißungen zu ermöglichen, ist ein 6-Achs Roboter erforderlich. Konkret wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit der Industrieroboter IR 161/15/25 der Firma KUKA eingesetzt. Er arbeitet mit sechs rotatorischen Achsen und besitzt eine Traglast von maximal 25 kg. Die maximalen Beschleunigungen der einzelnen Achsen liegen je nach Achse zwischen 86 grd/s und 225 grd/s. Abhängig von der Anzahl und Art der bewegten Achsen in einem Programmablauf ergibt sich daraus eine unterschiedliche, maximale Bahngeschwindigkeit. Diese kann einerseits durchaus über 10 m/min betragen, andererseits aber, beispielsweise beim Durchfahren enger Radien, auch gegen Null gehen. Mit dem Roboter lassen sich Bahnen mit einer Wiederholgenauigkeit  $\leq \pm 0,2$  mm abfahren; die Bahngenauigkeit beträgt  $\leq \pm 0,3$  mm.

Die Bewegungsabläufe des Roboters werden auf einer CNC-Steuerung (Siemens, RCM3) mit Hilfe der Programmiersprache SRCL programmiert. Dem Roboter werden dabei Koordinatenpunkte angelern („geteacht“), die während des Programmablaufs nacheinander angefahren werden. Untersuchungen haben ergeben, daß mit Hilfe eines sogenannten „Fein-Teachens“ die oben angegebenen Genauigkeiten etwas erhöht wer-



den können. Eine Verbesserung kann bis zu einer Programmierung von Stützpunkten im Abstand von 100 mm erreicht werden, eine weitere Verkürzung der Punktabstände wirkt sich kontraproduktiv aus.

### 4.3 Strahlquelle und Bearbeitungsoptik

Auf die prinzipielle Funktionsweise eines Nd:YAG-Lasers wurde bereits im Stand der Technik ausführlich eingegangen, weshalb an dieser Stelle lediglich kurz die konkreten Leistungsdaten und Eigenschaften der eingesetzten Strahlquelle sowie des Laserlichtkabels erläutert werden. Im Anschluß daran wird die verwendete Bearbeitungsoptik einschließlich der ausgewählten Fokussierung und die aus dem Gesamtsystem: Strahlquelle, Strahlführung und -formung resultierenden Strahleigenschaften ausführlich beschrieben. Letztlich werden die errechneten Werte anhand der Darstellung von Meßergebnissen überprüft.

Bei dem für die Versuche eingesetzten Nd:YAG-Hochleistungslaser HL 3006 D der Firma HAAS handelt es sich um ein modular aufgebautes Lasergerät, bei dem sechs Laserkavitäten hintereinander angeordnet sind (s. Bild 4-2). Das Strahlparameterprodukt wird mit  $w_0 \cdot \Theta_0 \leq 25 \text{ mm} \cdot \text{mrad}$  angegeben.

Dank einer maximalen (theoretischen) Ausgangsleistung von nahezu 4 kW im Dauerstrichbetrieb am Auskoppelspiegel und einer integrierten Leistungsregelung ist eine maximale Leistung von 3 kW am Werkstück über die gesamte Lampenstandzeit (laut Herstellerangaben ca. 1000 h) gewährleistet.



Bild 4-2: Der cw Hochleistungslaser HL 3006 D (Quelle: HAAS).

Um in einem späteren Serienbetrieb möglichst hohe Produktivität und damit verbunden kurze Taktzeiten realisieren zu können, sind hohe Vorschubgeschwindigkeiten erforderlich. In Voruntersuchungen zum Schweißen von Blechen mit für den Automobilbau relevanten Wanddicken und entsprechenden Einschweißiefen zwischen ca. 1,5 und 3 mm konnte gezeigt werden, daß mit einer Steigerung der Laserleistung um den Faktor 1,5 – von 2 auf 3 kW – verbunden mit einer Investitionskostensteigerung in etwa der gleichen Größenordnung eine Geschwindigkeitssteigerung mindestens um den Faktor 2 möglich ist [127, 128]. Über diese Effizienzsteigerung hinaus zeigen Untersu-

chungen in [129], daß mit dem Übergang zur Leistung von 3 kW beim Schweißen von Al auch eine deutliche Steigerung im Hinblick auf die Prozeßstabilität einhergeht, was dort vorwiegend mit dem sicheren Überschreiten der Schwelle begründet wird. In Summe wurden daher alle Schweißversuche mit der zu diesem Zeitpunkt leistungsstärksten Strahlquelle und der maximal verfügbaren Leistung von 3 kW durchgeführt.

Die Verbindung zwischen der Strahlquelle und der Bearbeitungsoptik erfolgt per Laserlichtkabel. Konkret wird eine Stufenindexfaser mit einem Kerndurchmesser von  $d_k = 600 \mu\text{m}$  und einer Länge von 20 m (teilweise auch 30 m) verwendet. Der minimale Biegeradius beträgt 200 mm. Zur Gewährleistung der Betriebssicherheit wird jede Faser auf ihrer gesamten Länge überwacht. Das heißt, daß bei einem Defekt oder bei einer nicht korrekten Verbindung der Glasfaserendstecker mit der Einkopplung bzw. der Bearbeitungsoptik das Lasergerät sofort abgeschaltet wird, bevor unkontrolliert in die Umgebung austretende Laserstrahlung gefährlich werden und zu Schäden führen kann [40]. In Tabelle 4-1 sind die wichtigsten technischen Daten der eingesetzten Strahlquelle zusammengefaßt.

Maximale (theoretische) Ausgangsleistung:	4000 W
Maximale (= verwendete) Laserleistung am Werkstück (geregelt):	3000 W
Leistungsaufnahme:	135 kW
Wirkungsgrad:	$\approx 2\text{-}5 \%$
Strahlqualität	$w_0 \cdot \Theta_0 \leq 25\text{mm} \cdot \text{mrad}$
Kerndurchmesser des Laserlichtkabels: min. Biegeradius:	$d_k = 600 \mu\text{m}$ $R = 200 \text{ mm}$
Maximaler Kühlwasserbedarf:	$dV/dt = 8,0 \text{ m}^3/\text{h}$
Gewicht:	$m = 2200 \text{ kg}$
Abmessungen:	$3930 \text{ mm} \times 1630 \text{ mm} \times 750 \text{ mm}$

Tabelle 4-1: Auszug aus den technischen Daten des HL 3006D [40].

Den Abschluß der Strahlführung bildet die Standardbearbeitungsoptik BEO 035 der Firma HAAS, welche an die Roboterhand angeflanscht ist. Bild 4-3 zeigt eine vereinfachte technische Zeichnung der wichtigsten Optikkomponenten und deren Abmaße. Als Hilfe bei diversen Justieraufgaben ist eine CCD-Kamera an die Bearbeitungsoptik angebracht, welche in den Strahlengang eingespiegelt ist und dadurch quasi eine online Prozeßbeobachtung (des Prozeßleuchtens bzw. Brennflecks) ermöglicht. Nachdem in einem zuvor durchgeführten Kalibriervorgang die Schärfeebene der Kamera mit derje-

nigen der Fokussierlinse in Dekkung gebracht wurde, kann mit ihrer Hilfe beispielsweise die gewünschte Fokusslage eingestellt werden. Bei Verwendung eines zusätzlichen Fadenkreuzes wird durch

sie ein „Teachen“ der Schweißbahn sehr stark vereinfacht – alternativ zu einem Justierlaser. Darüber hinaus dient die Kamera zur Überprüfung einer korrekten Drahtposition.

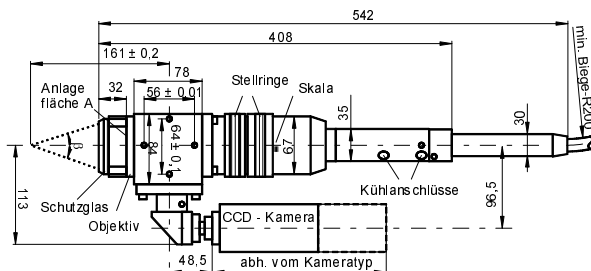


Bild 4-3: Skizze der Bearbeitungsoptik BEO 035 der Firma HAAS ( $f_k = 200$  mm,  $f = 100$  mm).

Der fest eingebaute Kollimator der BEO 035 hat eine Brennweite von  $f_k = 200$  mm. Eine für den Schweißprozess geeignete Fokussierlinse mit zugehöriger Brennweite auszuwählen, bedeutet die Lösung eines Zielkonflikts. Grundsätzlich sind mehrere Möglichkeiten denkbar. Wünschenswert ist einerseits ein möglichst großer Arbeitsabstand, verbunden mit guter Zugänglichkeit und geringer Verschmutzungsanfälligkeit. Der Einsatz einer entsprechend langen Brennweite erhöht zwar einerseits auch die Rayleighlänge  $z_{Rf}$  vermindert jedoch bei feststehender maximaler Laserleistung und Kollimation andererseits die Leistungsdichte bzw. die spezifische Leistung  $P_L/d_f$ . Dieses ist zunächst unbedingt bei der Forderung nach einer Erfüllung der Einkoppelbedingungen zu berücksichtigen und führt darüber hinaus – verglichen mit den Ergebnissen, die sich mit einer kürzeren Brennweite erzielen lassen – auch in jedem Fall zu geringeren Einschweißtiefen (vergleiche Bild 2-5, S. 31). Letzteres bedeutet eine geringere Effektivität bzw. Produktivität des Verfahrens, da dieser Effekt in der Praxis gegebenenfalls nur durch eine geringere mögliche Vorschubgeschwindigkeit ausgeglichen werden kann.

Bei einer Serienanwendung ist es durchaus denkbar, daß je nach Applikation unterschiedliche Eigenschaften priorisiert werden. Unter Berücksichtigung obiger Gesichtspunkte wurden für die Schweißversuche Fokussierlinsen mit zwei unterschiedlichen Brennweiten ausgewählt:  $f = 100$  mm und  $f = 150$  mm. Bei einigen Versuchsreihen wurden bis auf die Brennweite alle Parameter konstant gehalten, so daß auf Basis des

ermöglichten Vergleichs der Schweißergebnisse eine den Anforderungen angepaßte Empfehlung bzw. Auswahl ermöglicht wird.

Die resultierenden Fokusbrenndurchmesser betragen entsprechend den unterschiedlichen Abbildungsmaßstäben von 1:2 bzw. 1:1,33  $d_f = 300 \mu\text{m}$  für die kurze bzw.  $d_f = 450 \mu\text{m}$  für die lange Brennweite (s. Gleichungen (10), (11)). Bei einem Strahlparameterprodukt von  $w_0 \cdot \Theta_0 = 25 \text{ mm mrad}$  und  $d_k = 600 \mu\text{m}$  ergibt sich ein Divergenzwinkel von  $\Theta_0 = 4,77^\circ$ . Mit Gleichung (1), und unter Vernachlässigung optischer Fehler läßt sich daraus  $\Theta_f$  berechnen. Ebenso kann der Strahldurchmesser auf der Fokussierlinse D bei einer Brennweite der eingesetzten Kollimationslinse von  $f_k = 200 \text{ mm}$  mit (12) zu  $D = 33,41 \text{ mm}$  abgeschätzt werden. Mit Hilfe dieser Größe und den in den Gleichungen (4), (9) und (7) dargestellten Zusammenhängen lassen sich daraus für jede eingesetzte Brennweite der Fokussierlinse der jeweils zugehörige Divergenzwinkel, Fokussierzahl, Rayleighlänge und mittlere Intensität im Fokus berechnen. Tabelle 4-2 gibt einen Vergleich der aus den beiden Brennweiten resultierenden Abbildungs- bzw. Strahleigenschaften wieder.

Die errechneten und in Tabelle 4-2 dargestellten Werte der spezifischen Leistung liegen für beide Brennweiten deutlich über dem in [43] angegebenen Schwellwert von ca.  $4000 \text{ W/mm}$ , obwohl mit dem Übergang zur längeren Brennweite die Leistungsdichte um ungefähr 55 % und die spezifische Leistung um 1/3 erheblich reduziert wird. Auch bei einer Defokussierung im Bereich der Rayleighlänge, bei der ja  $d_f$  um den Faktor  $\sqrt{2}$  ansteigt und  $P/d_f$  bzw. die Leistungsdichte entsprechend kleiner wird, ist noch ein sicheres Einkoppeln des Laserstrahls gewährleistet – eine Grundvoraussetzung für einen stabilen Schweißprozeß.

Die doppelt so große Rayleighlänge der längeren Brennweite wird sich zwar relativ betrachtet in einer geringeren Reaktion der Einschweißtiefe auf Fokuslagenänderungen äußern – bezogen auf eine konkrete Anwendung (und zu erzielende Einschweißtiefe) ist es aber sicherlich falsch, hieraus den Schluß zu ziehen, daß damit verbunden in jedem Fall auch größere absolute Fokuslagenabweichungen toleriert werden können (s. Kapitel 5.2.3)! Dieses liegt daran, daß die bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit erzielbare Einschweißtiefe, wie bereits erwähnt, insgesamt schon geringer ausfallen wird und bei Abweichungen von der optimalen Fokuslage selbstverständlich zusätzlich absinkt.

	<b>f = 100 mm</b>	<b>f = 150 mm</b>
Abbildungsmaßstab	1:2	1:1,33
Fokusedurchmesser $d_f$ in [ $\mu\text{m}$ ]	300	450
Divergenzwinkel $\Theta_f$ in [ $^\circ$ ]	9,55	6,36
Fokussierzahl F	2,99	4,5
Rayleighlänge $z_{Rf}$ in [mm]	0,9	2,0
Mittlere Intensität I im Fokus in [ $10^6 \text{ W/cm}^2$ ]	4,24	1,89
$P/d_f$ im Fokus in [W/mm]	10000	6666,6

Tabelle 4-2: Vergleich der aus den Brennweiten  $f = 100 \text{ mm}$  und  $f = 150 \text{ mm}$  resultierenden Abbildungs- bzw. Strahlcharakteristika (für  $f_k = 200 \text{ mm}$ ,  $w_0 \cdot \Theta_0 = 25 \text{ mm mrad}$ ,  $D = 33,41 \text{ mm}$  und  $P_L = 3 \text{ kW}$  theoretisch berechnete Werte).

Würde eine Brennweite der Fokussierlinse von  $f = 200 \text{ mm}$  eingesetzt werden, so könnten die Schwellwerte theoretisch zwar am Ort der Strahltille gerade noch überschritten werden, der Tiefschweißeffekt würde aber bereits bei geringen Fokuslagenschwankungen abbrechen. Darüber hinaus könnten vergleichsweise nur extrem reduzierte Einschweißstiefen erreicht werden – beide zuletzt genannten Aspekte sind für eine Serienanwendung inakzeptabel. Aus ähnlichen Gründen kommt bei der bestehenden Strahlqualität und der vorliegenden Anwendung auch die Verwendung einer kürzeren Kollimationsbrennweite nicht in Frage. Ein solcher Einsatz würde zwar sehr kompakte Bearbeitungsköpfe ermöglichen, notwendige Werte der spezifischen Leistung ließen sich dann aber nur mit unpraktisch kurzen Brennweiten erreichen.

Die bisher angegebenen Werte der Strahlkenngrößen der eingesetzten Optiken wurden basierend auf Herstellerangaben berechnet. In der Praxis hängen diese von den Eigenschaften der Strahlquelle (im wesentlichen  $w_0 \cdot \Theta_0$  und  $P_L$ ) und von denen sämtlicher optischer Elemente im Strahlengang ab. Um diesen Einfluß zu untersuchen, konkrete Aussagen über die tatsächlichen (räumlichen) Kaustik- und Intensitätsverläufe zu erlangen sowie die Fokusedurchmesser und auch die Strahlqualität des Lasers überprüfen zu können, wurde der fokussierte Strahl für beide Brennweiten mit einem Laserscope UFF 100 der Firma PROMETEC zur Verifizierung der theoretischen Werte vermessen.

Eine grafische Zusammenfassung der Ergebnisse ist in Bild 4-4 dargestellt: Die ermittelten Fokusradien sind geringfügig kleiner als zuvor berechnet. Resultierend daraus ergeben sich minimal längere Rayleighlängen, kleinere Divergenzwinkel und etwas höhere Werte der Leistungsdichte. Die Darstellung der räumlichen Leistungsdichteverteilung verdeutlicht einerseits anschaulich die unterschiedlichen Strahlradien und Beträge der maximalen Leistungsdichte und zeigt andererseits die Abbildung des Faserendes sehr gut auf: am Ort der Strahltaile ist für beide Brennweiten ein „top hat“ Profil zu erkennen, während sich im Abstand der Rayleighlänge bereits wieder eine gaußähnliche Verteilung eingestellt hat. Alle gemessenen Werte entsprechen prinzipiell nahezu den Berechnungen, was bedeutet, daß die Optikkomponenten keinen negativen Einfluß auf den Laserstrahl haben und die Herstellerangaben bezüglich des Strahlparameterprodukts eingehalten wurden.

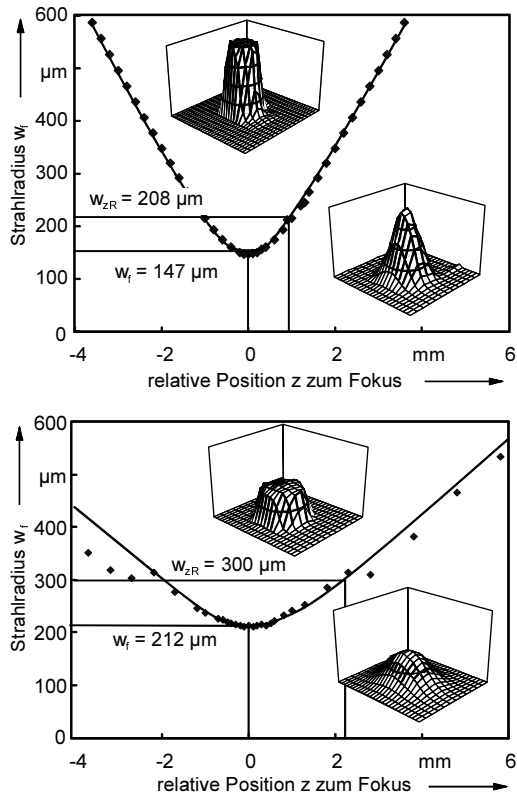


Bild 4-4: Strahlkaustik für die Brennweite  $f = 100$  mm (oben) und  $f = 150$  mm (unten) mit Darstellung zweier ausgewählter Leistungsdichteverteilungen bei  $z = 0$  und  $z = z_{Rf}$  (Maßstab der Isometrien:  $1 \text{ mm}^2 \times 5 \cdot 10^6 \text{ W/cm}^2$ ).

## 4.4 Integrierte Bearbeitungsköpfe

Um Prozesssicherheit beim Laserstrahlschweißen gewährleisten zu können, kann nur eine ganzheitliche Betrachtung aller Einflußgrößen zielführend sein. Neben der kon-

kreten Schweißaufgabe und dem Werkstoff sind dies nicht nur die Strahlquelle, Strahlführung und -formung, sondern auch der Bearbeitungskopf (mit einer eventuell zusätzlich adaptierten Spanntechnik in Form einer Andrückrolle [107] oder eines -fingers [111], worauf im Rahmen dieser Arbeit jedoch nicht eingegangen wird). Der Bearbeitungskopf, bzw. das, was hier darunter verstanden wird, beeinflusst im Gegensatz zur Bearbeitungsoptik in keiner Weise die Strahlführung oder Formung. Als letztes Glied zwischen Optik und dem Werkstück hat der Bearbeitungskopf jedoch großen Einfluß auf den Laserschweißprozeß und auf das Schweißergebnis insgesamt. Grundsätzliche Aufgabe des Bearbeitungskopfs ist die Gewährleistung einer vor allem reproduzierbaren Zuführung der Prozeßmedien, wie Schutzgas und Zusatzwerkstoff. Der Zusatzwerkstoff muß nicht nur exakt positioniert werden können, sondern während des Prozesses auch stabil in das Schmelzbad fließen. Dieses wiederum muß durch eine geeignete Zuführung eines Schutzgases vor vorzeitiger Oxidation geschützt werden. Grundvoraussetzung für gleichbleibende Prozeßverhältnisse und schließlich gleichbleibende Qualität der Schweißergebnisse ist ebenso ein von Schmutz unbeeinflusster Strahlengang. In diesem Zusammenhang muß der Bearbeitungskopf einen effektiven Schutz der Optik vor Schweißspritzern und Rauch bieten. Beim Einbau eines dennoch stets erforderlichen Schutzglases ist auf dessen einfache und vor allem schnelle Austauschbarkeit zu achten.

Letztlich kommt den geometrischen Abmessungen des Kopfes besondere Bedeutung zu. Neben der Störkontur der Bearbeitungsoptik (und des Roboters) bestimmt der Kopf in hohem Maße die Zugänglichkeit, welche unter Umständen bei der Auswahl eines Verfahrens entscheidend sein kann. In Summe kommt damit der Verfügbarkeit eines geeigneten, aufgabenangepaßten, insbesondere auf beste Zugänglichkeit und Kompaktheit ausgerichteten, sogenannten „integrierten“ Bearbeitungskopfes eine wesentliche Bedeutung zu.

Existierende Einzelkomponenten für Draht- und Schutzgas, auf die zu Beginn der vorliegenden Arbeit zurückgegriffen werden konnte, haben sich für einen Serienprozeß bereits frühzeitig als nicht geeignet erwiesen. Mit dem in [130, 131] beschriebenen Überschallquerjet stand zwar prinzipiell ein sehr effektiver Schutz der Optik vor Spritzern und Schweißrauch und damit zur Erhöhung der Standzeit des Schutzglases zur Verfügung, die (Schutz-) Funktion dieses Bauteils ist jedoch maßgeblich von der Einbauposition abhängig und kann bei falscher Anordnung zu einer Absaugung des gesamten Schutzgases führen. Gleichzeitig war die existierende Bauform hinsichtlich ihrer Zugänglichkeit nicht optimal.

Um möglichst allen Anforderungen gerecht zu werden, wurde der Bearbeitungskopf im Rahmen der in dieser Arbeit durchgeführten Schweißversuche laufend weiterentwickelt. Ausgehend von einer separat angeordneten, schleppenden Drahtzuführung und einem „frei Hand“ gebogenen stechend angeordneten Schutzgasröhrchen zu Beginn der Arbeit wurden dabei verschiedene Entwicklungsstufen durchlaufen, unterschiedliche Konzepte wurden getestet und auch für die Parametervariationen der Schweißversuche eingesetzt (s. Bild 4-5). Die hieraus gewonnenen Erfahrungen wurden laufend in Form von Verbesserungen in die Entwicklung des Bearbeitungskopfes eingebracht.

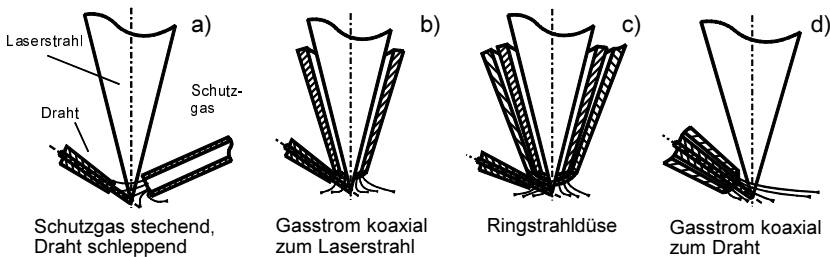


Bild 4-5: Prinzipielle Möglichkeiten der Schutzgas- und Zusatzwerkstoffzufuhr beim Laserstrahlschweißen, nach [71, 132].

Während die Bild 4-5 a) dargestellte Möglichkeit zwar gute Schweißergebnisse liefert, ist sie im Hinblick auf eine angestrebte gute Zugänglichkeit indiskutabel. Version b) stellt bereits eine kompaktere Lösung dar, mit der auch eine große Anzahl der im weiteren Verlauf der Arbeit präsentierten Schweißergebnisse erzielt wurde; Bild 4-6 zeigt die technische Umsetzung. Wie sich herausgestellt hat, ist die Anordnung bzw. Ausführung

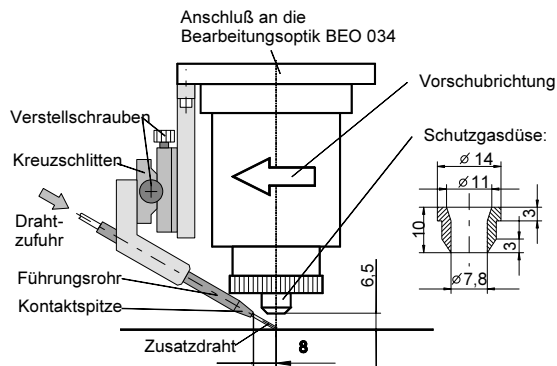


Bild 4-6: Prinzipskizze der in die Praxis umgesetzten Schutzgaszuführung koaxial zum Laserstrahl bei schleppender Zusatzdrahtzuführung.



rung der Gaszuführung für Laborversuche gut geeignet, für Schweißarbeiten in großem Umfang jedoch nicht optimal: Die konische oder zylindrische Gasdüse ist sämtlichen Einflüssen wie Wärmestrahlung und Spritzern unmittelbar ausgesetzt. Der Schutz der Schweißnaht vor Oxidation ist ausreichend, vergleichsweise jedoch schlechter, was sicherlich auch an der entgegengesetzt gerichteten Strömung von Schutzgas und dem aus der Kapillare (behindert) ausströmenden Metaldampf liegt. Größter und ebenfalls entscheidender Nachteil dieser Ausführung ist, daß bauartbedingt außer der gewählten „Apertur“ der Gasdüse kein weiterer Schutz des Schutzglases vor Spritzern angebracht werden kann.

Vor dem Hintergrund dieser Aspekte wurden insbesondere die in Bild 4-5 c) und d) dargestellten Varianten weiterverfolgt. Bei Verwendung einer Ringstrahldüse kann dann ein Quer- oder Crossjet angebracht werden. Für Anwendungen, für die kein ZW erforderlich ist, stellt dies zweifellos die kompakteste Variante mit der besten Zugänglichkeit dar. Mit dem in Bild 4-5 d) dargestellten Prinzip wurde ein Konzept verfolgt, welches sich beim MIG-Schweißen seit Jahren bewährt hat: die Zuführung des Schutzgases koaxial zum Zusatzdraht. Diese Variante wurde so auch in [16] in Verbindung mit einem CO<sub>2</sub>-Laser eingesetzt, allerdings wurde dort eine Lösung mit einer für das hier geplante Einsatzgebiet inakzeptablen Störkontur vorgestellt. In Zusammenhang mit einem Nd:YAG-Laser wurde die Tauglichkeit dieser grundsätzlich sehr eleganten und robusten Variante außerdem noch nie untersucht. Durch diese Lösung entsteht einerseits viel Platz für die Anbringung eines Crossjets, andererseits ist durch die seitliche Anordnung ein guter Gasschutz der Schweißnaht bereits bei sehr geringem Gasverbrauch (ca. 600 l/h - 1200 l/h) gewährleistet. Ein weiterer Vorteil ergibt sich daraus, daß die bisher teilweise Schwierigkeiten bereitende Ausrichtung der Schutzgaszuführung bei stechend/schleppender Anordnung von Draht und Schutzgas durch die „gekoppelte“ Ausführung quasi automatisch in Zusammenhang mit der Justage der Drahtzuführung erfolgt.

Die Umsetzung der Konzepte in die Praxis hat sich für die Brennweite von  $f = 100$  mm vorwiegend auf Grund des geringen Arbeitsabstandes deutlich schwieriger gestaltet als für  $f = 150$  mm (ausführlich ist dies in [132] dargelegt). Bild 4-7 und Bild 4-8 geben die optimierten Versionen der in die Praxis umgesetzten Favoriten wieder. Alle dargestellten Bearbeitungsköpfe können direkt, selbstzentrierend unterhalb der Fokussieroptik des HAAS BEO 034 adaptiert werden und bieten beste Zugänglichkeit. Die (abnehmbare) Zusatzwerkstoff- bzw. Schutzgaszuführung wurde unterschiedlich realisiert und kann über eine Verstelleinrichtung justiert werden. Die Bearbeitungsköpfe verfügen über einen Querjet, welcher auf der in [130] dargestellten Bauweise basiert.

Dieser modifizierte und vor allem in den Kopf integrierte Überschallquerjet sorgt für einen effektiven Schutz des Schutzglases vor Verschmutzung durch Schweißrauch und -spritzer, wodurch dessen Standzeit wesentlich erhöht wird. Der Querjet verbraucht bei einem idealer weise anliegendem dynamischen Überdruck von  $p = 4 \text{ bar}$  ca.  $500 \text{ NI/h}$  (ölfreie) Druckluft. Die zusätzlich in Form einer Schublade (Kassette) eingebaute Wechseleinrichtung ermöglicht gegebenenfalls einen schnellen Austausch des Schutzglases, ohne daß die Demontage des Kopfes erforderlich ist – eine Grundvoraussetzung für einen Serieneinsatz.

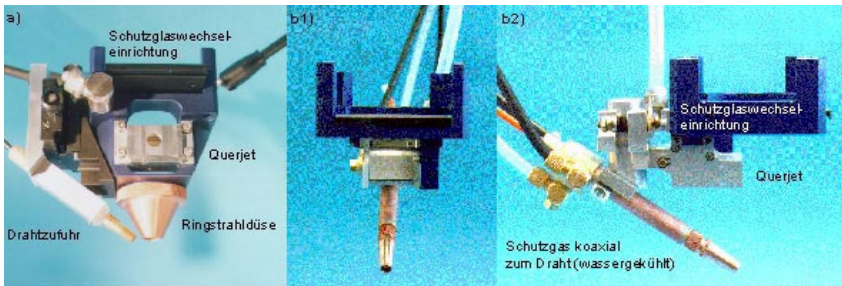


Bild 4-7: Bearbeitungsköpfe zum Laserstrahlschweißen mit integrierter Schutzglaswechseleinrichtung und Querjet für  $f = 100 \text{ mm}$ : a) modulare, gekapselte Lösung mit Ringstrahldüse zur Schutzgaszufuhr, b) offene, bauraumoptimierte Lösung mit wassergekühlter Schutzgaszuführung koaxial zur Drahtzufuhr (11 mm Außendurchmesser); b1) Ansicht in Schweißrichtung, b2) senkrecht dazu.

Die in Bild 4-7 a) und Bild 4-8 dargestellten Bearbeitungsköpfe sind modular aufgebaut. Neben der Möglichkeit, die Prozeßmedien auf unterschiedliche Weise zuzuführen, kann auch eine Verdreheinrichtung adaptiert werden, die allerdings die Störkontur verschlechtert. Sie ermöglicht es, den Kopf und damit insbesondere auch die Richtung der Zusatzwerkstoffzufuhr relativ zur Bearbeitungsoptik schnell und einfach zu ändern, was z. B. bei kartesischen Maschinen mit nur 3 Achsen oder bei der Verwendung eines 5-Achs-Roboters von großem Vorteil ist, den Teach-Aufwand erleichtert bzw. Flexibilität bei der Ausrichtung des Werkstücks relativ zur Bearbeitungsoptik und umgekehrt bietet. Letzteres ist beispielsweise bei spiegelbildlich angeordneten Nahtverläufen interessant, welche von zwei gegenüberliegenden Robotern ausgeführt werden, wie dies beispielsweise bei der Dachnahtschweißung der Fall sein kann. Durch eine Verdrehmöglichkeit des Bearbeitungskopfes müßte so die Anflanschung der Bearbeitungsoptik an den Roboter gegebenenfalls nicht spiegelbildlich erfolgen.

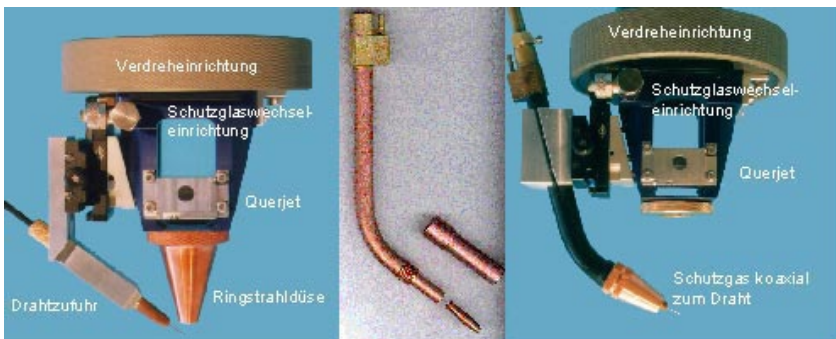


Bild 4-8: Modularer (gekapselter) Bearbeitungskopf zum Laserstrahlschweißen mit integrierter Schutzglaswechseleinrichtung und Querjet für  $f = 150 \text{ mm}$ ; links: Ringstrahldüse zur Schutzgaszufuhr; rechts: Schutzgaszuführung koaxial zur Drahtzufuhr; Mitte: modifizierter Pistoleneinsatz eines MIG-Brenners.

Um bei den unterschiedlichen Möglichkeiten der Prozeßmedienzufuhr dennoch eine optimale Wirkung des Querjets zu erzielen, ist an den Bearbeitungsköpfen (s. Bild 4-7 a) und Bild 4-8) gegenüber der Austrittsöffnung der Druckluftströmung eine austauschbare Barriere angebracht. Deren Höhe ist dann ideal eingestellt, wenn möglichst keinerlei Druckluft in Richtung Wechselwirkungszone geblasen wird (um den Schweißprozeß nicht negativ zu beeinflussen), sondern lediglich geringste Mengen an Schutzgas abgesaugt werden.

Im Gegensatz dazu stellt der Bearbeitungskopf in Bild 4-7 b) eine offene Variante dar, welche auf die wesentlichen Anforderungen: Prozeßmedienzufuhr, Optikschutz und gute Zugänglichkeit reduziert ist. Bei diesem Kopf kann ausschließlich das Prinzip der zum Draht koaxialen Schutzgaszufuhr verwirklicht werden. Dieses Prinzip wurde für alle Köpfe in Anlehnung an einen MIG-Pistoleneinsatz der Firma DINSE aber wiederum unterschiedlichen Varianten (mit/ohne Wasserkühlung, gerade/gebogen) umgesetzt. Dadurch, daß im Gegensatz zum Einsatz beim MIG-Schweißen keine Stromführung erforderlich ist, lassen sich Veränderungen der Abmessungen (Durchmesser, Länge, Winkel, Gasdüse) in gewissen Grenzen durchführen. In Bild 4-8 (Mitte) ist eine solche weiterentwickelte, sehr schlanke Variante ( $d_a = 11 \text{ mm}$ ) eines Pistoleneinsatzes zur Draht- und Schutzgaszufuhr dargestellt, welche auch bei sehr engen Platzverhältnissen – wie sie beispielsweise beim Schweißen des Dachkanals vorherrschen – noch Zugänglichkeit bietet.

Im Zielkonflikt der unterschiedlich gestellten Anforderungen stellen die vorgestellten Bearbeitungsköpfe ein Optimum dar und können so direkt auch für eine Serienproduktion eingesetzt werden. Prinzipiell bieten die modularen, gekapselten Aufbauten große Variationsmöglichkeiten, sind also für einen Laborbetrieb oder bei häufig wechselnden Applikationen besser geeignet und bieten einen sehr guten Schutz der Optik vor Verschmutzung. Die „offene“ Version (Bild 4-7 „rechts“) stellt bereits eine Spezialisierung in Richtung höchster Zugänglichkeit für eine bestimmte Anwendung dar. Hier wurde beispielsweise zusätzlich eine Spülung des Schutzglases mit Frischluft vorgesehen, wodurch das Schutzglas vom entstehenden Schweißrauch – wichtig z. B. beim Fügen großer Nahtlängen (hoher Stückzahlen) in kleinen Umhausungen – befreit bleibt. Allerdings ist durch die nach unten offene Bauweise insgesamt eine vergleichsweise etwas schlechtere Spritzerschutzwirkung gegeben.

Grundsätzlich können die Köpfe auch nach geringen Änderungen an andere Bearbeitungsoptiken oder für andere Brennweiten adaptiert werden. Die prinzipielle Aufbauweise mit Schutzglaswechseleinrichtung, Querjet und kombinierter Draht- und Schutzgaszuführung stellt darüber hinaus eine ideale Ausgangsbasis auch für weitere Optimierungs- oder Integrationsschritte dar, beispielsweise auch für eine Serienanwendung in Verbindung mit einer Andrückrolle.

## 4.5 Zusatzwerkstoffzuführung

Die Förderung des Zusatzdrahts beim Schweißen wurde mittels des konventionellen Kaltdrahtvorschubsystems DIX KDF der Firma DINSE Schweißwerkzeuge realisiert, welches vom MIG-Schweißen her bekannt ist. Es setzt sich aus dem eigentlichen Drahtvorschub (DV)-Gerät, der zugehörigen Fernbedienung und einer Garnitur zur Drahtführung zusammen. Die Drahtvorschubeinrichtung arbeitet nach dem sogenannten push-pull-Prinzip. Durch den aus zwei Einheiten bestehenden Antrieb – einem direkt an der Drahtrolle (push) und einem nahe des Bearbeitungskopfes (pull) – ist eine konstante und stabile Förderung des Zusatzwerkstoffes gewährleistet. Das DV-Gerät läßt sich entweder manuell, mit der Fernbedienung oder direkt über die Robotersteuerung („Automatik“) bedienen. Die Betriebsarten kontinuierlich, gepulst und pulssynchron zur Drahtförderung sind möglich. Im Rahmen der Versuche wurde ausschließlich im kontinuierlichen Betrieb gearbeitet. Die gewünschte Drahtgeschwindigkeit kann stufenlos vorwärts und rückwärts im Bereich von 0 - 10 m/min variiert werden. Drahtdurchmesser von 0,6 mm bis 1,2 mm sind nach entsprechendem Wechsel der Andrückrollen verwendbar. Eingesetzt wurden jedoch nur Drahtvarianten (SG-AlSi5

und SG-AlSi12, s. [79]), zunächst mit 1,0 mm und im weiteren Verlauf der Untersuchungen mit 1,2 mm Durchmesser (s. Kapitel 7).

Bereits im vorigen Kapitel wurde die Zusatzwerkstoffzuführung als eine Komponente des Bearbeitungskopfes erwähnt. Über das reine Fördersystem hinaus wird in diesem Kapitel auch das letzte am Bearbeitungskopf integrierte Glied der Drahtführung beschrieben. Voraussetzung für einen stabilen Schweißprozeß ist (u. a.) nicht nur eine kontinuierliche Förderung. Letztendlich ist wichtig, wie der Zusatzdraht der Wechselwirkungszone zugeführt wird. Hierbei spielt nicht nur die Richtung aus der der Draht zugeführt wird eine Rolle, sondern auch an welcher konkreten Position der ZW eingeleitet wird. Beides wird im folgenden vertieft und für die im Rahmen der vorliegenden Arbeit durchgeführten Untersuchungen spezifiziert. In [16] wurden hierzu ebenfalls Untersuchungen gemacht, jedoch in Verbindung mit einem CO<sub>2</sub>-Laser. Die Ergebnisse der dortigen Modellierung des Drahterwärmungsvorgangs sowie die praktischen Resultate zum Drahtabschmelzverhalten dienen für die vorliegende Arbeit im Zusammenhang mit der Drahtzuführung als Orientierung. Eine exakte Übertragung der Ergebnisse konnte jedoch nicht erfolgen, was insbesondere auf den im Rahmen der vorliegenden Arbeit eingesetzten Nd:YAG-Laser und den mit der kürzeren Wellenlänge verbundenen Eigenschaften zurückzuführen ist. Eine Überprüfung und Ergänzung der Erkenntnisse war dementsprechend erforderlich und erfolgte vor allem unter Berücksichtigung serienproduktionsrelevanter Aspekte.

Üblicherweise erfolgt die Zusatzdrahtzuführung stechend oder schleppend zum Schweißprozeß [71] (in Kapitel 7 wird allerdings gezeigt, daß durchaus auch andere Positionen denkbar und möglich sind). Bei der schleppenden Anordnung ist der Geschwindigkeitsvektor von Zusatzdraht  $\vec{v}_D$  und Vorschub  $\vec{v}_L$  entgegengesetzt gerichtet (Bild 4-9, links). Der Draht wird also in die gleiche Richtung gefördert, in der sich auch das Werkstück bewegt und gelangt folglich mit einer reduzierten Relativgeschwindigkeit zum Werkstück in die Schweißzone. In Summe resultiert dies im Vergleich zum umgekehrten Fall in einer geringeren Störanfälligkeit des Prozesses. Die schleppende Anordnung bedeutet außerdem, daß der Draht zunächst mit dem Laserstrahl wechselwirkt – und dementsprechend ein Teil der Laserleistung zum Aufschmelzen erforderlich ist – bevor er anschließend räumlich um die Dampfkapillare herum fließen muß. In [133, 134, 135] wird für die schleppende Drahtzuführung über eine bessere Durchmischung des Zusatzwerkstoffs mit dem Schweißgut für den Werkstoff Al bzw. Stahl berichtet, was sicherlich auch damit begründet werden kann.

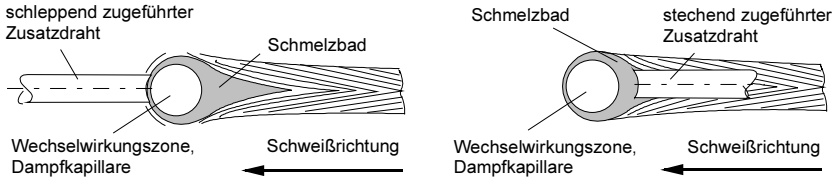


Bild 4-9: Laserstrahlschweißen mit unterschiedlicher Anordnung des Zusatzdrahts, links: schleppend, rechts: stechend.

Wenn die gesamte Energie des Laserstrahls ausschließlich für die Einkopplung in das Werkstück zur Verfügung stehen soll, bietet sich die stechende Zuführung an. Durch entsprechende Positionierung tritt der Draht nicht in direkte Wechselwirkung mit dem Laserstrahl, sondern schmilzt bei der Einleitung in das „nachlaufende“ (= in Schweißrichtung hinter der Dampfkapillare liegende) Schmelzbad auf (Bild 4-9, rechts). Dies ist möglich, weil das nachlaufende Schmelzbad wesentlich größer ist als das vorlaufende. Die stechende Anordnung hat jedoch einen entscheidenden, prozeßrelevanten Nachteil: sie birgt die vergleichsweise größere Gefahr des "Festbackens" des Drahtes an der erstarrenden Schmelze [134, 136, 137]. Dieses Festbacken kann infolge geringer Dejustage bzw. (seitlicher) Abweichung des Drahtauftreffpunkts vom eingestellten Soll am Schmelzbadrand und darüber hinaus am Nahtanfang und Ende auftreten. Die Folge eines solchen Anhaftens führt zur Dejustage der stechenden Anordnung bis hin zur Zerstörung des letzten Glieds der Zuführeinrichtung, da der Draht – wie die Bezeichnung bereits verdeutlicht – entgegengesetzt dem nachlaufenden Schmelzbad bzw. Werkstück gefördert und im Extremfall praktisch „nach hinten“ weggerissen wird. Dieses Risiko vergrößert sich mit kleiner werdendem (nachlaufenden) Schmelzbad, steigt mit zunehmender Draht- und Vorschubgeschwindigkeit und ist insbesondere bei gesteppten Schweißnähten, wie sie auch im Karosseriebereich häufig Anwendung finden, nicht zu vernachlässigen.

Der zugeführte Draht kann nie absolut richtungsstabil zugeführt werden. Die permanente, in alle Richtungen vorhandene, unvermeidbare leichte „Pendelbewegung“ des Zusatzdrahtes während des Fördervorgangs rührt einerseits vom „Drill“ und „Drall“ des auf eine Rolle aufgewickelten Zusatzwerkstoffs her und ist andererseits vom zurückgelegten Weg (und dessen Krümmung) zwischen Drahtspule und der Kontaktspitze, dem letztem Glied der Drahtführung, abhängig. Um die Abweichungen von der gedachten Linie möglichst gering zu halten, sind mehrere Dinge zu beachten: zunächst sollte der Anteil der Fördereinheit, welche nahe dem Bearbeitungskopf (push) angeordnet ist, an bzw. nach der letzten Achse (des Roboters) montiert sein. Die andernfalls

auftretende Relativbewegung zwischen Antriebseinheit (mit integrierter Richteinheit) und Bearbeitungskopf führt sonst zu zusätzlichen, nicht reproduzierbaren Richtungsabweichungen. Weiterhin sollte der Zusatzdraht bis möglichst nahe an den Bearbeitungsprozeß hin in einem (möglichst wenig gekrümmten) Führungsrohr abgestützt werden, an dessen Ende eine sogenannte Kontaktspitze als Verschleißteil sitzt. Der Abstand der Kontaktspitze von der Wechselwirkungszone darf nicht zu groß sein, um die freie Drahtlänge und dementsprechend mögliche Ablenkungen möglichst klein zu halten. In den Versuchen (und den realisierten Bearbeitungsköpfen) wurde eine „freie“ Drahtlänge von 8 - 10 mm realisiert, um die Kontaktspitze bzw. die Schutzgasdüse keiner zu großen Wärmebelastung auszusetzen und vor Spritzern weitestgehend zu schützen.

In Summe läßt sich festhalten, daß zumindest geringe Abweichungen (im Bereich einiger zentel Millimeter) vom Soll-Auftreffpunkt nicht zu vermeiden sind, weshalb für eine Großserienanwendung im Automobilkarosseriebau in Verbindung mit einem Roboter auf Grund der oben beschriebenen möglichen Konsequenzen eine schleppende Drahtzuführung zu empfehlen ist. Die Drahtzuführung erfolgte dementsprechend im Rahmen der vorliegenden Arbeit, mit Ausnahme von Teilen der in Kapitel 7 durchgeführten Untersuchungen, ausschließlich in der prozeßsichereren schleppenden Anordnung.

Der ZW wurde bei allen Versuchen unter einem Winkel zwischen  $30^\circ$  und  $35^\circ$  zum Werkstück bzw. zur Horizontalen zugeführt, wodurch eine sehr prozeßsichere Zuführung des Drahtes erzielt werden konnte. Unter Berücksichtigung der Kollisionsgefahr der Draht- bzw. Schutzgasdüse mit dem Werkstück einerseits und dem Laserstrahl andererseits sind auch davon abweichende Winkel denkbar. Ein flacherer Winkel erhöht gegebenenfalls die Störkontur und verschlechtert damit die Zugänglichkeit. Einem steileren Winkel sind im Extremfall einerseits Grenzen durch die Wärmebelastung der Kontaktspitze (je näher diese an die Kaustik des Laserstrahls rückt) gesetzt, andererseits erschwert ein steilerer Winkel die prozeßsichere Zuführung des Drahtes in die Wechselwirkungszone.

Bereits erwähnt und beschrieben wurde die Führung bzw. Abstützung des Drahtes mittels eines modifizierten, sogenannten MIG-Pistoleneinsatzes. Um die Störkontur des Bearbeitungskopfes möglichst gering zu halten, den ZW gleichzeitig aber dem Prozeß unter dem entsprechend genannten Winkel zuführen zu können, ist eine Krümmung des Führungsrohres unumgänglich. In der Praxis konnte der Zusatzdraht bei einem Krümmungsradius  $R \geq 40$  mm um bis zu  $55^\circ$  umgelenkt werden, wodurch der Draht einerseits parallel zur Laserstrahlachse und damit störkonturarm geführt und

andererseits der Wechselwirkungszone dennoch unter einem Winkel von  $35^\circ$  zugeführt werden konnte. Bei größeren Umlenkwinkeln oder kleineren Krümmungsradien muß mit Störungen in der Förderbewegung gerechnet werden.

Die Positionierung des Zusatzwerkstoffs, das heißt die Einstellung des Abstands bzw. die Ausrichtung relativ zum Laserstrahl einerseits und der Werkstückoberfläche bzw. Schweißnaht andererseits, hat entscheidenden Einfluß auf das Aufschmelz- und Abfließverhalten des Drahtes, aber auch auf die Stabilität des gesamten Schweißprozesses und den erzielbaren Einbrand und ist damit von großer Bedeutung; vertieft wird dieser Aspekt in Kapitel 7.1.

Die optimale Drahtposition ist von einer Vielzahl unterschiedlicher Faktoren abhängig, die ihrerseits entweder die Schmelzbadgröße mitbestimmen oder generell den Wechselwirkungsprozeß Laserstrahl-Werkstück-Draht beeinflussen; im wesentlichen sind dies, neben dem Werkstoff, der Laserleistung und der Wellenlänge, die Vorschub- und Drahtvorschubgeschwindigkeit. Eigene Untersuchungen haben ergeben, daß insbesondere sowohl der Drahtdurchmesser als auch der Fokusedurchmesser (bzw. die entsprechend eingesetzte Abbildung und Brennweite) und die Fokuslage ebenfalls von entscheidender Bedeutung sind. Aus obigen Feststellungen wird verständlich, daß je nach verwendetem Parameterfeld aus unterschiedlichen Untersuchungen auch unterschiedliche Empfehlungen für eine Idealposition resultieren und gegebenenfalls ebenso abweichende Angaben zu Toleranzfeldern existieren [16, 134, 135, 136, 137, 138, 139]. Daß deren Übertragung auf andere Versuchsreihen dementsprechend in der Regel nur eingeschränkt möglich ist, wird häufig nicht erwähnt!

Zusätzlich ist zu beachten, daß die Drahtposition in unterschiedlichen Quellenangaben in der Regel unterschiedlich bemaßt ist. In Bild 4-10 sind unterschiedliche Möglichkeiten dargestellt. Die vorwiegend verwendete Drahtmittellinie ist für die Praxis als Bezugsgröße nahezu unbrauchbar, da sie mit einfachen Hilfsmitteln nicht meß- bzw. überprüfbar ist. Tauglicher ist die Angabe des Abstandes  $b$ . Sofern die Bearbeitungsoptik mit einer Kamera ausgestattet ist, kann der Abstand  $a$  sehr einfach überprüft werden. Im übrigen ist mit einer solchen Kamera auch die seitliche Ausrichtung des Drahtes, welche zentrisch einzustellen ist, einfach zu überprüfen. Alle Größen hängen voneinander ab und können trigonometrisch errechnet bzw. umgerechnet werden.

Vor dem dargestellten Hintergrund der Abhängigkeit der idealen Drahtposition von einer Vielzahl von Größen ist eine Überprüfung bzw. Feinjustierung der Einstellung im Einzelfall durchaus sinnvoll und dementsprechend für die konkreten Parameter anzupassen. Für die teilweise bereits dargestellten und später noch detaillierter be-



schriebenen Rahmenbedingungen der durchgeführten Versuche kann ein Abstand von  $a = 0,3 \text{ mm}$  bei einer Fokusslage auf der Werkstückoberfläche (und  $d_f = 300 \mu\text{m}$ ) als gute Orientierung bzw. Ausgangsbasis angegeben werden. Im Hinblick auf eine größtmögliche

„Robustheit“ des

Prozesses können mit dieser Einstellung in einem Bereich der Laser- bzw. Drahtvorschubgeschwindigkeit von ca. 3 - 6 m/min Fokusslagenänderungen in der Größenordnung toleriert werden, wie sie beispielsweise aus Bahnungenauigkeiten eines Roboters resultieren können. Tendenziell ist mit größerer Streckenenergie, größerem Fokussdurchmesser (längerer Brennweite) bzw. tieferer Fokusslage ein größerer Abstand zu wählen, um ein stabiles Abfließverhalten bei gleichzeitig optimalem Einbrand zu erzielen.

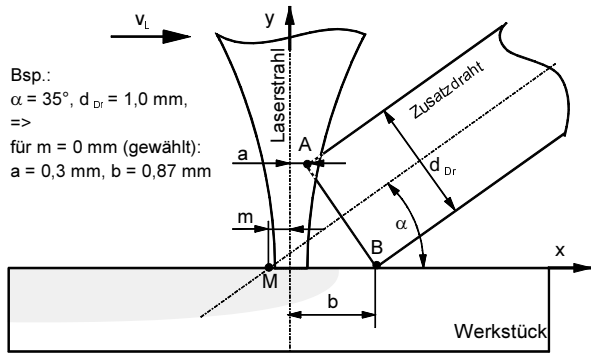


Bild 4-10: Prinzipskizze mit Bemaßung der Drahtposition relativ zum Laserstrahl und zum Werkstück (bewußt überbestimmt).

## 4.6 Versuchsparameter

Beim Laserstrahlschweißen mit ZW können prinzipiell eine Vielzahl von Parametern variiert werden. Diese beeinflussen sich zwar gegenseitig nicht unmittelbar, hängen aber in ihrer Auswirkung auf das Schweißergebnis in komplexer Weise zusammen und müssen dementsprechend aufeinander abgestimmt werden. Vor dem Hintergrund, das Laserstrahlschweißen von Al im Karosserierohrbau als geeignetes Fügeverfahren für eine Serienproduktion qualifizieren zu wollen, ist es notwendig, ein breites, alle Einflußgrößen berücksichtigendes Parameterfeld aufzuspannen. Ziel hierbei ist, daß nach einer Auswertung der Schweißergebnisse neben der bloßen Angabe der Vorschubgeschwindigkeit auch entsprechend zugehörige, konkrete Parameterkombinationen und vor allem Toleranzfelder angegeben werden können.

Die Laservorschubgeschwindigkeit zählt (neben der Drahtvorschubgeschwindigkeit) zu den wesentlichen Einflußfaktoren auf die Schweißnahtausbildung bzw. die Bear-

beitungsqualität. Zusammen mit der Laserleistung  $P_L$  bildet sie die für den Aufschmelzungs Vorgang charakteristischen Quotienten, der als Streckenenergie bezeichnet wird. Auf die Abhängigkeit der aufgeschmolzenen Querschnittsfläche von der Streckenenergie wurde schon hingewiesen. Ferner bestimmt die Laservorschubgeschwindigkeit die Bearbeitungszeit und damit in erheblichem Maße die Wirtschaftlichkeit eines Fertigungsverfahrens. Um einen möglichst großen Parameterbereich erfassen zu können, wurde die Geschwindigkeit im Rahmen dieser Arbeit in weiten Bereichen variiert. Grenzen ergaben sich je nach Versuchsreihe individuell: nach oben durch eine fehlende Schweißverbindung (mangelnde Einschweißtiefe) und nach unten spätestens bei einer erreichten gleichmäßigen Durchschweißung der Fügepartner.

Bei der Auswahl der Strahlquelle (Kapitel 4.3) wurde bereits erwähnt, daß stets mit der maximal verfügbaren Leistung von 3 kW am Werkstück gearbeitet wurde und auch der Einsatz zweier Brennweiten ( $f = 100$  mm und  $f = 150$  mm) begründet. Die versuchsbegleitende Entwicklung des Bearbeitungskopfes hatte zur Folge, daß das Schutzgas für einzelne Versuchsreihen zwar aus unterschiedlichen Richtungen und teilweise mit unterschiedlichen Mengen zugeführt, die Art des Schutzgases jedoch stets bei Helium belassen wurde. Welche Argumente zu dieser Entscheidung geführt haben, wird in Kapitel 5.1.1 „Einfluß von Schutzgas“ verdeutlicht werden. Dadurch, daß die eingesetzten Werkstoffe die Verwendung von ZW notwendig machen, kommen weitere zu berücksichtigende Einflußgrößen hinzu: neben der Art der Legierung (und des Drahtdurchmessers) ist dies insbesondere die Drahtfördergeschwindigkeit; daß die Zuführung des Zusatzwerkstoffs ausschließlich schleppend erfolgte und weshalb wurde bereits erläutert.

Im Hinblick auf eine Anwendung im dreidimensionalen Bereich ist es sinnvoll, die oben genannten, eher grundlegenden Einflußgrößen noch um die Variation zusätzlicher zu ergänzen. So kann eine entsprechende Bahnführung Zugänglichkeitsprobleme verursachen, die ein seitliches Neigen oder gar ein Anstellen des Bearbeitungskopfes in oder entgegen der Vorschubrichtung erforderlich machen. Ein Anstellen ist hilfreich, um die Bahngeschwindigkeit des Roboters konstant zu halten, wenn dies die maximalen Beschleunigungswerte einzelner Achsen sonst nicht ermöglichen würden. Weiterhin ist die Bauteil- bzw. Schweißnahtlage (= Arbeitsposition) von Bedeutung. Sofern möglich wird stets in Wannenlage geschweißt werden. Durchaus vorstellbar aber ist, das während des Produktionsablaufs wesentliche Vereinfachungen im Bauteilhandling realisierbar sind, wenn Toleranzfelder nachgewiesen werden können, die eine Laserschweißung mit ZW auch waagrecht, steigend, fallend oder sogar überkopf erlauben.

Das Ziel der Arbeit, an ganz konkreten Beispielen die Serientauglichkeit des Laserstrahlschweißens zu demonstrieren, kann nur durch eine Konzentration auf wenige, ausgewählte Anwendungen erreicht werden, welche allerdings ihrerseits wiederum beispielgebend und repräsentativ sein müssen und darüber hinaus möglichst auf andere Applikationen übertragbar sein sollten. Um diesem Gedanken zu entsprechen, werden mit Blick auf eine konkrete Umsetzung zwei unterschiedliche, für den Karosseriebau relevante Fügegeometrien, nämlich die I-Naht am Stumpf- und am Überlappstoß und ebenso entsprechend repräsentative Werkstoffe ausgewählt. Je nach Fügegeometrien sind so zusätzliche Parameter und Toleranzfelder, beispielsweise für die Fokuslage und Strahlposition, vor allem aber die maximal überbrückbare Spaltweite zu ermitteln.

Von allen oben genannten Einflußgrößen sind einige wesentliche bereits zur Erzielung eines unter „Normalbedingungen“ – Schweißen in Wannenlage bei senkrechter Einstrahlung – stabilen Prozesses zu untersuchen. Andere sind an die jeweilige Stoßart gebunden. Lediglich die Berücksichtigung spezieller Zugänglichkeitsprobleme und das Schweißen in Zwangslage stellt eine Ergänzung des unbedingt Notwendigen dar. Während die wesentlichen Einflußgrößen bei allen durchgeführten Versuchen berücksichtigt wurden, erfolgte die Toleranzfeldermittlung in der dargestellten Gesamtheit nur für die I-Naht am Überlappstoß – die Nahtgeometrie, die am wahrscheinlichsten und zugleich mit der wohl größten Verbindungslänge im Aluminiumkarosseriebau Umsetzung finden wird.

In diesem Kapitel wurden diejenigen Parameter, die für alle durchgeführten Versuche Gültigkeit besitzen, bereits ausführlich dargelegt. Beginnend mit den eingesetzten Werkstoffen und ausgewählten Fügegeometrien werden in den folgenden Unterkapiteln einige weitere oder zunächst nur allgemein beschriebene Versuchsparameter bzw. Einflußgrößen nochmals im einzelnen erläutert und konkretisiert.

#### **4.6.1 Grund- und Zusatzwerkstoff**

Die zur rationellen Fertigung von Aluminiumkonstruktionen eingesetzten Halbzeuge lassen sich in Walzerzeugnisse (Bleche und Bänder), Strangpreß- und Zieherzeugnisse (Rohre, Stangen, Profile, Drähte) sowie Schmiedestücke einteilen. Abmessungen, technische Lieferbedingungen und verwendete Werkstoffe sind großteils in entsprechenden DIN-Normen festgelegt [75].

Unter den Aluminiumwerkstoffen sind die aushärtbaren (aber heißrißanfalligen) AlMgSi-Legierungen auf Grund ihrer günstigen Eigenschaftskombination von guten

mechanischen Kennwerten, Korrosionsbeständigkeit und Verarbeitbarkeit die mengenmäßig bedeutendste Gruppe. Als Werkstoff mit der höchsten Festigkeit dieser Gruppe wird für hochbeanspruchte Konstruktionen AlMgSi1 eingesetzt sowie Varinten, deren einzelne Legierungsbestandteile geringfügig abweichen [81].

Der Werkstoff AlMgSi1 ist als Blech und auch als Strangpreßprofil auf dem Markt standardmäßig erhältlich, was ihn zusätzlich für die Verwendung im Aluminiumkarosseriebau prädestiniert. Dank der sehr guten Lackierbarkeit ist dieser Werkstoff für den Außenhautbereich prädestiniert. Obwohl er keine optimalen Umformeigenschaften aufweist, sollte dessen ausschließliche Verwendung dennoch auch für die gesamte Karosserie angestrebt werden, so daß die hervorragenden Recyclingeigenschaften möglichst auch über den Fügeprozeß hinaus vollständig erhalten bleiben.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Profil- und Blechwerkstoffe in unterschiedlichen Kombinationen im Stumpf- bzw. Überlappstoß miteinander verschweißt. Dabei kamen die im folgenden näher beschriebenen Werkstoffe zum Einsatz: Die verwendeten Bleche bestehen aus einer der beschriebenen Aluminiumknetlegierung AlMgSi1 ähnlichen Legierung. Beim Hersteller ALUSUISSE werden sie unter der Bezeichnung AC 120 geführt. Dieser Werkstoff entspricht der Legierung mit der genormten Bezeichnung AA 6016 bzw. AlMg0,4Si1,2. Bezogen auf die einzelnen Elemente ist er jedoch in Hinblick auf eine gute Schweißneigung enger toleriert, so unterschreitet diese Legierung deutlich den (in der Norm) maximal erlaubten Kupferanteil.

AC 120 zählt, wie bereits erwähnt, zu den aushärtbaren Aluminiumlegierungen. Eine Festigkeitssteigerung gegenüber dem ursprünglich "weichen" Zustand läßt sich infolge submikroskopisch feiner Ausscheidungen der Phase Mg<sub>2</sub>Si erreichen, welche sich durch eine gezielte Wärmebehandlung erzielen lassen [140, 141]. Ungünstigerweise verringert sich dieser Festigkeitsanstieg infolge der in die Nahtzone (Wärmeeinflußzone) eingebrachten Schweißwärme im allgemeinen wieder. Wie stark dieser Effekt der Entfestigung ist, hängt unter anderem von der Schweißgeschwindigkeit, Wärmekonzentration sowie der Blechdicke ab. Je nach Qualitätsanforderung ist es daher erforderlich, den Wärmebehandlungsvorgang (erneut) mit dem geschweißten und damit großvolumigeren, unhandlicheren Bauteil durchzuführen, da sich Festigkeitsverluste hierdurch wieder vermindern lassen. Um einen zusätzlichen Bearbeitungsschritt – und damit Zeit und Geld zu sparen – ist es im Fahrzeugbau anzustreben, diesen Vorgang mit dem im Anschluß an das Lackieren sowieso erforderlichen Wärmebehandlungs- (Einbrenn-) Vorgang zu verbinden.

Die Abmessungen der verwendeten AC 120 Bleche betrugen 200 mm × 100 mm bei einer Dicke von 1,15 mm, wobei die Kanten gesägt oder abgekantet waren. Die Schweißung wurde entlang der längeren Seite durchgeführt. Als Walzoberfläche (Textur) ist vom Hersteller EDT (Electro Discharge Texture) angegeben, welche speziell für die Bearbeitung mit Laserstrahlen ausgelegt ist. Blechoberflächen sowohl in gebeizter als auch in ungebeizter Ausführung kamen zum Einsatz. Wie entsprechende Voruntersuchungen zeigten, hat der Oberflächenbehandlungszustand – im Gegensatz zum MIG-Schweißen – jedoch keinerlei Einfluß auf das Einkoppelverhalten oder die Einschweißtiefe bzw. Nahtbreite. Lediglich in Bezug auf die Qualität der Oberraupe in Verbindung mit der Verwendung verschiedener Schutzgase zeigten sich Unterschiede, worauf in Kapitel 5.1.1 „Einfluß von Schutzgas“ eingegangen wird.

Der verwendete Profilwerkstoff mit der Herstellerbezeichnung C 210 (ALCOA) wird aus der ebenfalls aushärtbaren Aluminiumknetlegierung AlMgSi<sub>0,5</sub> im Strangpreßverfahren gefertigt. Zur einfacheren Handhabung beim Spannen wurden aus den stranggepreßten Profilen 2,0 mm dicke Bleche mit den Abmessungen 100 mm × 150 mm herausgetrennt und die Kanten danach mit einer Schlagschere bearbeitet. Geschweißt wurde entlang der längeren Seite. Sämtliche so präparierten Proben hatten eine gebeizte Oberfläche.

Tabelle 4-3 zeigt die chemische Legierungszusammensetzung der verwendeten Grundwerkstoffe. In Tabelle 4-4 sind ergänzend weitere Werkstoff- und Festigkeitskennwerte aufgeführt.

Angaben in Gewichtsprozent	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
AC 120 (AlMg <sub>0,4</sub> Si <sub>1,2</sub> )	1 - 1,5	≤ 0,5	≤ 0,2	≤ 0,2	0,25 - 0,6	≤ 0,1	≤ 0,2	≤ 0,15
C 210 (AlMgSi <sub>0,5</sub> )	0,3- 0,6	0,1-0,3	0,1	0,1	0,35 - 0,6	0,05	0,15	0,18

Tabelle 4-3: Legierungszusammensetzung der eingesetzten Grundwerkstoffe.

Auf Grund der Heißrißanfälligkeit der gewählten Legierungen ist die Verwendung von ZW obligatorisch. Über die metallurgische Notwendigkeit hinaus ist die Verwendung von Zusatzdraht beim Laserstrahlschweißen im Automobilbau jedoch auch aus fertigungstechnischer Sicht erforderlich, um einerseits auftretende Fügespalte besser – bzw. überhaupt – überbrücken zu können und andererseits deren tolerierbares Ausmaß zu vergrößern. Bei Stumpfstoßschweißungen hat bereits eine Spaltbildung von einigen

wenigen zehntel Millimeter Breite schädliche Auswirkungen auf das Schweißergebnis, und es besteht die Gefahr, daß festigkeitsmindernde Nahteinfälle auftreten oder es sogar zum kompletten Durchfallen der Naht kommt. Ähnliche Folgen treten bei Überlappstoßschweißungen auf, da hier beim Auftreten von Spalten der aufgeschmolzene Grundwerkstoff zwischen die Bauteile bzw. seitlich in die Fügeebene fließen kann.

	R <sub>m</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	R <sub>p0,2</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	A <sub>5</sub> [%]	A <sub>g</sub> [%]	Härte [HB/2,5/62,5]	Wärmebe- handlungs- zustand
AC 120 (AlMg 0,4Si1,2)	≤ 235	90 - 130		≥ 20	60	T4
C 210 (AlMgSi0,5)	≤ 265	210 - 245	11		80	T6

Tabelle 4-4: Werkstoff- und Festigkeitskennwerte.

Vor dem oben dargestellten Hintergrund wurde die Drahtgeschwindigkeit bei allen Versuchsreihen in großem Umfang variiert, um so den optimalen Wert herauszufinden. Während aus Qualitätsaspekten ausreichend Material eingebracht werden muß, sollte aus wirtschaftlichen Gründen so wenig wie möglich Draht zugeführt werden. Neben den Anschaffungskosten des Zusatzwerkstoffs ist hierbei zu berücksichtigen, daß mit einer bestimmten Streckenenergie auch nur ein bestimmtes Schmelzbadvolumen erreichbar ist und daher in der Regel die erzielbare Einschweißtiefe bzw. Vorschubgeschwindigkeit mit einer Erhöhung der zugeführten Drahtmenge reduziert werden muß.

Zunächst wurde der ZW SG-AlSi5 für die Schweißversuche eingesetzt. Die bei unterschiedlichsten Parameterkombinationen große verbleibende Anzahl an Heißrissen erforderte die Verwendung des höherlegierten SG-AlSi12 (s. hierzu auch Kapitel 5.1.2). Die Zusammensetzung der Zusatzwerkstoffe zeigt Tabelle 4-5.

Angaben in Gewichtsprozent	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti
SG-AlSi5	4,5 - 5,5	0,4	0,05	≤ 0,2	≤ 0,1	-	0,2	≤ 0,15
SG-AlSi12	11 - 13,5	0,5	0,05	≤ 0,3	≤ 0,05	-	0,1	≤ 0,15

Tabelle 4-5: Legierungszusammensetzung des eingesetzten Zusatzwerkstoffs [79].

#### 4.6.2 Fügegeometrien und zugehörige Versuchsgrößen

Der Schweißstoß ist der Bereich, in dem die zu fügenden Teile durch Schweißen miteinander vereinigt werden. Die Schweißnaht selbst kann bei einer definierten Stoßart

unterschiedlich ausfallen. Im wesentlichen hängt deren Gestaltung von der Nahtvorbereitung (z. B. Fugenform), dem Werkstoff und dem Schweißverfahren ab [142].

Liegen beide Partner in parallelen Ebenen, so sind die Stoßarten Stumpfstoß, Parallelstoß und Überlappstoß möglich. Beim Stumpfstoß liegen die Teile in einer gemeinsamen Ebene. Sie stoßen dabei stumpf gegeneinander. Der ungestörte Kraftfluß und die geringe Kerbwirkung diese Anordnung bieten festigkeitsmäßig besonders bei dynamischer Belastung große Vorteile. Im Gegensatz dazu liegen beide Fügeteile beim Überlappstoß parallel aufeinander. Neben der unvermeidbaren Kerbe im Überlappbereich wird die Verbindung auf Scherung belastet, was die Festigkeit zusätzlich reduziert. Im Gegensatz zum Parallelstoß überlappen sie sich nicht auf ganzer Breite, sondern nur in einer definierten Überlappzone.

Im Hinblick auf eine lasergerechte Konstruktion ist der Überlapp- dem Stumpfstoß nach Möglichkeit vorzuziehen. Der Überlappstoß erlaubt eine einfachere Fixierung der beiden Fügeteile zueinander, und Spannkkräfte senkrecht zum Bauteil lassen sich vergleichsweise einfacher aufbringen. Wird anstelle einer Kehlnaht eine I-Naht am Überlappstoß geschweißt, was beim Laserstrahlschweißen dank des großen realisierbaren Aspektverhältnisses (Breite/Tiefe) kein Problem ist, reduzieren sich die Anforderungen an die Positionierung des Laserstrahls deutlich, und es kann auf eine Nahtverfolgung (Kantendetektion) verzichtet werden. Über diese genannten Vorteile ist insbesondere beim Aufbau einer Karosserie ein weiterer Aspekt von großer Wichtigkeit: Der Überlappstoß kann als (Aufbau-)Toleranzausgleich dienen oder bewußt dafür eingesetzt werden – dies ist beim Stumpfstoß unmöglich.

Im Aggregatebau, bei einzelnen Komponenten und beispielsweise beim Schließen gerollter Profile kann dennoch ein Stumpfstoß unabdingbar sein. Insbesondere die höhere Fertigungsgeschwindigkeit auf Grund der geringeren erforderlichen Einschweißtiefe (bei gleichem tragendem Querschnitt) und die daraus resultierende verminderte Wärmebelastung sind hier neben den oben genannten Vorteilen und abgesehen von konstruktiven Randbedingungen ausschlaggebend.

Die I-Naht am Stumpf- und insbesondere am Überlappstoß sind die Naht- bzw. Stoßarten, die – wie bereits erwähnt – im Karosseriebereich das größte Potential für den Einsatz des Laserschweißverfahrens besitzen. Darüber hinaus existieren selbstverständlich eine Vielzahl weiterer. In [19, 20, 21, 22, 23, 24, 25, 143] wird insbesondere vor dem Hintergrund einer verfahrensgerechten Bauteilgestaltung bzw. lasergerechten Konstruktion vertiefend auf die Eigenschaften unterschiedlichster Stoßformen und Nahtgeometrien eingegangen.

#### 4.6.2.1 I-Naht am Überlappstoß

Der Schwerpunkt der durchgeführten Untersuchungen lag bei der I-Naht am Überlappstoß (s. Bild 4-11, links). Wie in Kapitel 4.6.1 beschrieben, wurden sowohl Blech-Blech- (1,15 mm/1,15 mm) als auch Blech-Profil-Verbindungen (1,15 mm/ 2,0 mm) gefügt, wobei stets der dünnere Fügepartner obenauf lag. Für beide Brennweiten von  $f = 100 \text{ mm}$  und  $f = 150 \text{ mm}$  wurde bei den Überlappstoßschweißungen eine Vielzahl an Parametern variiert: neben der Vorschub- und Drahtfördergeschwindigkeit (s. hierzu auch Kapitel 5.1.2) u. a. die Fokusslage, die Breite des Schweißfugenspalts und der Einstrahlwinkel des Laserstrahls. Hierbei ging es insbesondere darum, Situationen abzudecken und nachzustellen, die innerhalb eines Serienproduktionsprozesses vorkommen können, sowie entsprechend prozeßsichere Parameter und zugehörige Toleranzfelder herauszuarbeiten.

Als häufige Ursache für eine unerwünschte Spaltbildung kommt eine ungenaue Fixierung der Fügepartner durch das verwendete Spannmittel in Frage, hervorgerufen z. B. auch durch mangelnde Nahtvorbereitung. Oft läßt sich so eine exakte Anpressung über den gesamten Verlauf der Schweißnaht, vor allem bei großen Werkstücklängen, nicht mit vertretbarem Aufwand durchführen - variierende Spaltbreiten sind die Folge. Solange deren Betrag nicht detektierbar ist und außerdem ohne eine Regelung bzw. Anpassung der Vorschub- und Drahtvorschubgeschwindigkeit gearbeitet wird (bzw. werden soll), gilt es, für den Serieneinsatz einen geeigneten Parametersatz zu ermitteln, der deren Überbrückung in definierten Grenzen ermöglicht. Hierzu wurden in den Versuchen unterschiedliche Fugespaltweiten mittels Fühlerlehrenbändern erzwungen, welche in entsprechender Dicke über die gesamte Schweißnahtlänge (in der Regel 200 mm) zwischen die Bleche gelegt wurden.

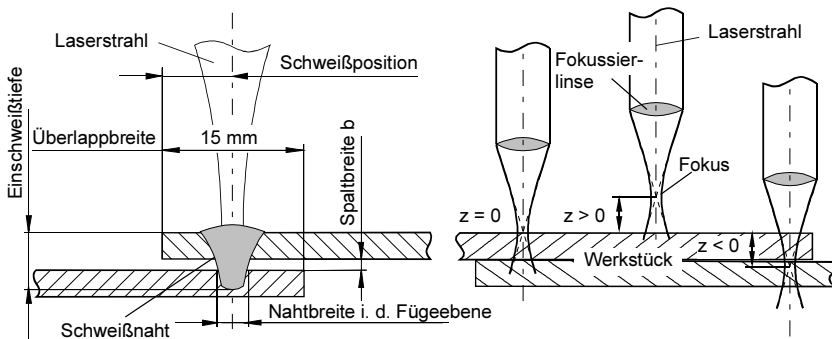


Bild 4-11: I-Naht am Überlappstoß (links) und Definition der Fokusslage  $z$  (rechts).



Eine Versuchsreihe mit variiertem Fokuslage (s. Bild 4-11, rechts) durchzuführen ist wichtig, unabhängig davon, ob in der Praxis mit oder ohne Andrückrolle bzw. -finger gearbeitet wird. Ohne ein System, welches den Abstand und damit die Fokuslage konstant hält, ist es entscheidend zu wissen, in welchem Bereich die Fokuslage schwanken darf, ohne daß es zu nicht tolerablen Abweichungen vom gewünschten Schweißergebnis führt. Soll ein System zum Einsatz kommen, welches die Fokuslage konstant hält, so ist die Fokuslage zu bestimmen, die prinzipiell eingestellt werden muß (eventuell sogar je nach Spalt unterschiedlich) um zum besten Ergebnis zu führen.

Die Überlappbreite wurde anwendungsorientiert stets bei 15 mm belassen. Der Laserstrahl wurde zunächst in der Mitte des Überlappstoßes positioniert, also bei einem Randabstand von 7,5 mm vom freien Endes des Oberblechs. Entsprechend den bereits in Kapitel 2.1.3.1 getroffenen Aussagen bezüglich der Rißproblematik eines abplatzenden Steges wurden auch Schweißpositionen mit einem Randabstand von 3 mm bzw. von 10 mm untersucht. Beide veränderten Schweißpositionen und die damit veränderten Wärmeableitungen wirken sich positiv auf die Vermeidung der Rißentstehung aus, die erzielbaren (und ermittelten) Einschweißstiefen bzw. Nahtbreiten bleiben davon jedoch unbeeinflusst. Die in den Ergebniskapiteln jeweils dargestellten Werte und zugehörigen Toleranzfelder besitzen dementsprechend unabhängig von der gewählten Schweißposition ihre Gültigkeit. Diese Aussage ist selbstverständlich nur solange zutreffend, bis sich bei einem Randabstand unterhalb von etwa 2 mm (je nach  $v_L$  und  $v_{Dr}$ ) eine Kehlnaht auszubilden beginnt.

Für die industrielle Praxis ist die Variation zweier weiterer Parameter von Bedeutung: die Neigung des Bearbeitungskopfes und damit die Veränderung des Einstrahlwinkels des Laserstrahls sowie die der Arbeitsposition bzw. der Schweißnahtlage im Raum. Ersteres ist insbesondere dann von Interesse, wenn bei geometrisch komplex geformten dreidimensionalen Bauteilen oder aufgrund von Zugänglichkeitsproblemen nicht gewährleistet werden kann, daß der Laserstrahl immer senkrecht auf die zu bearbeitende Oberfläche trifft. Eine Verkipfung kann sowohl in der Ebene senkrecht zur Vorschubrichtung (Kippwinkel  $\alpha$ ) als auch in derjenigen parallel zur Vorschubrichtung (Kippwinkel  $\beta$ ) erfolgen, s. Bild 4-12.

Für die Optik mit der Brennweite  $f = 100$  mm wurde der Winkel  $\alpha$  im Bereich von  $0^\circ$  -  $40^\circ$  variiert, begrenzt durch Kollision zwischen Laserbearbeitungskopf und der Spannmittelkonstruktion bei  $\alpha > 40^\circ$ . Aufgrund der symmetrischen Anordnung konnte auf Versuche bei negativen Winkeln  $\alpha$  verzichtet werden. Für den Winkel  $\beta$  ergab sich, eingeschränkt durch die Schutzgaszuführung bei positiven Winkeln (stechendes

Anstellen) bzw. durch die Zusatzdrahtzuführung bei negativen Werten, ein Schwenkbereich von  $-15^\circ < \beta < 40^\circ$ . Für  $f = 150 \text{ mm}$  erfolgte diese Versuchsreihe auf Grund der realisierten Ergebnisse in einem kleinen Winkelbereich.

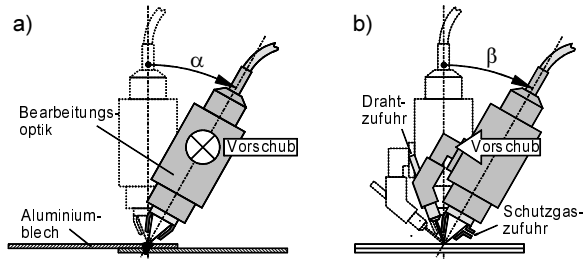


Bild 4-12: Definition der Einstrahlwinkel  $\alpha$  und  $\beta$ .

Um das Laserstrahlschweißen auf seine Eignung im Bezug auf unterschiedliche Arbeitspositionen beurteilen zu können, wurden Schweißversuche an der I-Naht am Überlappstoß mit der Brennweite von  $f = 150 \text{ mm}$  zusätzlich zur Wannenposition (PA) in vier weiteren charakteristischen Lagen durchgeführt: Querposition (PC), Steigposition (PF), Fallposition (PG) und Überkopffposition (PE), s. Norm [144]. Das eingesetzte Spannmittel des Versuchsaufbaus ist im Raum veränderlich, so daß nach entsprechender Umprogrammierung der Schweißbahn damit auch diese Untersuchungen gemacht werden konnten.

#### 4.6.2.2 I-Naht am Stumpfstoß

Die Schweißungen in Stumpfstoßanordnung (s. Bild 4-13) wurden ausnahmslos an Profilwerkstoff C210 der Wanddicke  $2,0 \text{ mm}$  durchgeführt. Nachdem sich die Verwendung der Fokusslage  $z = 0 \text{ mm}$  in Voruntersuchungen als Optimum erwiesen hat, wurde das Augenmerk der Versuche auf die maximal tolerierbare Spaltbreite und den maximal tolerierbaren Strahlversatz gelegt. Gerade am Stumpfstoß ist es wichtig, Toleranzfelder für diese beiden Größen zu ermitteln, um eine ausreichende Anbindung gewährleisten zu können.

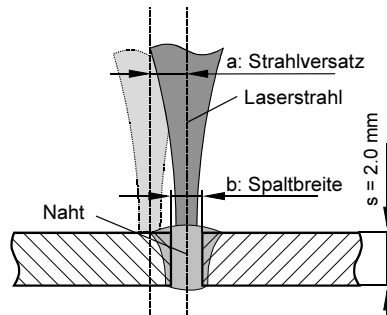


Bild 4-13: I-Naht am Stumpfstoß.

### 4.6.3 Übersicht der konstanten und variierten Versuchsgrößen

Die folgende Tabelle (Tabelle 4-6) faßt die konstanten und variierten Versuchsgrößen zusammen. Die Parameter wurden größtenteils miteinander gekreuzt, jedoch aufgrund der sich gegenseitig beeinflussenden Auswirkung auf das Schweißergebnis nur in einem gewissen Rahmen. Sinnvolle Grenzen der Parameterkombination, vorgegeben beispielsweise durch eine nicht vorhandene Anbindung des Unterblechs beim Überlappstoß bzw. eine mangelnde Durchschweißung beim Stumpfstoß, wurden selbstverständlich beachtet. Die Aufstellung soll dementsprechend als Orientierung verstanden werden.

	I-Naht am Überlappstoß		I-Naht am Stumpfstoß
Werkstoffkombination	AC120/AC120 (1,15 mm/1,15 mm) oder AC120/C210 (1,15 mm/2 mm)		C210/C210 (2 mm/2 mm)
Brennweite f	100 mm	150 mm	100 mm
Zusatzwerkstoff ( $d_{Dr} = 1 \text{ mm}$ )	AlSi5/AlSi12	AlSi12	AlSi5
Schutzgas	vorwiegend He ( $N_2$ , Ar)	He	He
$v_L$	3 - 8 m/min	3 - 6 m/min	3,5 - 8 m/min
$v_{Dr}$	4 - 6 m/min		3 - 9 m/min
Fokuslage z	-1,6 - +1,6 mm	-1,0 - +0,8 mm	0 mm
Spaltbreite b	0 - 0,5 mm		0 - 0,8 mm
Strahlposition a (Strahlversatz)	nicht relevant		0 - 0,8 mm
Einstrahlwinkel	$\alpha = 0^\circ - 40^\circ$		-
Einstrahlwinkel $\beta$	$-15^\circ < \beta < 40^\circ$		-
Arbeitsposition (Schweißnahtlage)	PA	PA, PC, PF, PG, PE	PA

Tabelle 4-6: Übersicht über die konstanten und variierten Versuchsgrößen.

## 5 Ergebnisse zum Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß

Bevor die Präsentation der konkreten für die I-Naht am Überlappstoß ermittelten Schweißergebnisse erfolgt, wird im folgenden auf Aspekte und Kriterien eingegangen, die die Qualität und damit mittelbar oder unmittelbar auch die Festigkeit beeinflussen. Zunächst wird auf den Einfluß verschiedener Schutzgase auf die Oberraupenqualität sowie die Prozeßstabilität eingegangen und dabei deutlich gemacht, warum für den Rest der Untersuchungen ausschließlich das vergleichsweise teurere Helium verwendet wurde. Die im Anschluß daran dargestellte Abschätzung zur Heißrißanfälligkeit wird ein Gefühl dafür vermitteln, wieviel ZW dem Prozeß je nach Vorschubgeschwindigkeit und Einschweißtiefe unabhängig von der eventuellen Notwendigkeit einer Spaltfüllung rein zur Heißrißvermeidung zugeführt werden muß. Letztlich wird das Kriterium vorgestellt, welches prinzipiell und unmittelbar die Festigkeit einer Überlappverbindung bestimmt und welches dementsprechend auch maßgeblich bei der Bewertung der Schweißergebnisse und zur Festlegung der Toleranzfelder herangezogen wurde.

### 5.1 Qualitätsaspekte

Im Sinn einer Qualitätsanforderung an bestimmte Bauteile bzw. einer Qualitätsbeurteilung sind in [145] zahlreiche sogenannte Unregelmäßigkeiten genormt, die beim Schweißen auftreten können, und je nach Quantität in 3 Bewertungsgruppen „B: hoch, C: mittel, D: niedrig“ klassifiziert. Beispiele dort festgelegter Unregelmäßigkeiten sind beispielsweise Risse, Poren, Bindefehler und auch zahlreiche „geometrische“ Unregelmäßigkeiten wie Kerben, Nahtüberhöhung etc.. Entscheidend ist, daß die Bewertungsgruppen explizit keinerlei Bezug zur Festigkeit einer dementsprechend erzeugten Schweißnaht zulassen und folglich nur zur Orientierung dienen können. Konkret bedeutet dies, daß beispielsweise eine Schweißnaht der Gruppe B zwar „besser“ ist als eine der Gruppe C oder D, ob eine entsprechend der Gruppe D gefügte Schweißverbindung aber im konkreten Fall und unter den jeweiligen diskreten Beanspruchungen tatsächlich geringere Festigkeit aufweist als die der anderen Gruppen, läßt sich nicht sagen.

In der Konsequenz wurde sich bei der Auswertungen der Schweißproben an den Einstufungen der einzelnen Unregelmäßigkeiten nur teilweise und wenn dann meist nur qualitativ orientiert. Während die immer wieder in den Querschläffen auftretenden Po-

ren so beispielsweise nahezu unbeachtet blieben, ergaben Stichproben bei der Auswertung der geometrischen Unregelmäßigkeiten größtenteils eine mögliche Einstufung in die „beste“ Gruppe B, mindestens jedoch in Gruppe C. Hauptaugenmerk wurde – wie bereits erwähnt – auf das Festigkeitskriterium gelegt, welches in Kapitel 5.1.3 vorgestellt wird und auch durch Festigkeitsuntersuchungen bestätigt wurde.

### **5.1.1 Einfluß von Schutzgas und Oberflächenbehandlungszustand**

Bereits in Kapitel 2.1.2.3 wurde beschrieben, daß beim Schweißen mit Nd:YAG-Laser kein Prozeßgas erforderlich ist, da kein Plasma auftritt, welches das Einkoppelverhalten negativ beeinflusst. Daß aber die Art des Schutzgases unabhängig davon sehr wohl Auswirkungen auf die Prozeßstabilität und auch die Schweißnahtqualität hat, zeigen die nachfolgend beschriebenen Untersuchungen, bei denen neben Helium auch Argon und Stickstoff als Schutzgas zum Einsatz kamen. Um darüber hinaus beurteilen zu können, inwiefern der vom konventionellen Schweißen her bekannte Einfluß des Oberflächenbehandlungszustands auf das Einschweißverhalten und die Qualität auch beim Laserstrahlschweißen feststellbar ist, wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt; eine mit unbehandeltem Blechwerkstoff und eine unter Verwendung von Blech mit gebeizter Oberfläche.

Die Schweißuntersuchungen erfolgten am Werkstoff AC120 der Wanddicke 1,15 mm, wovon jeweils zwei Bleche von einem Meter Länge mittels einer I-Naht am Überlappstoß verbunden wurden. Um eine repräsentative Aussage machen zu können, wurden insgesamt jeweils bis zu 50 m Blech unter identischen Randbedingungen verschweißt. Das Schutzgas wurde stets coaxial zum Laserstrahl zugeführt. Die Schweißgeschwindigkeit von 6 m/min wurde bei einer Leistung von 3 kW am Werkstück, einer Brennweite von 150 mm und einer Drahtfördergeschwindigkeit von 5 m/min (SG-AlSi12) so gewählt, daß gerade eine Durchschweißung erfolgte. Der Grad der Durchschweißung bzw. der erzeugte Einbrand und auch das Einkoppelverhalten selbst war bei diesen Parametern bei allen Proben unabhängig vom Schutzgas und auch dem Oberflächenbehandlungszustand nahezu gleich. Dies bekräftigt die bisher hinsichtlich des (nicht vorhandenen) Plasmas getroffenen Aussagen und zeigt auch die diesbezügliche Unabhängigkeit davon, ob der Werkstoff gebeizt oder ungebeizt vorliegt.

Vor der weiteren Auswertung wurden zunächst unterschiedliche Nahtfehler definiert, (siehe hierzu Bild 5-1, unten) und anschließend quantitativ pro Meter Schweißnaht ausgezählt (Bild 5-1, oben). Die Auswertung erfolgte rein visuell über die Betrachtung der Schweißnaht- bzw. Oberbaupenqualität.

Der Einsatz von Helium zeigt insgesamt die geringste Anzahl an Nahtfehlern, ein Unterschied zwischen gebeizter und nicht gebeizter Oberfläche ist bei diesem inerten Gas kaum feststellbar. Die Verwendung von Stickstoff läßt je nach definiertem Fehler tendenziell geringe Vorteile gegenüber Argon erkennen. Die Oberflächenbeschaffenheit zeigt bei Argon und Stickstoff unterschiedlichen Einfluß und variiert auch je nach unterschiedener Fehlerart.

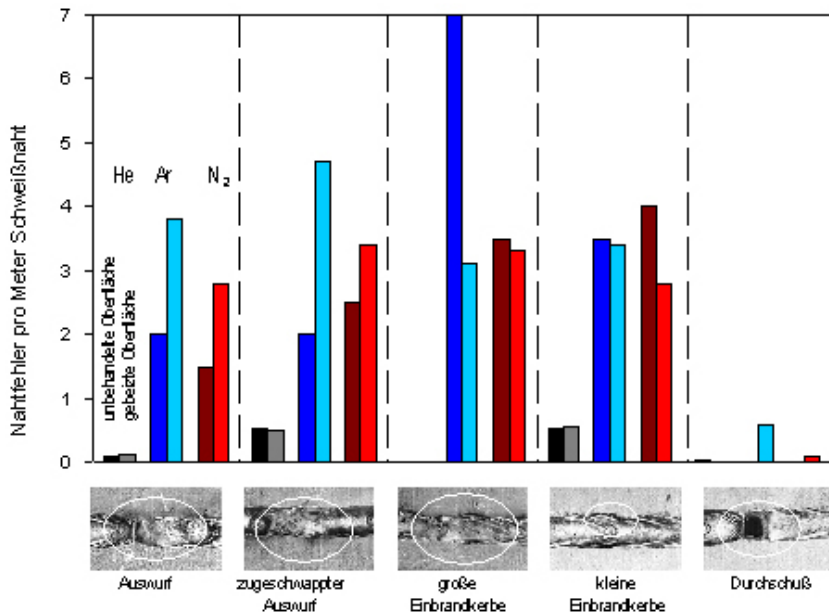


Bild 5-1: Quantifizierung verschiedener Nahtfehler bzw. Unregelmäßigkeiten in Abhängigkeit des eingesetzten Schutzgases (von links nach rechts entsprechen die einzelnen Säulen jeweils He, Ar, N<sub>2</sub>) und des Oberflächenzustands (die linke Säule entspricht dabei jeweils dem ungebeizten Werkstoff, die rechte Säule dem gebeizten).

Der positive Einfluß von Helium wird zusätzlich durch den allgemeinen Eindruck gestützt, den die Oberrauhen vermitteln (s. Bild 5-2). Die Verwendung von Helium ergibt eine sehr gleichmäßige und glatte Oberraupe im Vergleich zu der von Argon und Stickstoff. Mit einer ungebeizten Oberfläche ist tendenziell für alle untersuchten Gase eine bessere Nahtoberrauhenqualität erzielbar. Auf einen Beizvorgang, der die Oxidschichtdicke beeinflusst, kann also sowohl aus Qualitätsgründen als auch hinsichtlich des Einkoppel- und Einschweißverhaltens verzichtet werden – es ist allerdings zu ge-

währleisten, daß die Fügepartner in entfettetem Zustand miteinander verschweißt werden. Als mögliche Ursache für die unterschiedliche Nahtqualität wurde bereits in Kapitel 2.1.2.2 der Einfluß des Schutzgases auf den Oberflächenspannungskoeffizienten und damit die gesamte Fluidodynamik genannt; entsprechendes ist auch für den Oberflächenbehandlungszustand denkbar.

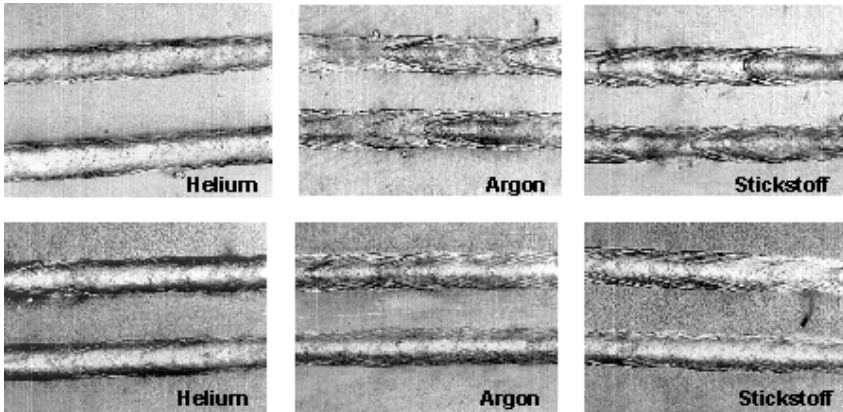


Bild 5-2: Oberräumen einer I-Naht am Überlappstoß (AC 120); geschweißt unter Verwendung verschiedener Schutzgase und mit unterschiedlichen Oberflächenzuständen: gebeizt (obere Reihe) und unbehandelt (untere Reihe).

In Summe bedeutet obiges, daß der qualitativ beste, ruhigste, gleichmäßigste und damit unempfindlichste und stabilste Prozeß beim Laserstrahlschweißen mit Nd:YAG-Laser dann erreicht wird, wenn Helium als Schutzgas eingesetzt wird. Obwohl hierzu keine Untersuchungen gemacht wurden, erscheint es legitim, bei einer guten Oberräumenqualität auf eine vergleichsweise porenarme Schweißnaht zu schließen. Desweiteren bietet eine fehlerarme Naht sicherlich auch die beste Voraussetzung, um hohe Festigkeitswerte zu erzielen. Bei einer praktischen Umsetzung wird sich der Schweißprozeß dementsprechend unter Verwendung von Helium am fehlertolerantesten verhalten und damit gleichzeitig die größten Toleranzfelder bieten. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit, in der die (maximale) Leistungsfähigkeit des Verfahrens aufgezeigt werden soll, wurde somit auch dieses Schutzgas für alle weiteren Untersuchungen verwendet. Je nach Qualitätsanspruch und jeweiligem Anwendungsfall erlaubt der Prozeß aber sicherlich auch Argon oder Stickstoff als Schutzgas, eventuell sogar das Schweißen an Luft – dies ist im Einzelfall zu prüfen. Der häufig geäußerte Verdacht, daß sich die beim Schweißen mit Stickstoff entstehenden Nitride negativ auf das Festigkeitsver-

halten auswirken, wurde im übrigen bereits mehrfach widerlegt [146, 147]. Darüber hinaus trägt der ZW dazu bei, daß bei Verwendung von Stickstoff dem bekannten Phänomen einer verstärkten Bildung von Einbrandkerben entgegengewirkt wird.

### 5.1.2 Überlegungen zur Abschätzung der Heißrißanfälligkeit

In Kapitel 2.1.3.1 wurde bereits darauf hingewiesen, daß bei den vorliegenden Legierungen bzw. Legierungskombinationen ZW nicht nur zur Spaltüberbrückung erforderlich ist, sondern um die Zusammensetzung der Schmelze aus metallurgischer Sicht in einen nicht heißrißempfindlichen Bereich zu verschieben. Entsprechend Bild 2-10 ist eine Heißrißbildung ab einem Siliziumgehalt der Schmelze von ungefähr 2 % zunehmend unwahrscheinlich. In diesem Zusammenhang interessiert, wieviel ZW grundsätzlich zuzuführen ist, um eine solche Zusammensetzung zu erreichen und ob bei einer Veränderung der Vorschubgeschwindigkeit (beispielsweise zur Erhöhung von Einschweißtiefe oder Nahtbreite) die Drahtvorschubgeschwindigkeit angepaßt werden muß, um dennoch die gleiche (gewünschte) Konzentration des Zusatzwerkstoffs zu gewährleisten. Im folgenden wird dieser Fragestellung für die I-Naht am Überlappstoß nachgegangen (s. a. Bild 5-3).

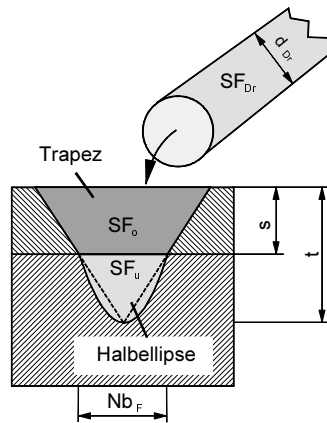


Bild 5-3: Modellhaft beschriebene I-Naht am Überlappstoß; Definition unterschiedlicher Größen zur Abschätzung der Heißrißanfälligkeit.

Ohne den Einsatz von ZW kann von einer gleichmäßigen Durchmischung der Legierungselemente von Ober- und Unterblech beim Laserstrahlschweißen ausgegangen werden. Dies ergaben detaillierte Elementanalysen von Proben, bei denen eine Knetlegierung (oben liegend) mit einem hochlegierten Gußwerkstoff (unten liegend) mit einem CO<sub>2</sub>-Laser verschweißt wurden [77]. Wird eine gleichmäßige, homogene Durchmischung auch bei der Verwendung von ZW angenommen (bereits erwähnt wurde, daß bei schleppender Drahtzufuhr zumindest eine vergleichsweise besseren Durchmischung stattfindet, als bei stechender), so läßt sich der (gemittelte) Einzelelementgehalt der Legierungsbestandteile in der Schmelze  $g_{\text{gesamt}}$  über eine Massen- bzw.



Flächenbilanz (s. a. Bild 5-3) und unter Kenntnis der Elementgehalte der aufgeschmolzenen Werkstoffanteile  $g_i$  errechnen zu:

$$g_{i, \text{gesamt}} = \frac{SF_o \cdot g_i^o + SF_u \cdot g_i^u + SF_{Dr} \cdot g_i^{Dr}}{SF_o + SF_u + SF_{Dr}} . \quad (21)$$

Die Indizes „o“ und „u“ beziehen sich dabei jeweils auf die Teilflächen bzw. auf das Ober- und Unterblech. Der Betrag jeder einzelnen Fläche muß hierbei aus dem Querschliff mit einer speziellen Software ermittelt werden. Ein automatisiertes Vorgehen ist in der Regel mangels fehlender Kontraste der einzelnen Teilflächen im Querschliff nur schwer möglich. Die Messung erfolgt daher durch die manuelle Bildung eines geschlossenen Linienzuges, dessen Flächeninhalt das Programm ermittelt.

Für die betrachtete Überlappverbindung aus zwei Blechen der selben Legierung kann die Unterscheidung nach Unter- und Oberblech entfallen. Dadurch kann  $g_{i, \text{gesamt}}$  mit Hilfe von Gleichung (22) errechnet bzw. abgeschätzt werden, indem lediglich die Gesamtfläche des Einbrandes (inklusive einer eventuellen Naht- bzw. Wurzelüberhöhung) vermessen wird. Dies vermindert den Aufwand und erhöht zudem die Verlässlichkeit des Ergebnisses, da jede einzelne Flächenmessung mit Fehlern behaftet ist. Es gilt somit:

$$g_{i, \text{gesamt}} = \frac{(SF - SF_{Dr}) \cdot g_i^{Bl} + SF_{Dr} \cdot g_i^{Dr}}{SF} . \quad (22)$$

Durch die Relativbewegung zwischen Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr}$  und Vorschubgeschwindigkeit  $v_L$  gelangt je nach Kombination unterschiedlich viel ZW ins Schmelzbad. Entsprechend läßt sich der Flächenanteil  $SF_{Dr}$  bestimmen zu:

$$SF_{Dr} = \frac{v_{Dr}}{v_L} \cdot \frac{\pi \cdot d_{Dr}^2}{4} . \quad (23)$$

Die Heißrißanfälligkeit einer I-Naht am Überlappstoß kann damit nach Ausmessung der Nahtfläche über die Ermittlung des Si-Gehalts mit Hilfe von (22) und (23) abgeschätzt werden. Für die konkrete Überlappverbindung aus AC120 der Wanddicke 1,15 mm und bei Verwendung eines 1 mm dicken Zusatzdrahtes aus AlSi12 ( $d_{Dr} = 1$  mm) ergeben sich für unterschiedliche Laser- und Drahtvorschubgeschwindigkeiten die in Bild 5-4 dargestellten Si-Gehalte.

Eine Heißrißfreiheit ab einem Si-Gehalt von ungefähr 2 % postulierend, kann Bild 5-4 entnommen werden, daß bei den gewählten Werkstoffen erst ab einer Drahtzufuhrsgeschwindigkeit von ca. 3 m/min heißrißfreie Schweißnähte zu erwarten sind. Der konstante (waagrechte) Verlauf der Kurven bedeutet, daß der Si-Gehalt nicht von der Schweißgeschwindigkeit, sondern lediglich von der zugeführten Drahtmasse abhängig ist. Dieser zunächst nicht trivial erscheinende Kurvenverlauf resultiert daraus, daß die relativ zugeführte Drahtmasse zwar bei steigender Schweißgeschwindigkeit geringer ist, gleichzeitig aber das aufgeschmolzene Volumen des (niedriglegierten) Grundwerkstoffs auf Grund der geringeren Streckenenergie ebenfalls abnimmt. Die Folge ist der relativ gesehen gleichbleibende Si-Gehalt. Aus Gründen der Heißrißvermeidung ist also eine Anpassung der Drahtvorschubgeschwindigkeit im Falle einer veränderten Schweißgeschwindigkeit nicht erforderlich – der mit der Drahtvorschubgeschwindigkeit gewählte bzw. festlegbare Si-Gehalt bleibt konstant.

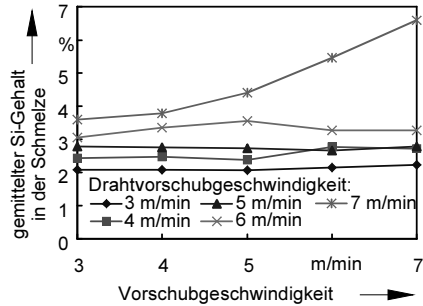


Bild 5-4: Gemittelter Si-Gehalt der Schmelze als Funktion von  $v_L$  für unterschiedliche  $v_{Dr}$ ; bestimmt mit Hilfe der Ausmessung der Gesamtquerschnittsfläche und Gleichung (22).

Bild 5-4 zeigt, daß diese Aussage mit Ausnahme der höchsten Werte  $v_{Dr}$  über den gesamten variierten Bereich gilt. Weitere Untersuchungen haben ergeben, daß die Querschnittsfläche des Einbrandes prinzipiell lediglich von der Streckenenergie abhängt, jedoch unabhängig davon ist, ob das aufgeschmolzene Volumen aus Grundwerkstoff oder dem zugeführten ZW besteht. Bei (und oberhalb)  $v_{Dr}$  von 7 m/min ist diese Konstanz nicht mehr gegeben. Auf hierfür mögliche Ursachen wird in Kapitel 7 eingegangen. Faktisch nimmt dadurch das aufgeschmolzene Grundwerkstoffvolumen überproportional ab, während der Anteil an aufgeschmolzenem ZW gleichbleibend hoch ist. In Summe weicht so die gemittelte Si-Konzentration vom konstanten Verlauf ab und erhöht sich mit steigender  $v_L$  (auch im Diagramm) deutlich.

Die Ausmessung der Flächen ist, wie bereits erwähnt, ein relativ aufwendiges Verfahren. Wünschenswert wäre, eine erste Abschätzung der Heißrißanfälligkeit bereits mittels einer einfachen Messung von Größen wie der Einschweißtiefe oder Nahtbreite zu erzielen. Hierzu wurde aufbauend auf [14, 77] das dort (in Verbindung mit der Ver-

wendung eines CO<sub>2</sub>-Lasers) vorgestellte Modell zur Abschätzung der Schmelzfläche und damit der Heißbräufähigkeit um den Beitrag des Zusatzwerkstoffs erweitert. Um eine Ausmessung der Schmelzfläche vermeiden zu können, wird die Schmelzfläche in Form eines Trapezes bzw. einer Halbellipse angenähert [s. Bild 5-3] und kann so mit Hilfe der Nahtbreite und der Einschweißtiefe berechnet werden. Die genaue Flächenberechnung bzw. -näherung ist Ausgangsbedingung für die Anwendbarkeit der vorgestellten Methode zur Abschätzung der Heißbräufähigkeit. Eine Überprüfung ergab im Vergleich zur Realität tendenziell zu kleine Flächen. Dies wurde durch das Hinzufügen eines Korrekturfaktors K (K = 1,2) ausgeglichen, wodurch (21) zu (24) wird. Weiterhin ergibt sich die beste Übereinstimmung für die Summe der angenäherten Einzelflächen. Da im vorliegenden Fall Ober- und Unterblech aus dem selben Werkstoff ( $g_i^o = g_i^u$ ) sind kann dementsprechend eine gute Übereinstimmung der auf unterschiedliche Art ermittelten Si-Gehalte erwartet werden:

$$g_i = \frac{K \cdot ((SF_o \cdot g_i^o) + (SF_u \cdot g_i^u)) + (SF_{Dr} \cdot g_i^{Dr})}{K \cdot (SF_o + SF_u) + SF_{Dr}} \quad (24)$$

Durch Einsetzen der Formeln der entsprechenden Flächeninhalte in (24) kann so der Einzelementgehalt  $g_i$  der Schmelze durch das alleinige Ausmessen der Nahtbreite  $Nb_F$  und Einschweißtiefe  $t$  berechnet und damit auch die Heißbräufähigkeit abgeschätzt werden.

$$g_i = \frac{1,2 \cdot \left[ s \cdot Nb_F \cdot \left( 1 + \frac{1}{2 \cdot \left( \frac{t}{s} - 1 \right)} \right) \cdot g_i^o + \left( \frac{\pi}{4} \cdot Nb_F \cdot (t-s) \cdot g_i^u \right) \right] + \left( \frac{v_{Dr}}{v_L} \cdot \frac{\pi \cdot d_{Dr}^2}{4} \right) \cdot g_i^{Dr}}{1,2 \cdot \left[ s \cdot Nb_F \cdot \left( 1 + \frac{1}{2 \cdot \left( \frac{t}{s} - 1 \right)} \right) + \left( \frac{\pi}{4} \cdot Nb_F \cdot (t-s) \right) \right] + \left( \frac{v_{Dr}}{v_L} \cdot \frac{\pi \cdot d_{Dr}^2}{4} \right)} \quad (25)$$

Grafisch sind die Ergebnisse in Bild 5-5 (links) festgehalten. Bis auf zwei Werte stimmen die Kurven sehr gut mit dem überein, was sich mit Hilfe der Flächenmessung errechnen ließ (zum direkten Vergleich ist dies in Bild 5-5 (rechts) erneut dargestellt). Die Abweichungen sind auf sogenannte „Ausreißer“ bei den Schweißungen bzw. auf die Entnahmestelle der Querschliffe zurückzuführen. Die dort gemessenen, sehr geringen Nahtbreiten und Einschweißiefen führen ihrerseits zu viel zu geringen Werten für die Flächennäherung und damit zu falschen, sehr hohen Si-Gehalten.

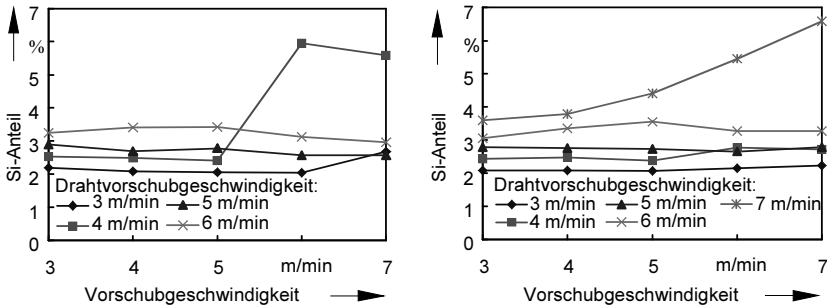


Bild 5-5: Gemittelter (berechneter) Si-Gehalt der Schmelze als Funktion von  $v_L$  für unterschiedliche  $v_{Dr}$ ; links: Flächen bestimmt durch Modell und Ausmessung von  $t$  und  $Nb_F$ ; rechts: Flächen bestimmt mit Hilfe der Ausmessung der Gesamtquerschnittsfläche.

Es bleibt festzuhalten, daß die tatsächliche Verteilung des Zusatzwerkstoffs in der Schmelze sicherlich stark von allen die Schmelzbaddynamik und -strömung beeinflussenden Größen abhängt. Diese sind beispielsweise die  $v_L$ ,  $v_{Dr}$  sowie die Schutzgasart und Richtung der Zuführung, zahlreiche Werkstoffeigenschaften, aber auch der Wärmehaushalt und damit unter anderem die Einspannbedingungen. An Stichproben der vorgestellten Überlappverbindung durchgeführte Einzelelementanalysen (Mikrosondenmessungen)

bestätigen dies. Gleichzeitig wird deutlich, daß ZW zwar (je nach Parameter) bis in den Schweißgrund vordringt, anstelle einer homogenen Verteilung lokal aber deutlich unterschiedliche Konzentrationen vorliegen (s. Bild 5-6).

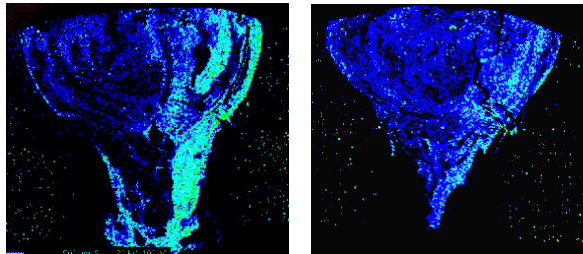


Bild 5-6: Darstellung des Si-Gehalts (hellere Punkte repräsentieren eine höhere Si-Konzentration) in Querschliffen zweier Überlappnähte,  $b = 0$  mm,  $P_L = 3$  kW. Links:  $v_L = 6$  m/min,  $v_{Dr} = 4$  m/min, rechts:  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min.

Die Angabe, daß für den gewählten Fall der konkreten Überlappverbindung und einer Zuführung von AlSi12 mit einer Vorschubgeschwindigkeit von  $\geq 3$  m/min heißbrüdfreie Schweißnähte zu erwarten sind, ist dementsprechend als gute Orientierung für die Pa-

parameterwahl der weiteren Untersuchungen zu betrachten. In der Praxis ist das Auftreten von Heißrissen zu überprüfen und gegebenenfalls mehr ZW zuzuführen, um z. B. lokale Minima des Siliziumgehalts zu kompensieren. Zu beachten ist außerdem, daß die Berechnung für Schweißungen mit technischem Nullspalt gilt. Bei Auftreten eines Fügespalts geht der Bedarf an ZW theoretisch zurück, da etwas weniger Grundwerkstoff aufgeschmolzen wird und dadurch insgesamt die Siliziumkonzentration in der Schmelze steigt. Allerdings ist je nach Größe des auftretenden Spaltes zu dessen Füllung und zur Vermeidung eines Nahteinfalls deutlich mehr ZW erforderlich. Aus den oben genannten Gründen wurde in den Versuchsreihen zumeist deutlich mehr ZW und dementsprechend mit höherer Geschwindigkeit als der angegebenen Untergrenze von  $v_{Dr} = 3 \text{ m/min}$  zugeführt.

### 5.1.3 Festigkeitskriterium

Um Grenzen definieren bzw. Toleranzfelder für ein Verfahren festlegen zu können, müssen Bewertungskriterien geschaffen werden, an denen sich die durchgeführten Untersuchungen messen lassen. Über einen stabil verlaufenden Prozeß hinaus wird ein Verfahren in der Regel an der erzielbaren Festigkeit gemessen. Auf Grund der auftretenden Scher- und Biegebeanspruchung ist hier die I-Naht am Überlappstoß der I-Naht am Stumpfstoß prinzipiell unterlegen. Beim Stumpfstoß werden höchste Festigkeiten nur dann erreicht, wenn der volle Anbindequerschnitt ausgenutzt, also durchgeschweißt wird. In der Vergangenheit wurde dieses (vom konventionellen Schweißen her bekannte und stets geforderte) Kriterium häufig auch auf das Laserstrahlschweißen und die Überlappnaht projiziert. In diesem Zusammenhang wurde in [14] für den Einsatz der  $\text{CO}_2$ -Zweistrahlschweißtechnik und die Paarung unterschiedlicher Aluminiumlegierungen (allerdings vergleichsweise größerer Wanddicke) bereits nachgewiesen, daß die Nahtbreite in der Fügeebene ein Maß für die erzielbare statische Scherzugfestigkeit darstellt und nicht der Grad der Einschweißtiefe. Bild 5-7 verdeutlicht den dort gefundenen Zusammenhang. Es zeigt, daß die maximale Scherzugfestigkeit dann erreicht wird, wenn die Nahtbreite in der Fügeebene mindestens der Wanddicke des dünneren Fügepartners entspricht.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden Schweißproben erstellt, um diese Aussage auch für die hier verwendete Legierungsgruppe und für die Verwendung eines Nd:YAG-Lasers zu überprüfen. Konkret wurden Überlappverbindungen aus AC120 ( $s = 1,15 \text{ mm}$ ) und dem Profilwerkstoff AlMgSi0,5 (Herstellerbezeichnung „304“) der Wanddicke  $s = 1,5 \text{ mm}$  mit unterschiedlichsten Parametern und damit verschiedenen Nahtbreiten und Einschweißiefen erzeugt. In Bild 5-8 und Bild 5-9 sind die entsprechenden Ergebnisse

der statischen Scherzuguntersuchungen dieser Proben dargestellt, welche das angegebene Festigkeitskriterium bestätigen. In Bild 5-8 ist die Steigerung der Festigkeit mit zunehmender Nahtbreite in der Fügeebene zu erkennen. Die Probe mit der größten Fügebreite zeigt ein leichtes Absinken der ertragbaren Last. Dies unterstreicht die auch in [14] getroffene Aussage, daß eine

Festigkeitssteigerung nur bis zu einem Plateauwert erreicht werden kann und eine Erhöhung der Nahtbreite weit über die Blechdicke des dünneren Fügepartners hinaus, verbunden mit einer Erhöhung der Streckenenergie, tendenziell sogar zu einer Festigkeitsminderung auf Grund von Wärmeschädigungseffekten führt.

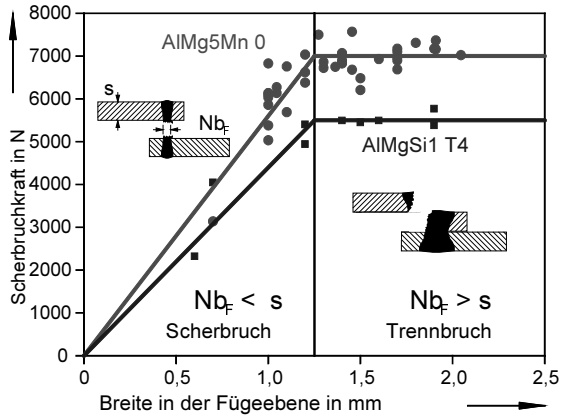


Bild 5-7: Ertragbare Scherbruchkraft als Funktion der Nahtbreite in der Fügeebene  $Nb_F$  einer Überlappverbindung, nach [14].

Den in Bild 5-8 dargestellten Untersuchungen liegen Schweißungen mit technischem Nullspalt zu Grunde. Aus dem in Bild 5-9 gezeigten Diagramm geht hervor, daß bei Erzielung der entsprechenden Nahtbreite in der Fügeebene die maximalen Festigkeitswerte auch für Verbindungen mit einem Fügespalt von mehreren zehntel Millimetern erreicht werden. Diese Aussage und dementsprechend das dargestellte Festigkeitskriterium ist selbstverständlich nur dann gültig, wenn gleichzeitig der tragende Querschnitt nicht anderweitig reduziert ist. Einem auftretenden Nahteinfall oder Wurzelrückzug ist so beispielsweise durch ausreichende Zufuhr von ZW entgegenzuwirken.

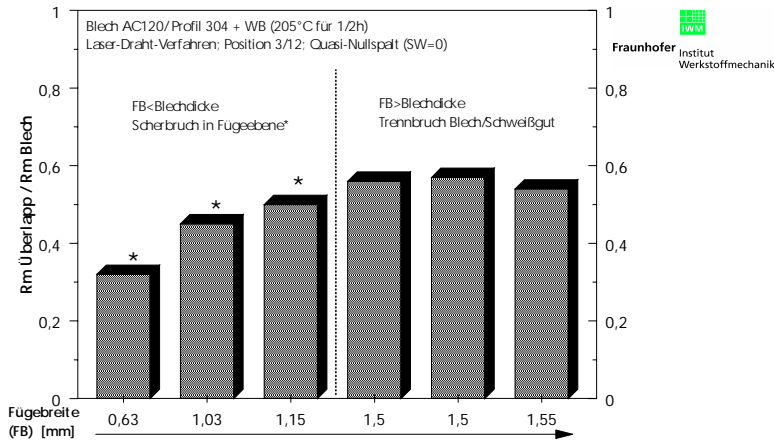


Bild 5-8: Normierte Zugfestigkeit (Rm) lasergeschweißter Überlappnähte in Abhängigkeit der Fugebreite FB; Zugfestigkeit Rm Blech = 273 MPa, nach [148].

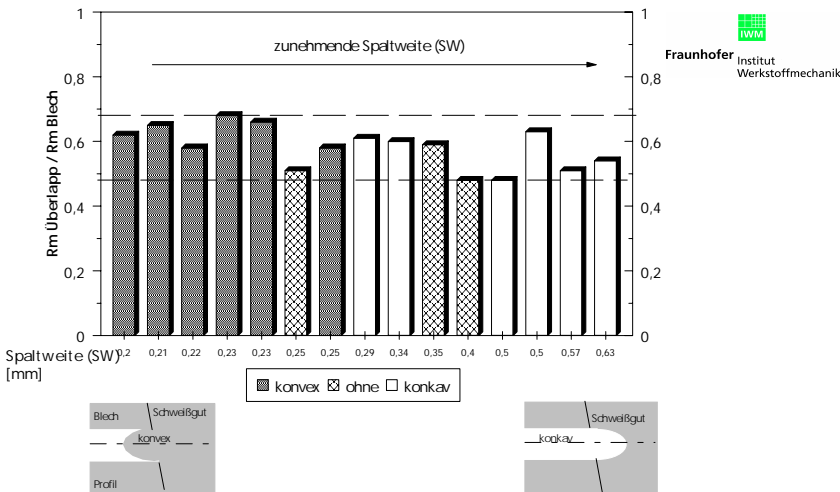


Bild 5-9: Normierte Zugfestigkeit (Rm) lasergeschweißter Überlappnähte in Abhängigkeit der Spaltweite SW [148].

Während in diesem Zusammenhang in [148] leichte Vorteile für eine konkave Ausbildung des Schweißguts im Fugespalt gesehen werden, sprechen Ergebnisse der zyklischen Prüfung eher für eine konvexe Form [149]. Hierzu ist anzumerken, daß eine

definierte Art der Spaltfüllung durch die Wahl der Schweißparameter nicht bewußt herbeigeführt werden konnte. Bei kleinem Fügespalt, hoher Drahtzufuhrgeschwindigkeit und großem Impuls des Schutzgases auf das Schmelzbad (bei zum Laserstrahl koaxialer Schutzgaszufuhr und hohem Gasdurchfluß) ist eine konvexe Spaltfüllung am ehesten wahrscheinlich - eine konkave mit entsprechend gegenteiligen Einstellungen.

In der Praxis ist eine Bauteilprüfung erforderlich, um letztlich konkrete Aussagen über die Gesamtfestigkeit bzw. -steifigkeit zu machen. Entsprechend den getroffenen Aussagen sind mit Erfüllung des oben angegebenen Festigkeitskriteriums beste Ergebnisse zu erreichen, weshalb dieses Kriterium als Maßstab für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten und im folgenden vorgestellten Überlappschweißungen festgelegt wurde. Eine Überprüfung erfolgte anhand von Querschläffen.

## **5.2 Parameter und Toleranzfelder für den Serieneinsatz**

Im Zuge der Darstellung der vorgestellten unterschiedlichen Einflußgrößen auf das Schweißergebnis wird in den folgenden Unterkapiteln auf die jeweiligen Toleranzfelder und Prozeßgrenzen beim Schweißen der I-Naht am Überlappstoß eingegangen.

Während beispielsweise die Vorschub- und Drahtvorschubgeschwindigkeit oder die Fokusslage einfach an eine bestimmte Schweißaufgabe angepaßt werden können, ist die Entscheidung für eine bestimmte Brennweite, welche Auswirkung auf die Gestaltung des gesamten Bearbeitungskopfes hat, bereits im Vorfeld zu treffen. Entsprechend erfolgt die Ergebnisdarstellung gegliedert nach der Verwendung der beiden im Rahmen der vorliegenden Arbeit eingesetzten Brennweiten. Zunächst werden die erarbeiteten Resultate für den Einsatz der Optik mit der Brennweite von  $f = 100$  mm vorgestellt. Bei der anschließenden Schilderung der Ergebnisse für die Brennweite  $f = 150$  mm wird dann auf die Resultate der kürzeren Brennweite mit eingegangen. Hierdurch wird ein Vergleich und auch eine Bewertung der jeweiligen Vor- und Nachteile ermöglicht.

Bereits erwähnt wurde, daß für die Festlegung der Toleranzfelder die Nahtbreite in der Fügeebene das ausschlaggebende Kriterium darstellt. Bei der Auswertung wird jedoch meist die entsprechend erzielte Einschweißtiefe ebenfalls in Diagrammform mit angegeben. Dies dient u. a. als sehr gute Orientierung für eine Übertragung der Parameter auf eine andere Wanddickenkombination bei der I-Naht am Überlappstoß oder auf die Anwendung einer I-Naht am Stumpfstoß; für letztere sind insbesondere die Schweißversuche mit technischem Nullspalt relevant.



## 5.2.1 Verwendung der Brennweite $f = 100 \text{ mm}$

### 5.2.1.1 Fokusslage

Entsprechend der Gesetzmäßigkeiten zur Ausbreitung von Laserstrahlung ändert sich mit der Fokusslage auch der Strahlradius und damit die Intensität auf der Werkstückoberfläche. Desweiteren bleibt die Intensitätsverteilung entlang der Ausbreitungsrichtung nicht konstant. Somit ist bei einer Defokussierung des Strahls auch mit einer Änderung des Intensitätsprofils am Werkstück zu rechnen (s. a. Kapitel 4.3). Der Einfluß der Fokusslage bestimmt, wie empfindlich der Schweißprozeß auf Positionierungsungenauigkeiten zwischen Laserstrahlfokus und Bauteil reagiert. Zur Gewährleistung der Prozeßsicherheit ist deshalb die Kenntnis der Sensibilität auf Fokuslagenänderungen von großer Bedeutung. Der Einfluß der Fokusslage wurde mittels Blech-Profil-Verbindungen (AC120, 1,15 mm/C210, 2,0 mm) für die I-Naht am Überlappstoß bei technischem Nullspalt untersucht. Die Fokusslage wurde im Bereich zwischen  $-1,0 \text{ mm} \leq z \leq 0,8 \text{ mm}$  variiert. Das Schutzgas Helium wurde coaxial zum Laserstrahl zugeführt (ca. 1200 NI/h). Die Drahtzufuhr (AlSi12, 1,0 mm) erfolgte schleppend unter  $35^\circ$  zur Horizontalen mit einer Drahtfördergeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$ .

Bild 5-10 zeigt den Einfluß verschiedener Fokuslagen auf die Einschweißtiefe für unterschiedliche Laservorschubgeschwindigkeiten in zwei unterschiedlichen Auftragsarten. Durch die Abnahme der Streckenenergie  $E_s$  kann ein stetiger Rückgang der Einschweißtiefe mit steigender Geschwindigkeit beobachtet werden, siehe Bild 5-10 a). Ferner wird deutlich, daß die zu den Fokuslagen zwischen  $z = -1,0 \text{ mm}$  und  $z = +0,4 \text{ mm}$  gehörenden Einschweißiefenkurven alle in einem ca. 0,4 mm breiten Toleranzfeld liegen (lediglich die bei  $v_L = 7,0 \text{ m/min}$  erzielten Einschweißiefen liegen weiter auseinander). Aus der Darstellung, Einschweißtiefe in Abhängigkeit von der Fokuslage bei verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  in Bild 5-10 b) geht hervor, ab welchem Fokusabstand von der Werkstückoberfläche mit größeren Auswirkungen auf das Schweißergebnis zu rechnen ist. Es ist zu erkennen, daß die Einschweißtiefe bei allen untersuchten Geschwindigkeiten ab einer bestimmten positiven Fokuslage relativ abrupt um mehrere zehntel Millimeter abnimmt. Mit steigender Vorschubgeschwindigkeit verschiebt sich diese Grenze von  $z = +0,4 \text{ mm}$  (bei  $v_L = 3,0$  und  $4,0 \text{ m/min}$ ) bis auf  $z = 0,0 \text{ mm}$  (bei  $v_L = 7,0$  und  $8,0 \text{ m/min}$ ). Im negativen Fokuslagenbereich ist diese Grenze weniger stark ausgeprägt. Durch Festlegung einer (angenommenen) maximalen Abweichung um ca. 0,2 mm vom jeweiligen Höchstwert der Einschweißtiefe ergibt sich eine tolerierbare negative Fokuslage von  $z = -0,6 \text{ mm}$ . Im Gegensatz zum entsprechenden positiven Grenzwert ist dieser weitgehend unabhängig von der Laservorschubgeschwindigkeit  $v_L$ .

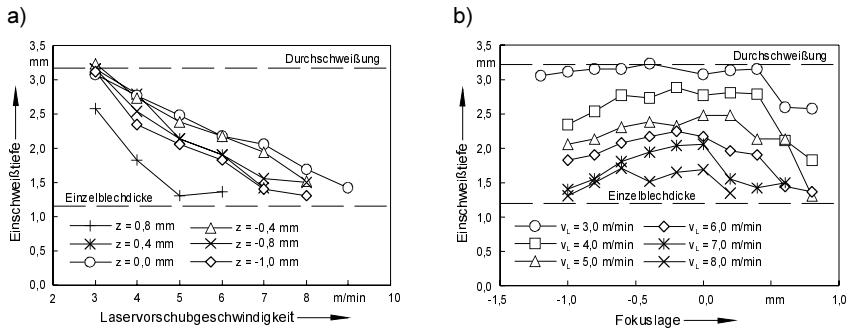


Bild 5-10: Einschweißtiefe in Abhängigkeit von a) der Laservorschubgeschwindigkeit bei variierter Fokusslage, b) der Fokusslage bei variierter Laservorschubgeschwindigkeit ( $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

In Bild 5-11 sind die Ergebnisse der Fokusslagenvariation bezüglich der Nahtbreite in der Fügeebene dargestellt. Analog zum Verhalten der Einschweißtiefe nimmt auch die Nahtbreite mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit ab. Mit der Laserstrahltaile auf der Werkstückoberfläche ( $z = 0,0$  mm) wird die höchste Schweißgeschwindigkeit von  $v_L = 8,0$  m/min erreicht, bei der die Nahtbreite in der Fügeebene gerade noch über der Einzelblechdicke liegt. Sobald defokussiert geschweißt wird, nimmt diese Maximalgeschwindigkeit ab, siehe Bild 5-11 a). Der Einfluß der unterschiedlichen Fokusslagen bei varierten Schweißgeschwindigkeiten auf die Nahtbreite wird aus der Darstellung in Bild 5-11 b) ersichtlich. Mit abnehmender Schweißgeschwindigkeit vergrößert sich die Fokussagentoleranz, das heißt, Änderungen der Fokusslage wirken sich schwächer auf die Nahtbreite aus. So liegt bei  $v_L = 6,0$  m/min die Nahtbreite in einem Bereich von  $z = -0,4$  mm bis  $+0,4$  mm über der Einzelblechdicke. Mit  $v_L = 5,0$  m/min wird sie dagegen nur bei  $z > +0,6$  mm unterschritten.

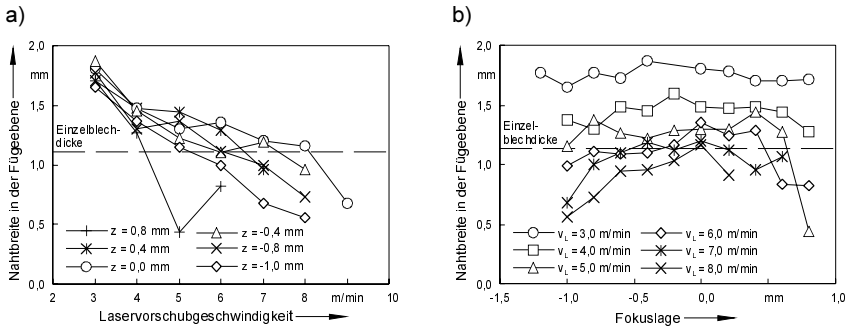


Bild 5-11: Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit von: a) der Laservorschubgeschwindigkeit bei variierter Fokuslage und b) der Fokuslage bei variierter Laservorschubgeschwindigkeit ( $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

Entsprechend des beschriebenen Festigkeitskriteriums kann aus dem Diagramm in Bild 5-11 b) bei einer gewählten Schweißgeschwindigkeit von  $v_L = 5,0$  m/min (und  $v_{Dr} = 5,0$  m/min) ein tolerierbarer Fokuslagenbereich von  $z = +0,6$  mm bis  $-1,0$  mm ermittelt werden. Bild 5-12 zeigt Querschliffaufnahmen der Überlappnähte in diesem Fokuslagentoleranzfeld. Sie weisen alle eine ähnliche Form auf, die sich hauptsächlich in verschiedenen Nahtbreiten in der Fügeebene und Einschweißstiefen unterscheiden. Die größte Abweichung innerhalb dieses Toleranzfeldes beträgt bei der Einschweißtiefe ca. 0,5 mm und bei der Nahtbreite ca. 0,3 mm.

Warum das Fokuslagentoleranzfeld gerade für diese Vorschubgeschwindigkeit explizit herausgegriffen wurde (und die Versuchsreihe mit der Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min zur Vorstel-

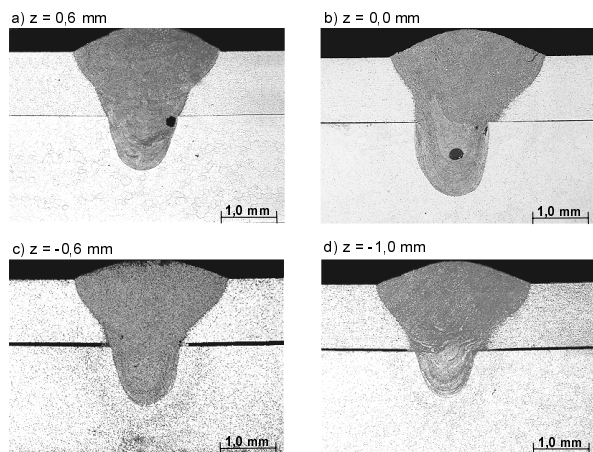


Bild 5-12: Querschliffe von Überlappstoßschweißungen bei verschiedenen Fokuslagen ( $v_L = 5,0$  m/min,  $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

lung im Rahmen der vorliegenden Arbeit ausgewählt wurde), wird in Kapitel 5.2.1.3 deutlich werden und in Kapitel 5.2.2 explizit erläutert. Selbstverständlich ergeben sich bei geringeren zugeführten Drahtvolumina und kleineren Vorschubgeschwindigkeiten noch größere Toleranzfelder, wobei hier gegebenenfalls ein zu großer Nahtdurchhang bzw. Nahteneinfall (z. B. bei gleichzeitigem Auftreten eines Fügespalts) die begrenzenden Faktoren sind.

Die größten Nahtbreiten in der Fügeebene und auch Einschweißiefen werden nahezu über den gesamten variierten Geschwindigkeitsbereich bei  $z = 0$  erzielt. Lediglich im unteren Geschwindigkeitsbereich ergeben sich leichte Vorteile bei einer negativen Fokuslage. In [14] wird über eine verbesserte Qualität der Schweißergebnisse bei Verschiebung der Fokuslage zu positiven Werten hin berichtet. In Summe (und zur Begrenzung des Parameterfeldes) wurde daher entschieden, die Fokuslage für alle weiteren im Rahmen dieses Kapitels vorgestellten Untersuchungen auf die Werkstückoberfläche zu legen.

An dieser Stelle ist ein Blick auf die ermittelte Rayleighlänge von  $z_{Rf} = 0,9$  mm interessant. Hierbei ist auffallend, daß der häufig hergestellte Bezug zwischen dem Betrag von  $z_{Rf}$  und einem in diesem Bereich (angeblich) gleichbleibenden Schweißergebnis, nicht allgemein gültig ist! Wenn diese Aussage auch für den Werkstoff Stahl zutreffen mag, ist sie hier in dieser Form unzutreffend, wobei sicherlich sowohl die höhere Wärmeleitung von Al, als auch die Verwendung von ZW eine Rolle spielen.

### 5.2.1.2 Einfallswinkel des Laserstrahls

Der Einfluß des Einstrahlwinkels wurde mittels Blech-Profil-Verbindungen (AC120, 1,15 mm/C210, 2,0 mm) für die I-Naht am Überlappstoß bei technischem Nullspalt untersucht. Das Schutzgas Helium wurde koaxial zum Laserstrahl zugeführt (ca. 1200 Nl/h). Die Drahtzufuhr (AlSi12, 1,0 mm) erfolgte schleppend mit einer Drahtfördergeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min.

#### Kippebene senkrecht zur Vorschubrichtung (Winkel $\alpha$ ):

Die Änderungen der Einschweißtiefe bzw. der Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit vom Kippwinkel  $\alpha$  bei jeweils konstanter Schweißgeschwindigkeit  $v_L$  sind in Bild 5-13 a) und b) dokumentiert. Unabhängig von der Laservorschubgeschwindigkeit wird die höchste Einschweißtiefe stets bei senkrechter Einstrahlung ( $\alpha = 0^\circ$ ) auf die Werkstückoberfläche erreicht. Mit zunehmender Verkippung des Laserstrahls vergrößert sich der Brennfleck ellipsenförmig und die Intensität wird somit verringert, wo-

durch die Einschweißtiefe mit steigendem Winkel  $\alpha$  über das „geometrisch“ durch die Verkipfung bedingte Maß hinaus abnimmt. Abhängig von der Laservorschubgeschwindigkeit wird beobachtet, daß diese Abnahme erst ab einem bestimmten Grenzwinkel verstärkt wirksam wird. Davor bleibt die Einschweißtiefe in einem als Kippwinkeltoleranzfeld bezeichneten Bereich annähernd konstant. So geht die Einschweißtiefe bei  $v_L = 3,0$  m/min ab einem Kippwinkel  $\alpha > 25^\circ$ , bei  $v_L = 4,0 - 5,0$  m/min ab  $\alpha > 15^\circ$  und bei noch höheren Geschwindigkeiten schon ab  $\alpha > 0^\circ$  stark zurück. Ursache dafür ist einerseits die durch steigende Schweißgeschwindigkeiten verminderte Streckenergie und andererseits die reduzierte Intensität infolge der Strahlverkipfung.

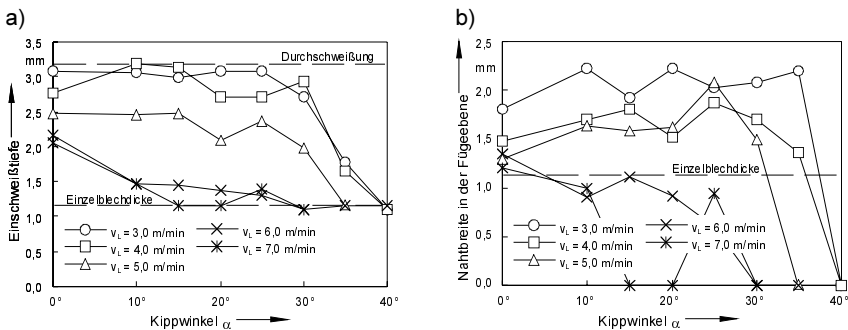


Bild 5-13: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit vom Kippwinkel  $\alpha$  bei verschiedenen Laservorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  ( $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

Bild 5-13 b) zeigt die entsprechenden Ergebnisse der Einstahlwinkelvariation auf die Nahtbreite in der Fügeebene. Festzustellen ist, daß bei einer geringfügigen Strahlverkipfung aus der Senkrechten zur Werkstückoberfläche lediglich mit Schweißgeschwindigkeiten unter  $v_L = 6,0$  m/min Nahtbreiten in der Fügeebene über der Einzelblechdicke erreichbar sind. Höhere Geschwindigkeiten sind deshalb dann nicht zu empfehlen, wenn (im Verlauf der Schweißnaht) Kippwinkel  $\alpha > \pm 10^\circ$  auftreten können.

Bei niedrigeren Geschwindigkeiten  $v_L$  ist in den Kurvenverläufen zunächst eine geringe Zunahme der Nahtbreite mit wachsendem Winkel  $\alpha$  zu erkennen. Dieses Verhalten ist auf die Nahtverkipfung in Richtung der geneigten Strahlachse zurückzuführen und kann sinnvollerweise je nach Anforderung durchaus auch bewußt ausgenutzt werden. Mit weiter steigendem Kippwinkel nimmt jedoch der Einfluß der abnehmenden Intensität so stark zu, so daß die Nahtbreiten wieder zurückgehen. Der Grenzwinkel, ab

welchem dieses Verhalten festgestellt wird, ist geschwindigkeitsabhängig. Für die Laservorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 5,0$  m/min liegt er bei  $\alpha = 30^\circ$ .

Bild 5-14 zeigt die Querschliffaufnahme einer mit  $v_L = 5,0$  m/min geschweißten Naht bei einem Einstrahlwinkel von  $\alpha = 25^\circ$  im Vergleich zu einer Aufnahme bei senkrechtem Strahleinfall ( $\alpha = 0^\circ$ ). In diesem Kippwinkeltoleranzfeld bleibt die Einschweißtiefe nahezu konstant bei ca. 2,5 mm. Ferner ist die Nahtverkipfung deutlich zu erkennen, welche zur bereits erwähnten Vergrößerung der Nahtbreite in der Fügeebene führt.

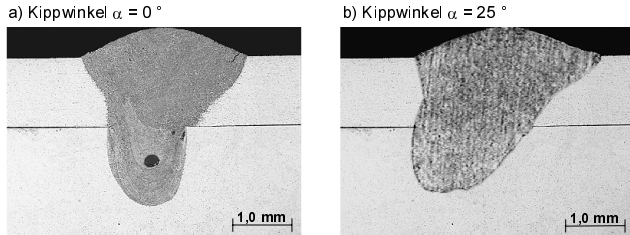


Bild 5-14: Querschliffe bei unterschiedlichen Kippwinkeln  $\alpha$ ,  
 $v_L = v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW.

#### Kippebene parallel zur Vorschubrichtung (Winkel $\beta$ ):

Bild 5-15 zeigt die Änderungen der Einschweißtiefe bzw. der Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit vom Kippwinkel  $\beta$  bei jeweils konstanten Laservorschubgeschwindigkeiten  $v_L$ . Bei einer Schweißgeschwindigkeit von  $v_L = 3,0$  m/min konnte bis zu einem Winkel  $\beta < 40^\circ$  annähernd durchgeschweißt werden. Bei höheren Laservorschubgeschwindigkeiten ist eine Veränderung der Einschweißtiefe mit zunehmender Laserstrahlverkipfung zu beobachten – vor allem bei positiven Kippwinkeln  $\beta$ . Bei negativen Werten dagegen bleibt sowohl die Einschweißtiefe als auch die Nahtbreite in der Fügeebene unabhängig von der Laservorschubgeschwindigkeit annähernd auf entsprechendem Niveau der senkrechten Einstrahlung ( $\beta = 0^\circ$ ). Verkipfungen in negativer Richtung sind demnach bis zu  $\beta = -15^\circ$  tolerierbar und wirken sich nicht ungünstig auf die Schweißverbindung aus. Im Gegensatz dazu tritt ab  $\beta > 0^\circ$  ein Rückgang der Einschweißtiefe mit steigendem Verkipfungswinkel auf, der jedoch vor allem bei hohen Schweißgeschwindigkeiten ( $v_L > 6,0$  m/min) starken Schwankungen unterliegt, siehe Bild 5-15 a). Die mit der Strahlneigung einhergehende Nahtverkipfung in Vorschubrichtung ist in erster Linie die Ursache für die Abnahme der Einschweißtiefe. Bei einem angenommenen vertretbaren Rückgang der Einschweißtiefe um 0,5 mm gegenüber dem Wert bei senkrechter Einstrahlung ergibt sich für mittlere Geschwindigkeiten ( $v_L = 4,0 - 6,0$  m/min) ein maximaler tolerierbarer Kippwinkel von  $\beta = 20^\circ$ .

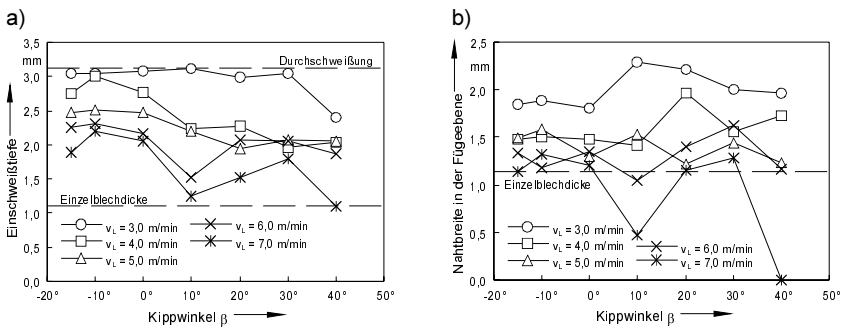
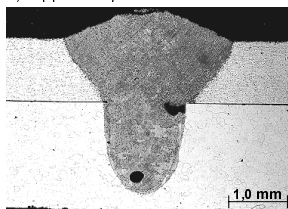


Bild 5-15: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit vom Kippwinkel  $\beta$  bei verschiedenen Laservorschubgeschwindigkeiten  $v_L$  ( $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

Bezüglich der Nahtbreite in der Fügeebene (s. Bild 5-15 b)) ist festzustellen, daß mit Schweißgeschwindigkeiten  $v_L \leq 6,0$  m/min (und  $v_{Dr} = 5$  m/min) über den gesamten Schwenkbereich von  $-15^\circ \leq \beta \leq 40^\circ$  Werte über der Einzelblechdicke erreicht werden. Abgesehen von Meßwertschwankungen bleibt die Nahtbreite in ihrem Verlauf bei steigendem Winkel  $\beta$  nahezu konstant oder nimmt gegenüber dem Vergleichswert bei senkrechter Einstrahlung leicht zu. Dieses Verhalten läßt sich auf die zunehmende Nahtverbreiterung im Oberblech mit wachsender Verkipfung zurückführen. Durch den schrägen Einfall des Laserstrahls auf die Werkstückoberfläche strahlt die Leistung über eine größere Fläche ein, was eine nagelkopfförmige Nahtverbreiterung zur Folge hat.

Bild 5-16 zeigt die Querschliffe zweier Schweißnähte bei maximal tolerierbaren Kippwinkeln  $\beta$ . Deutlich sind die geringere Einschweißtiefe, die größere Nahtbreite in der Fügeebene sowie

a) Kippwinkel  $\beta = -15^\circ$



b) Kippwinkel  $\beta = 40^\circ$

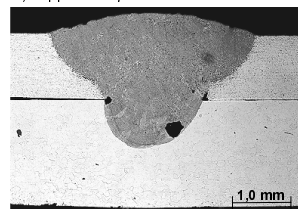


Bild 5-16: Querschliffaufnahmen bei verschiedenen Kippwinkeln ( $v_L = 5,0$  m/min,  $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

die ausgeprägte Nagelkopfform bei größerem Einstrahlwinkel  $\beta$  zu erkennen.

Anzumerken ist, daß alle im vorgestellten Toleranzrahmen durchgeführten Versuche prozeßsicher und stabil verliefen, ohne daß eine Nachjustierung der Drahtzuführung erfolgte. Ein Anstellen des Bearbeitungskopfes innerhalb des Verlaufs einer Schweißnaht erscheint (innerhalb der vorgestellten Grenzen) demnach problemlos möglich. Weiterhin bedeutet dies u. a., daß der (in senkrechter Position) gewählte Anstellwinkel der Zusatzdrahtzuführung von  $30^\circ$  -  $35^\circ$  zum Werkstück keineswegs absolut ist. Ein gleichmäßiges Abschmelzverhalten des Drahtes ist ebenso bei wesentlich steileren oder auch flacheren Winkeln zu erwarten. Wird dies z. B. bei der Konstruktion eines noch schlankeren Bearbeitungskopfes aufgegriffen, darf selbstverständlich eine mögliche verfrühte Wechselwirkung mit dem Laserstrahl nicht außer Betrachtung gelassen werden – bei der dargestellten Versuchsreihe blieb der Relativwinkel stets konstant, wodurch dieses Problem nicht bestand.

### 5.2.1.3 Spaltbreite

Der Einfluß der Spaltbreite wurde mittels Blech-Blech-Verbindungen (AC120, 1,15 mm) für die I-Naht am Überlappstoß bei jeweils konstanter Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr}$  und variierter Laservorschubgeschwindigkeit  $v_L$  ermittelt. Die Fokusslage wurde nachgeführt, d.h. der Brennpunkt kam auch bei Spaltbreiten  $b > 0$  mm immer auf der Werkstückoberfläche zu liegen. Diese Vorgehensweise wurde unter der Voraussetzung gewählt, daß in der industriellen Praxis beim Laserstrahlschweißen im Karosseriebereich (sinnvollerweise) mit einer taktilen Abstandssensorik in Form einer auf der Werkstückoberfläche gleitenden Andrückrolle (oder eines Andrückfingers) gearbeitet werden wird. Als Zusatzdraht kam bei dieser Versuchsreihe AlSi5 mit 1 mm Durchmesser zum Einsatz. Da diese Versuchsreihe noch ohne optimierten Bearbeitungskopf durchgeführt wurde, wurden bis zu 6000 l/h Helium bei seitlicher Gaszuführung (stechend) zum Schutz der Schweißnaht vor Oxidation zugeführt. Wie Stichproben betätigt haben, ist nicht anzunehmen, daß sich diese Schweißergebnisse bezüglich der Spaltüberbrückbarkeit signifikant von Ergebnissen mit koaxial zum Draht zugeführtem Schutzgas geringeren Volumenstroms unterscheiden.

In Bild 5-17 a ist die Nahtüberhöhung bei verschiedenen Spaltbreiten in Abhängigkeit von der Laservorschubgeschwindigkeit dargestellt. Die Drahtvorschubgeschwindigkeit betrug konstant  $v_{Dr} = 4$  m/min. Wie im entsprechenden Diagramm zu erkennen ist, wird erst ab  $v_L \geq 6,0$  m/min und dann nur für Spaltbreiten  $b \leq 0,4$  mm eine positive Nahtüberhöhung erreicht. In diesem Geschwindigkeitsbereich liegt die Nahtbreite in der Fügeebene aber schon unter der Einzelblechdicke, siehe Bild 5-17 b, was keine ausreichende Festigkeit der Schweißverbindung erwarten läßt. Somit ist die Verwen-



derung der Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr} = 4$  m/min für Überlappstoßschweißungen ungünstig, bei denen mit einem Auftreten von Fügespalten gerechnet werden muß. Grund dafür ist, daß die aufgeschmolzene Zusatzdrahtmenge zur Spaltauffüllung ohne gleichzeitigen Nahteinfall (negative Nahtüberhöhung) nicht ausreicht.

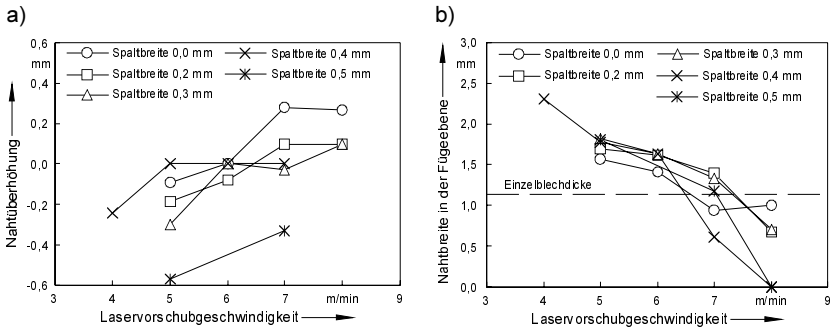


Bild 5-17: Nahtüberhöhung (links) bzw. Nahtbreite in der Fügeebene (rechts) in Abhängigkeit von der Laservorschubgeschwindigkeit mit der Spaltbreite als Parameter und konstanter Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr} = 4$  m/min.

Dieser Nachteil konnte durch Erhöhung der Drahtvorschubgeschwindigkeit auf  $v_{Dr} = 5$  m/min vermieden werden. Trotz Spaltbildung tritt ab einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $v_L \geq 5$  m/min kein erheblicher Nahteinfall mehr auf, siehe Bild 5-18, links. Lediglich bei 0,5 mm breitem Spalt ist dies trotzdem nicht mehr zu vermeiden. Bild 5-18, rechts zeigt die Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit von der Laservorschubgeschwindigkeit  $v_L$  bei verschiedenen Spaltbreiten b. Bemerkenswert ist der nahezu lineare Abfall der Nahtbreite mit zunehmender Geschwindigkeit  $v_L$ . Um eine ausreichende Festigkeit der Schweißverbindung zu gewährleisten, darf dementsprechend die Laservorschubgeschwindigkeit spaltunabhängig maximal  $v_L \approx 6,5$  m/min betragen.

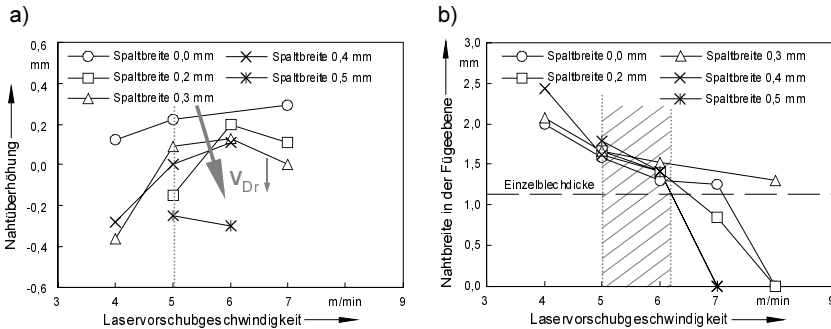


Bild 5-18: Nahtüberhöhung (links) bzw. Nahtbreite in der Fügeebene (rechts) in Abhängigkeit von der Laservorschubgeschwindigkeit bei variierter Spaltbreite und konstanter Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr} = 5$  m/min.

Bild 5-19 zeigt den zugehörigen Verlauf der Einschweißtiefe über der Laservorschubgeschwindigkeit. Die Spaltbreite  $b$  tritt wiederum als Parameter auf. In diesem Zusammenhang muß noch einmal auf die besondere Auftragsart der Einschweißtiefe hingewiesen werden. Zu beachten ist, daß sie immer inklusive Spaltbreite gemessen wird, also durch die Auftragsart bei gleicher Einschweißtiefe im Unterblech mit wachsendem Spalt zunimmt. Dies wird anhand der Werte für die Einschweißtiefe bei Laservorschubgeschwindigkeiten  $v_L < 5$  m/min in Bild 5-19 besonders deutlich, da der Einfluß der Spaltbreite bei Durchschweißung dort direkt aus dem Diagramm ablesbar ist.

Die komplette Durchschweißung beider Füge-teile wird auch bei einem Maximalspalt von 0,5 mm bis zu einer Geschwindigkeit von  $v_L \approx 5,0$  m/min erreicht, bei Nullspalt sogar bis  $v_L = 7,0$  m/min. Danach beginnt der Schweißprozeß unsicher zu werden, das heißt, nach Überschreiten dieser Grenze fällt die Einschweißtiefe schlagartig auf Werte in Höhe der Einzel-

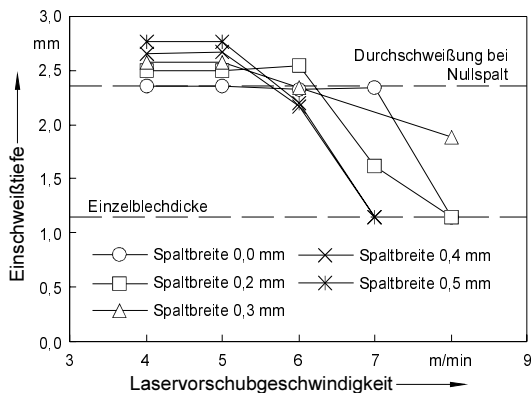


Bild 5-19: Einschweißtiefe in Abhängigkeit von der Laservorschubgeschwindigkeit,  $v_{Dr} = 5$  m/min.

blechdicke ab. Dies kommt einer nicht vorhandenen Schweißverbindung gleich.

Das Prozeßfenster für geeignete Laservorschubgeschwindigkeiten bei Überlappstoßschweißungen mit einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min und Spaltbreiten  $0,0 \text{ mm} \leq b \leq 0,4 \text{ mm}$  ist durch zwei unterschiedliche Mechanismen eingeschränkt. In Richtung abnehmender Geschwindigkeiten bildet der beginnende Nahteinfall unterhalb von  $v_L = 5$  m/min die untere Grenze. Nahtbreiten in der Fügeebene, die mindestens so groß wie die Einzelblechdicke von 1,15 mm sind, können mit Geschwindigkeiten bis maximal  $v_L \approx 6,5$  m/min geschweißt werden (siehe Bild 5-18, rechts), wodurch die obere Grenze festgelegt ist.

Bild 5-20 zeigt Querschliffaufnahmen der Schweißnähte bei unterschiedlichen Spaltbreiten für die Parameterkombination  $v_L = 6$  m/min und  $v_{Dr} = 5$  m/min. Damit können gute Schweißverbindungen, wie erwähnt, bis zu einer Spaltbreite von  $b = 0,4 \text{ mm}$  hergestellt werden. Größere Spaltbreiten weisen einen festigkeitsmäßig ungünstigen Nahteinfall auf, s. Bild 5-20 d.

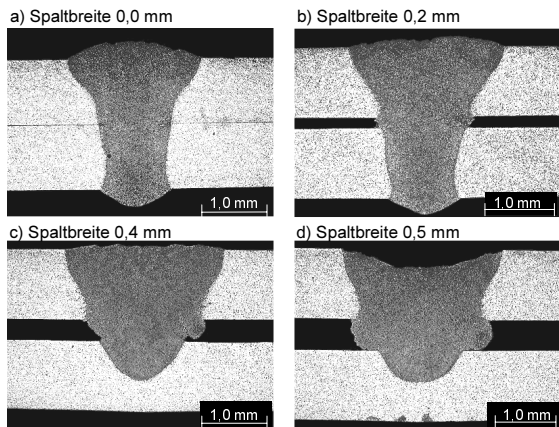


Bild 5-20: Querschliffe von Überlappstoßschweißungen bei verschiedenen Spaltbreiten ( $v_L = 6,0$  m/min,  $v_{Dr} = 5,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW).

Mit dem Ziel, die tolerierbare Spaltbreite möglichst bis auf  $b = 0,5 \text{ mm}$  zu erweitern, wurde die Zusatzdrahtmenge durch Steigerung der Drahtvorschubgeschwindigkeit auf  $v_{Dr} = 6$  m/min erhöht. Bei dieser großen Menge an ZW sind gute Schweißergebnisse bei variierten Spaltbreiten im Bereich  $0,0 \text{ mm} \leq b \leq 0,5 \text{ mm}$  lediglich bei einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 5$  m/min zu erzielen [90]. Bei geringeren  $v_L$  ergibt sich ein inakzeptabler Nahteinfall. Höhere Geschwindigkeiten führen bereits bei geringen Spaltbreiten zu einem teilweise abrupten Rückgang der Nahtbreite auf Null, was zwar keinem Prozeßabbruch, aber einer fehlenden Anbindung des Unterbleches entspricht. Bild 5-21 zeigt Querschliffaufnahmen der Schweißnähte bei unterschiedlichen Spaltbreiten für die Parameterkombination  $v_L = 5$  m/min und  $v_{Dr} = 6$  m/min. Deutlich

zu erkennen ist der geringere Nahteinfall bei der Probe mit  $b = 0,5 \text{ mm}$ , Bild 5-21 d), im Vergleich zu jenen in Bild 5-20 d) bei  $v_L = 6 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  (zu den Ursachen des in Bild 5-21 b) zu erkennenden Risses, s. Kapitel 2.1.3.1).

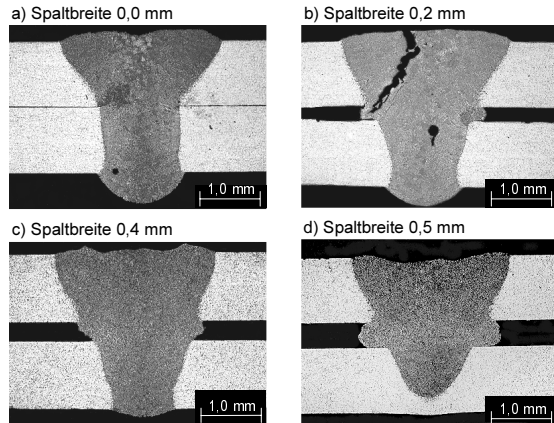


Bild 5-21: Querschliffe von Überlappstoßschweißungen bei verschiedenen Spaltbreiten ( $v_L = 5,0 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 6,0 \text{ m/min}$ ,  $P_L = 3 \text{ kW}$ ).

## 5.2.2 Zwischenergebnis

Im Zuge der im vorigen Unterkapitel vorgestellten Versuchsreihe wurde auf besondere Art und Weise deutlich, daß die einzelnen Parameter beim Schweißen mit ZW an Füügeometrien mit Spalt gut aufeinander abgestimmt werden müssen. Die trivial erscheinende Vorstellung, einen größeren Spalt durch bloße Reduktion der Vorschubgeschwindigkeit und Erhöhung der Drahtförderrate überbrücken zu können, läßt sich nur in engen Grenzen realisieren, welche durch eine mindestens zu erzielende Nahtbreite und andererseits durch einen zu vermeidenden Nahteinfall bestimmt sind.

Konkret kann die vorgestellte Überlappverbindung – eine variierende Spaltbreite zwischen  $0,0 \text{ mm} \leq b \leq 0,4 \text{ mm}$  zulassend – bei Verwendung der Optik mit einer Brennweite von  $f = 100 \text{ mm}$  mit einer Geschwindigkeit zwischen  $5 - 6 \text{ m/min}$  gefügt werden. Hierfür ist ZW mit einer Geschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  zuzuführen, was gleichzeitig zur Unterdrückung einer Heißrißbildung ausreichend ist (vergleiche Kapitel 5.1.2). Für hohe Produktivität innerhalb eines Serienprozesses wird selbstverständlich die höchst mögliche Vorschubgeschwindigkeit gewählt werden. Beim Schweißen enger Radien ist die Kenntnis der Grenze des Toleranzfeldes nach unten jedoch durchaus ebenfalls wichtig, da insbesondere Roboter ihre Bahngeschwindigkeit hierbei häufig nicht konstant (hoch) halten können.

Mit einer geringeren Drahtmenge ist im angegebenen Bereich nur eine ungenügende Spaltfüllung erreichbar. Die Wahl einer höheren Drahtvorschubgeschwindigkeit bedingt ein vergleichsweise sehr kleines Prozeßfenster. Vorteilhaft ist lediglich eine geringfügig verbesserte Überbrückung eines Fügespalts von  $b = 0,5$  mm, welche allerdings ausschließlich bei einer Vorschubgeschwindigkeit  $v_L = 5$  m/min erzielbar ist. Gleichzeitig bedeutet dies einen um 44 % erhöhten Drahtverbrauch.

Die oben beschriebene Versuchsreihe wurde bei einer konstant gehaltenen Fokusslage von  $z = 0$  mm durchgeführt. In Hinblick auf die Tolerierbarkeit möglicher Abweichungen von der Fokusslage ist das in Kapitel 5.2.1.1 diesbezüglich vorgestellte Toleranzfeld nur eingeschränkt auf die Versuche mit Fügespalt übertragbar. Der tolerierbare Fokusslagenbereich wird bei den angegebenen Parametern aber sicherlich innerhalb dessen liegen, was ein Roboter an Bahnwiederholgenauigkeit leisten kann (ca.  $\pm 0,3$  mm), was für Applikationen ohne ein (taktiles) System, welches die Fokusslage konstant hält, durchaus wissenswert ist.

Kommt in einer Karosserieserienproduktion beispielsweise ein Andrückrollensystem zum Einsatz, so ist die Fokussagentoleranz nicht von Relevanz. Kann dank eines solchen oder ähnlichen Systems darüber hinaus gewährleistet werden, die Spaltweite stets in engeren Grenzen zu halten als angenommen, so kann die mögliche maximale Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 6$  m/min sicherlich noch erhöht werden. Dies gilt insbesondere, wenn beispielsweise von einem technischen Nullspalt ausgegangen werden kann und dadurch eine Reduzierung der Zusatzwerkstoffmenge auf das zur Heißrißunterdrückung erforderliche Mindestmaß möglich wird.

Sollte der Bearbeitungskopf auf Grund von Zugänglichkeitsproblemen angestellt oder geneigt werden müssen, läßt sich dies realisieren. Eine Neigung in der Ebene der Vorschubgeschwindigkeit kann bei  $v_L \leq 6,0$  m/min (und  $v_{Dr} = 5$  m/min) über den gesamten Schwenkbereich von  $-15^\circ \leq \beta \leq 40^\circ$  erfolgen. Ein seitliches Neigen ist bei  $v_L = v_{Dr} = 5,0$  m/min bis zu einem Winkel von maximal  $\alpha = 30^\circ$  möglich. Die festigkeitsrelevante Nahtbreite in der Fügeebene bleibt dabei jeweils oberhalb der Einzelblechdicke. Der Einfluß eines Spalts wurde in diesem Zusammenhang nicht untersucht. Es muß aber mit einer deutlichen Einschränkung der angegebenen Bereiche gerechnet werden, da die schräge Position zu einer deutlich verminderten Leistungsdichte führt. Ein stabiles Einkoppeln des Strahls ins Unterblech wird dadurch je nach Spaltbreite gefährdet. Ist die Zugänglichkeit dementsprechend stark eingeschränkt und ein starkes Abweichen des Bearbeitungskopfes aus der Senkrechten erforderlich, so sollte durch eine entsprechende Spanntechnik eine spaltfreie Naht gewährleistet werden.

### 5.2.3 Verwendung der Brennweite $f = 150$ mm und Vergleich der mit $f = 100$ mm erzielten Ergebnisse

#### 5.2.3.1 Fokusslage

Aus Kapitel 4.3 ist bekannt, daß die Rayleighlänge der Brennweite  $f = 150$  mm ca. 1,1 mm größer ist als die der Brennweite  $f = 100$  mm:  $z_{Rf100} \approx 0,9$  mm,  $z_{Rf150} \approx 2$  mm. Der folgende Vergleich wird zeigen, ob sich diese Vergrößerung in einen größeren tolerierbaren Defokussierungsbereich umsetzen läßt oder sich die vergleichsweise geringere Intensität im Fokus negativ auswirkt. Die Randbedingungen und Parameter der Versuchsreihen mit Brennweite von  $f = 100$  mm und  $f = 150$  mm entsprechen sich, lediglich die Fokusslage sowie die Vorschubgeschwindigkeit wurde in einem weiteren Bereich variiert.

Bild 5-22 zeigt die Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Fokusslage bei variiertem Laservorschubgeschwindigkeit. Unabhängig von den einzelnen Kurvenverläufen ist zu erkennen, daß unter Einsatz der Brennweite von  $f = 150$  mm mit den Vorschubgeschwindigkeiten  $v_L = 7$  bzw.  $8$  m/min keine Schweißung möglich war – das Unterblech konnte nicht angebunden werden, weshalb im Diagramm auch keine Kurven enthalten sind. Das bedeutet, daß das Parameterfeld bezüglich hoher Vorschubgeschwindigkeiten eingeschränkter ist als das der Optik mit  $f = 100$  mm. Mögliche Ursache hierfür liegt sicherlich im unterschiedlichen Kaustikverlauf der Optiken begründet. Für die Optik mit der Brennweite  $f = 100$  mm ist der Strahlradius sowohl an der Werkstück-

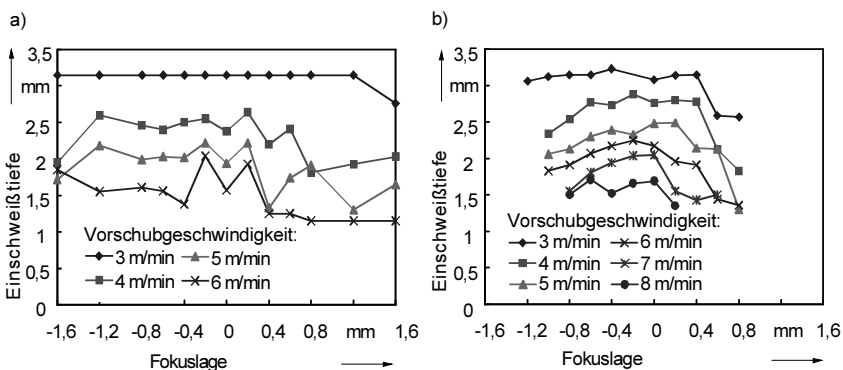


Bild 5-22: Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Fokusslage für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit ( $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Profil-Verbindung).

berfläche als auch im Abstand von 1,1 mm vom Fokus geringer als der der Optik mit der Brennweite  $f = 150$  mm. Trotz größerem Divergenzwinkel ist dementsprechend auch die Intensität der kürzeren Brennweite in einem Abstand von der Strahltaile, welcher der Einzelblechdicke entspricht, größer. Dies wirkt sich offensichtlich insbesondere bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten aus.

Für die Brennweite  $f = 150$  mm ist ausgehend von der Fokuslage Null in negativer Richtung ab ca.  $-0,8$  mm und in positiver Richtung ab ca.  $+0,4$  mm ein abfallendes Kurvenverhalten erkennbar. Im Vergleich dazu fallen bei  $f = 100$  mm im negativen Bereich die Kurven bereits bei ca.  $-0,4$  mm und im positiven Bereich ab ca.  $0,2$  mm ab. Dieses zunächst als vorteilhaft erscheinende Verhalten relativiert sich, sobald das Niveau der Kurven jeweils gleicher Vorschubgeschwindigkeit betrachtet wird: jeweils gleiche Einschweißtiefe ist bei Verwendung der Optik mit  $f = 150$  mm nur durch eine Reduzierung der Geschwindigkeit um etwa 1 m/min zu erreichen!

Mit steigender Vorschubgeschwindigkeit nehmen die Einschweißtiefen bei beiden Brennweiten auf Grund der geringeren Streckenenergie ab. Der Abfall pro 1 m/min gesteigerter Vorschubgeschwindigkeit ist bei  $f = 150$  mm jedoch größer als bei  $f = 100$  mm. Ausschlaggebend hierfür ist die geringere Intensität.

In Bild 5-23 sind die für die Festigkeitseigenschaften relevanten Kurvenverläufe der Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit der Fokuslage mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit dokumentiert. Es ist zu erkennen, daß die Kurven gleicher Vorschubgeschwindigkeiten in beiden Diagrammen vergleichbare Nahtbreiten aufweisen. Der Abfall der Nahtbreite in Abhängigkeit der Fokuslage setzt bei  $f = 150$  mm später ein als bei  $f = 100$  mm. Entsprechend dem Festigkeitskriterium liegen die Toleranzgrenzen für eine Laservorschubgeschwindigkeit von 5 m/min bei  $f = 150$  mm somit bei  $z = -1,2$  mm bzw.  $z = +0,8$  mm und bei  $f = 100$  mm bei  $z = -1,0$  bzw.  $z = +0,6$  mm. Der Bereich, in dem sich eine Defokussierung nicht auswirkt, hat sich folglich beim Übergang zur größeren Brennweite nur geringfügig vergrößert. Bild 5-24 zeigt Querschliffe der beiden Brennweiten bei  $v_L = 5$  m/min und den entsprechenden Fokuslagen, welche das Parameterfeld begrenzen.

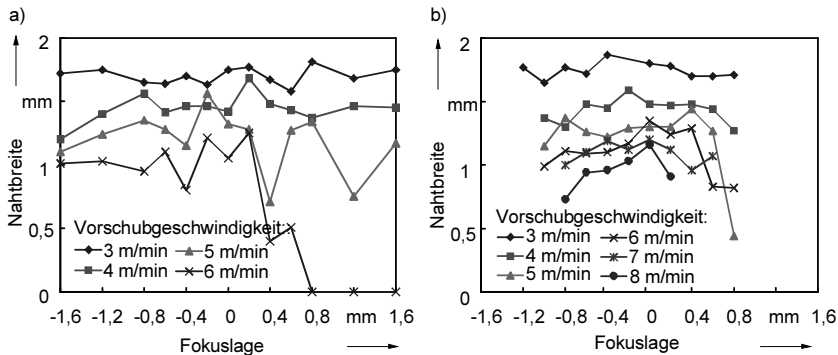


Bild 5-23: Nahtbreite in Abhängigkeit der Fokuslage für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit.  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W.

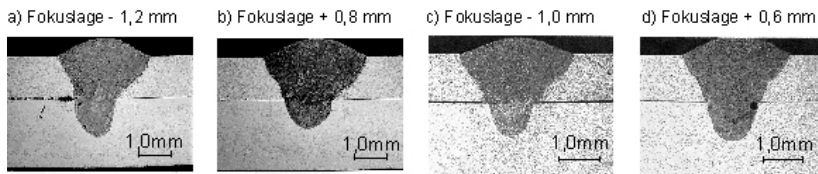


Bild 5-24: Querschliffe an den Grenzen des Toleranzfelds für  $f = 150$  mm (a, b) und  $f = 100$  mm (c, d);  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W.

### 5.2.3.2 Einfallswinkel des Laserstrahls

Beim Vergleich der beiden Brennweiten hinsichtlich des Einstrahlwinkels wurde ermittelt, inwieweit sich die vorliegenden Ergebnisse der Brennweite  $f = 100$  mm mit denen der Brennweite  $f = 150$  mm decken. Die Verkipfung erfolgte wie aus Kapitel 4.6.2.1 bekannt in zwei Ebenen. Bild 5-25 zeigt die Einschweißtiefe in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\alpha$  mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit. Wie bei der Fokuslagenvariation ist zu erkennen, daß bei  $f = 150$  mm die mögliche Vorschubgeschwindigkeit gegenüber  $f = 100$  mm reduziert ist. Die Einschweißtiefen vergleichbarer Vorschubgeschwindigkeiten ( $v_L = 4$  bzw.  $5$  m/min) sind bei  $f = 150$  mm im Durchschnitt um  $0,5$  mm geringer. Weiterhin ist festzustellen, daß die Einschweißtiefe bei  $f = 150$  mm und  $\alpha \geq 10^\circ$  absinkt, während für  $f = 100$  mm ein Absinken erst ab einem Winkel von  $\alpha \geq 25^\circ$  deutlich zu erkennen ist. Grund für die erhöhte Einschweißtiefe und Winkelgrenze des Abfalls ist erneut die bei  $f = 100$  mm höhere Intensität. Bei  $f =$



150 mm zeigt die Flächenvergrößerung des Brennflecks durch die schräge Einstrahlung früher Wirkung.

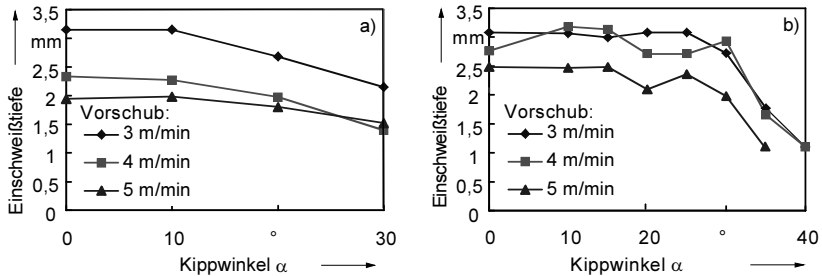


Bild 5-25: Einschweißtiefe in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\alpha$  mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm;  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Profil.

Im Vergleich der Nahtbreiten (Bild 5-26) ist zu erkennen, daß die Kurvenverläufe ähnlich sind. Bei  $f = 150$  mm und  $v_L = 3$  m/min steigt die Nahtbreite mit steigendem Winkel  $\alpha$  an. Dieses Verhalten ist bei  $f = 100$  mm und den Laservorschubgeschwindigkeiten 3 - 5 m/min ebenfalls festzustellen. Ab einem bestimmten Winkel, bei dem die geringer werdende Intensität zunehmend an Einfluß gewinnt, fällt die Nahtbreite dann wieder ab. Hervorgerufen wird die erhöhte Nahtbreite durch eine Verkipfung der Naht im Blechquerschnitt. Der Vergleich zeigt, daß bei beiden Brennweiten nur mit Geschwindigkeiten bis  $v_L = 5$  m/min eine Schweißung erreicht wird, bei der die Nahtbreite den geforderten Wert der dünneren Einzelblechdicke übersteigt. Unterschiedlich sind die Grenzwinkel. Bei  $f = 150$  mm liegt dieser bei  $\alpha = 20^\circ$  und bei  $f = 100$  mm bei  $\alpha = 30^\circ$ . Bild 5-27 zeigt exemplarisch Querschliffe für unterschiedliche Winkel.

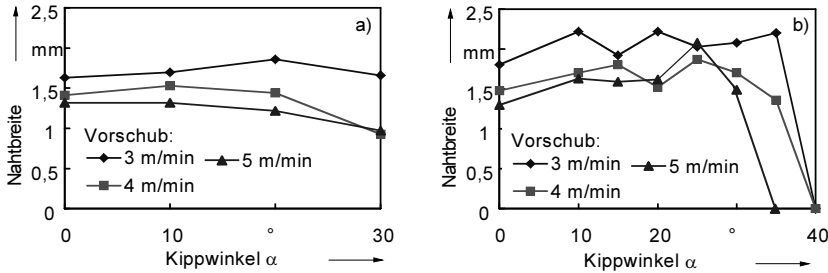


Bild 5-26: Nahtbreite in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\alpha$  mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm;  $v_L = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Profil.

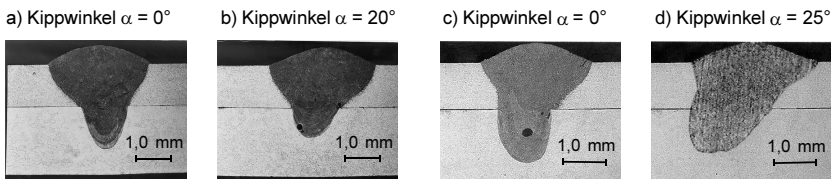


Bild 5-27: Querschliffe bei unterschiedlichen Einstrahlwinkeln,  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min; a), b)  $f = 150$  mm; c), d)  $f = 100$  mm, Blech/Profil-Verbindung.

Der Vergleich der Einschweißiefen und Nahtbreiten hinsichtlich des Kippwinkels  $\beta$  (Bild 5-28 und Bild 5-29) zeigt, daß die prinzipiellen Kurvenverläufe identisch sind: Die Kurven der Einschweißtiefe und Nahtbreite fallen an den Randbereichen ab. Die Bereiche der Grenzwinkel sind wie beim Kippwinkel  $\alpha$  für  $f = 150$  mm deutlich geringer. Einschweißtiefe und Nahtbreite gleicher Vorschubgeschwindigkeiten liegen hier vom Kurvenverlauf tiefer. Unter Berücksichtigung der Nahtbreite (Bild 5-29) und dem damit verbundenen Festigkeitskriterium ergibt sich für die Optik mit  $f = 150$  mm ein zulässiger Winkelbereich für den Winkel  $\beta$  von  $-10^\circ$  bis  $10^\circ$ . In diesem Bereich wird die geforderte Nahtbreite von 1,15 nicht unterschritten. Im positiven Winkelbereich bricht der Prozeß bei Winkeln größer als  $10^\circ$  ab, weshalb in den Diagrammen keine weiteren Werte enthalten sind. Für  $f = 100$  mm ist der Bereich größer. Er beginnt für  $v_L \leq 6$  m/min bei  $\beta = -15^\circ$  und endet bei  $\beta = 40^\circ$ . Die Nahtbreite liegt, abgesehen von Meßwertschwankungen, über der dünneren Einzelblechdicke. Die Querschliffe der jeweiligen Grenzwinkel beider Brennweiten sind in Bild 5-30 dargestellt.

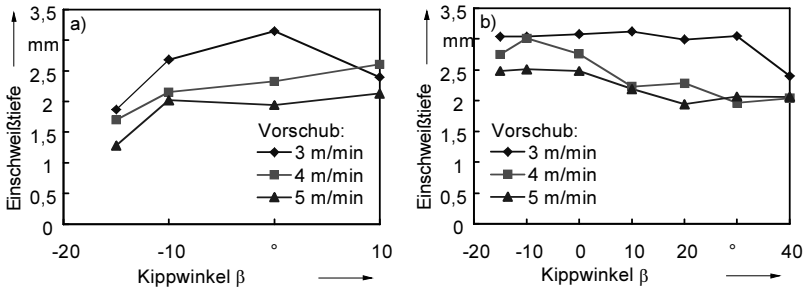


Bild 5-28: Einschweißtiefe in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\beta$  mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm;  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Profil-Verbindung.

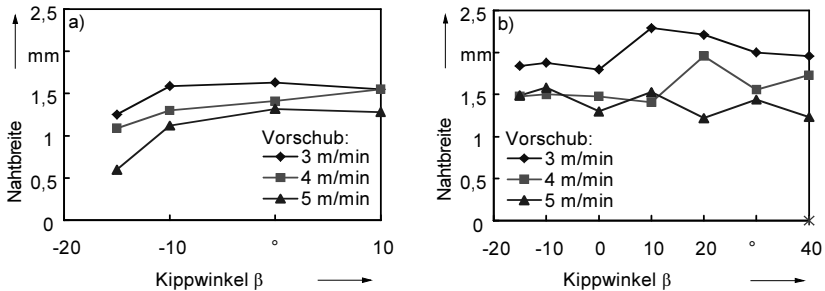


Bild 5-29: Nahtbreite in Abhängigkeit des Kippwinkels  $\beta$  mit variiertem Laservorschubgeschwindigkeit für a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm;  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Profil.

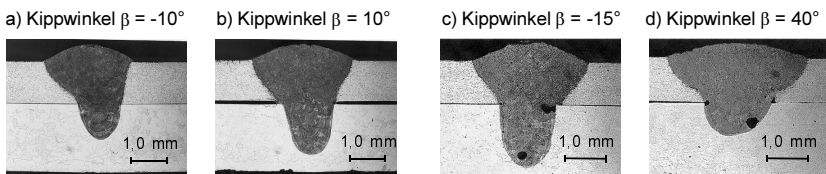


Bild 5-30: Querschliffe für die jeweiligen Grenzwinkel  $\beta$  für a), b)  $f = 150$  mm und c), d)  $f = 100$  mm,  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min, Blech/Profil-Verbindung.

### 5.2.3.3 Spaltbreite

Die Ergebnisse der Fokuslagenvariation sowie der Einstrahlwinkelvariation lassen nicht erwarten, daß mit der längeren Brennweite größere Spaltweiten zu überbrücken sind als mit der Brennweite von  $f = 100$  mm. Bei gleichen Randbedingungen und Einstellungen zeigen die folgenden Diagramme, inwieweit die Vorschubgeschwindigkeit angepaßt werden muß, wenn zugunsten des größeren Arbeitsabstandes die Brennweite von  $f = 150$  mm verwendet wird. Auch hier sind mit einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min die besten Ergebnisse zu erzielen, sofern mit einem Spalt zwischen  $0 \text{ mm} \leq b \leq 0,4 \text{ mm}$  zu rechnen ist [150].

Der Vergleich der Einschweißtiefen (Bild 5-31) zeigt, daß bei Nullspalt bei beiden Brennweiten bis  $v_L = 6$  m/min durchgeschweißt wird. Danach fällt die Einschweißtiefe ab. Für die Spaltbreite  $b = 0,4$  mm wird bei  $f = 150$  mm bis  $v_L = 4$  m/min, bei  $f = 100$  mm bis  $v_L = 5$  m/min durchgeschweißt. Die beiden Brennweiten unterscheiden sich dadurch, daß der Rückgang der möglichen Vorschubgeschwindigkeit bei größer werdendem Spalt unterschiedlich stark ist. Um bei  $f = 150$  mm und der Spaltbreite 0,4 mm eine Durchschweißung zu erhalten, muß  $v_L$  um 2 m/min auf 4 m/min reduziert werden. Für  $f = 100$  mm und dieselben Vorgaben ist lediglich eine Reduzierung um 1 m/min auf 5 m/min erforderlich.

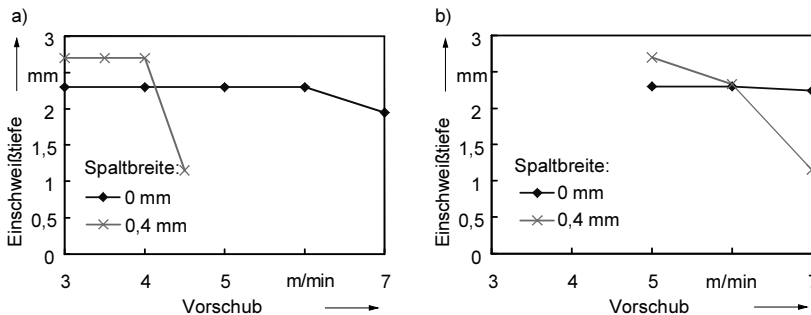


Bild 5-31: Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Laservorschubgeschwindigkeit für  
a)  $f = 150$  mm und b)  $f = 100$  mm mit variierter Spaltbreite,  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Blech-Verbindung

Für die zugehörigen Nahtbreiten (Bild 5-32) ist festzustellen, daß bei  $f = 100$  mm die Möglichkeit besteht, bei Nullspalt bis  $v_L = 7$  m/min und bei einer Spaltbreite von 0,4 mm bis  $v_L = 6$  m/min als maximale Vorschubgeschwindigkeit eine Schweißverbin-

ung zu erzielen, die das Festigkeitskriterium erfüllt. Für  $f = 150 \text{ mm}$  ergibt sich für den Nullspalt dasselbe Ergebnis. Bei Spaltbreite  $0,4 \text{ mm}$  sind Schweißungen, die das geforderte Kriterium erfüllen, lediglich bis  $v_L = 4 \text{ m/min}$  möglich.

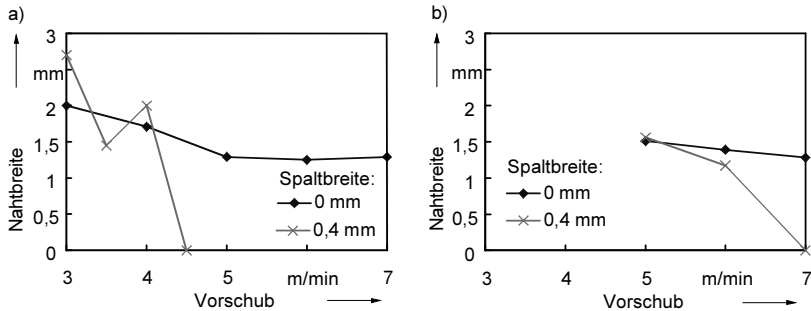


Bild 5-32: Nahtbreite in Abhängigkeit der Laservorschubgeschwindigkeit für a)  $f = 150 \text{ mm}$  und b)  $f = 100 \text{ mm}$  mit variiert Spaltbreite,  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$ ,  $P_L = 3000 \text{ W}$ , Blech/Blech-Verbindung.

Im Vergleich bedeutet dies eine Reduzierung der Geschwindigkeit um den Faktor  $1/3$ . In Bild 5-33 sind Querschliffe von  $f = 150 \text{ mm}$  und  $f = 100 \text{ mm}$  bei verschiedenen Spaltbreiten und  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  dargestellt. Die zu erkennenden unterschiedlichen Phänomene: Riß, abgeplatzter Steg als auch die als Kehlnaht ausgebildete Fügeverbindung haben ihre Ursache allesamt in den jeweiligen Strahlpositionen bzw. den unterschiedlichen freien Blechenden, wie in Kapitel 2.1.3.1 bereits beschrieben. Wäre auch bei diesen Versuchen ein Randabstand von  $10 \text{ mm}$  gewählt worden, so wäre keiner der Fehler aufgetreten.

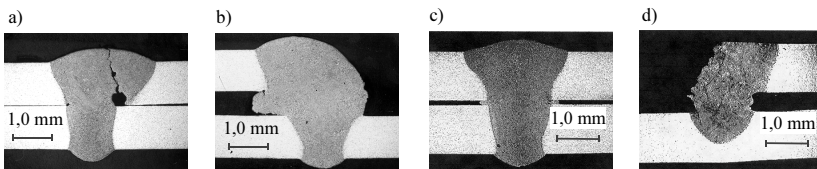


Bild 5-33: Querschliffe: a), b)  $f = 150 \text{ mm}$ ,  $v_L = 5 \text{ m/min}$  bei Spaltbreite  $0 \text{ mm}$  und  $v_L = 4 \text{ m/min}$  bei Spaltbreite  $0,4 \text{ mm}$ ; c), d)  $f = 100 \text{ mm}$   $v_L = 6 \text{ m/min}$ , Spaltbreiten  $0 \text{ mm}$  und  $0,4 \text{ mm}$ .

#### 5.2.3.4 Bilanz des Vergleichs der eingesetzten Brennweiten

Der Vergleich der beiden Brennweiten anhand praktischer Untersuchungen bestätigt die in Kapitel 4.3 getroffenen prinzipiellen Aussagen. Die Optik mit der Brennweite  $f = 150$  mm bietet einen um 50 % größeren Arbeitsabstand, verbunden mit einer besseren Zugänglichkeit und besitzt eine etwa doppelt so große Rayleighlänge. Da im Ergebnis allerdings der Einfluß der geringeren Intensität überwiegt, bringt letzteres für die konkrete Anwendung und den Prozeß quasi keinen Vorteil. Der Fokusagentoleranzbereich bei dennoch maximaler Festigkeit ist zwar geringfügig größer, allerdings erlaubt auch die Optik mit der Brennweite von  $f = 100$  mm Abweichungen, die mit üblichen Bearbeitungssystemen in jedem Fall eingehalten werden können. Der Bereich, innerhalb dessen der Bearbeitungskopf maximal geneigt werden darf, ist vergleichsweise deutlich kleiner. Darüber hinaus sind auch die noch tolerierbaren Winkelabweichungen nur mit einer geringeren Geschwindigkeit realisierbar. Eine Erweiterung der Spaltüberbrückbarkeit kann durch die längere Brennweite ebenfalls nicht erreicht werden. Gilt es bei der vorgestellten Fügeverbindung, eine Spaltbreite von  $0 \leq b \leq 0,4$  mm prozeßsicher zu überbrücken, so kann dies sogar nur mit einer Vorschubgeschwindigkeit von maximal  $v_L = 4$  m/min erreicht werden. Diese Reduktion um 2 m/min bzw. 30 % bezogen auf das, was mit der kürzeren Brennweite möglich ist, stellt einen erheblichen Nachteil dar, sowohl wirtschaftlich als auch hinsichtlich der Wärmebelastung und der daraus resultierenden Folgen. Abschließend ist festzuhalten, daß die mit dem größeren Arbeitsabstand verbundenen unbestreitbaren Vorteile der längeren Brennweite mit erheblichen Nachteilen erkaufte werden müssen und dementsprechend die jeweilige Wahl in der Praxis detailliert abzuwägen ist.

#### 5.2.4 Laserstrahlschweißen in Zwangslage

Zusätzlich zu den in Wannenlage (Position PA) durchgeführten Untersuchungen wurde für die Optik mit der Brennweite  $f = 150$  mm das Laserstrahlschweißen in unterschiedlichen Zwangslagen untersucht. Für das Laserstrahlschweißen von Al mit ZW lagen keinerlei Erfahrungswerte vor, wie sich die (räumliche) Schweißnahtlage auf die Schweißbarkeit bzw. das Fließverhalten des Schmelzbades und des Zusatzdrahtes und damit auf die Stabilität auswirkt. Vor diesem Hintergrund galt es zu klären, ob und mit welchen Parametern in den einzelnen Lagen geschweißt werden kann und wie sich diese und die zugehörigen Toleranzfelder gegebenenfalls von denen unterscheiden, welche bis dahin für die Position PA ermittelt wurden.

### 5.2.4.1 Überkopposition (PE)

Das Laserstrahlschweißen von Al mit ZW ist, was die Prozeßstabilität angeht, (unerwartet) problemlos möglich. Im variierten Parameterbereich zwischen 3 und 7 m/min Vorschub- bzw. Drahtvorschubgeschwindigkeit reichte die Oberflächenspannung des Werkstoffs offensichtlich aus, so daß es nie zu einem Abtropfen der Schmelze kam. Muß mit Spaltbreiten von bis zu 0,4 mm gerechnet werden, so wird auch in dieser Position die beste Schweißnaht bei einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min erzielt, sonst ist  $v_{Dr} = 4$  m/min ausreichend. Im Vergleich zur Position PA sind im Bereich kleiner Vorschubgeschwindigkeiten vergleichbare Einschweißtiefen und Nahtbreiten erzielbar. Während in der Position PA das Unterblech bei Fügeverbindungen mit Spalt lediglich bis zu einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 4$  m/min prozeßsicher herzustellen ist, kann eine den Festigkeitsansprüchen genügende Verbindung in der Position PE bei gleicher Fokushöhe ( $z = 0$  mm) sogar bis zu  $v_L = 7$  m/min gefügt werden. Mit einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 5$  m/min kann sowohl die Spaltbreite  $b = 0$  mm als auch  $b = 0,4$  mm problemlos überbrückt werden (s. Bild 5-34). Die Nahtbreiten liegen mit 1,36 mm und 1,40 mm über der Einzelblechdicke von 1,15 mm und erfüllen somit das Festigkeitskriterium. Die einzelnen Ergebnisse für die erzielbare Einschweißtiefe und Nahtbreite können Bild 5-35 entnommen werden.

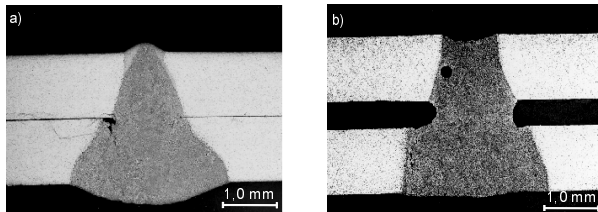


Bild 5-34: Querschliffe überkopf geschweißter Blech/Blech-Verbindungen;  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min,  $z = 0$  mm; a) Spaltbreite  $b = 0$  mm, b) Spaltbreite  $b = 0,4$  mm.

Neben dem vergleichsweise besseren Einschweißverhalten ist auch die Schweißnahtqualität mindestens gleich gut. Beides muß mit einer veränderten Schmelzbadbewegung und/oder dem Einfluß der Gravitation zusammenhängen. Möglicherweise kann die Dampfkapillare einfacher (tiefer) und stabiler aufgehalten werden, wenn die von der Schmelze und dem ZW ausgehenden Schwerkkräfte nicht in Richtung Kapillargrund wirken.

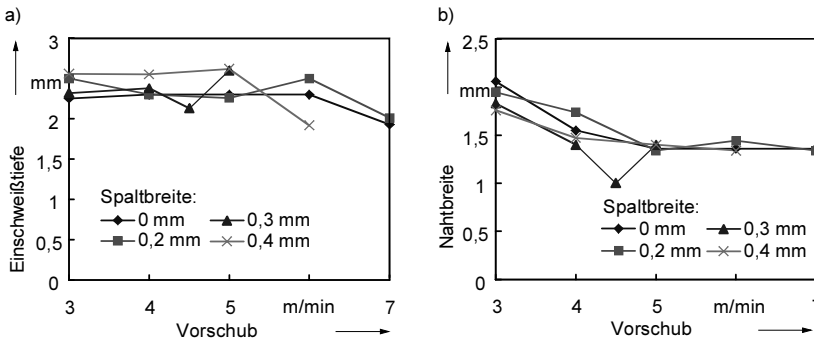


Bild 5-35: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite in Abhängigkeit des Vorschubs bei variierter Spaltbreite;  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$ , Blech/Blech-Verbindung.

In Wannenlage können zu geringe Streckenenergien bzw. Drahtvorschubgeschwindigkeiten im Falle einer Durchschweißung zu einem Durchsacken der Naht in Form eines Nahteinfalls am Oberblech oder eines Nahtdurchhangs bzw. einer Wurzelüberhöhung im Unterblech führen. Die Wirkung der Schwerkraft birgt bei entsprechenden Überkopfschweißungen die Gefahr eines Wurzelrückzugs, insbesondere beim gleichzeitigen Vorhandensein eines Fügespalt. Eine damit verbundene Querschnittsverminderung wirkt sich unmittelbar auf das Festigkeitsverhalten aus, weshalb ein Durchschweißen nach Möglichkeit zu vermeiden oder durch ausreichend ZW zu kompensieren ist (im vorgestellten Beispiel wurde mit aus diesem Grund die Drahtvorschubgeschwindigkeit auf  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  erhöht).

#### 5.2.4.2 Fallende, steigende und waagrechte Arbeitsposition

In den Positionen fallend (PG), steigend (PF) und waagrecht (PC) ist eine vergleichbare Schweißnahtqualität bei ebenfalls vergleichbarer Prozeßstabilität gegeben wie in der Wannenlage. Im folgenden werden die Schweißergebnisse der einzelnen Positionen aufgezeigt; gleichzeitig wird dabei auf Besonderheiten eingegangen.

Bild 5-36a) zeigt die Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Laservorschubgeschwindigkeit bei den Spaltbreiten 0 mm und 0,4 mm,  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  für die Position PG. Bei beiden Spaltbreiten und Drahtvorschubgeschwindigkeiten wird bis  $v_L = 5 \text{ m/min}$  durchgeschweißt. Die Nahtbreite in der Fügeebene (Bild 5-36b) ist bei beiden untersuchten Spaltbreiten und Drahtvorschubgeschwindigkeiten bis  $v_L =$



6 m/min größer als die Einzelblechdicke. Für diese Laservorschubgeschwindigkeit ist das Festigkeitskriterium damit ebenso noch erfüllt.

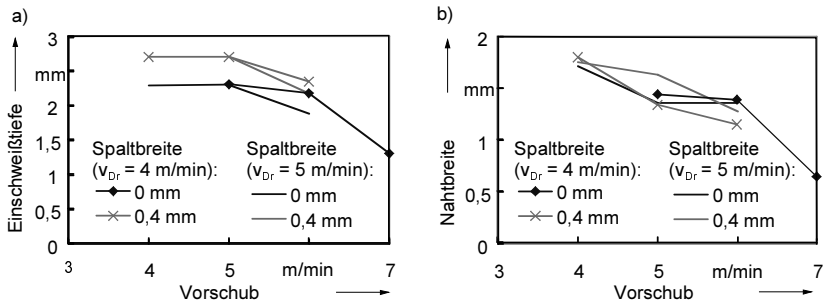


Bild 5-36: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit für Nullspalt und  $b = 0,4$  mm sowie  $v_{Dr} = 4$  m/min und  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Blech-Verbindung, Position PG.

In den entsprechenden Querschliffen (s. Bild 5-37) sind – trotz gegebener Durchschweißung – auffallend viele (und vergleichsweise) große Poren enthalten, die den subjektiven Eindruck bestätigen, daß diese Schweißposition die prinzipiell ungünstigste aller untersuchten Positionen darstellt: der ZW wird entgegen der Schwerkraft in das Schmelzbad eingeleitet, welches wiederum mehr als in allen anderen Lagen einer geöffneten Dampfkapillare entgegenwirkt und damit Gaseinschlüsse wahrscheinlicher werden läßt.

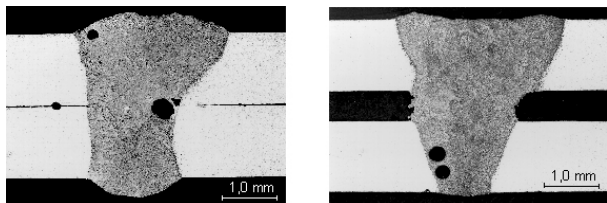


Bild 5-37: Querschliffe fallend geschweißter Blech/Blech-Verbindungen;  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min,  $z = 0$  mm; links: Spaltbreite  $b = 0$  mm, rechts: Spaltbreite  $b = 0,4$  mm.

Bezüglich der Nahtbreite fällt auf, daß

bei  $v_{Dr} = 5$  m/min die Werte bei größerem Spalt teilweise höher liegen als bei Nullspalt. Dieses Verhalten wurde bei den bisherigen Versuchsreihen nicht festgestellt. Grund ist möglicherweise wiederum das von der Arbeitsposition abhängige Fließverhalten der Schmelze.

Bei den nachfolgend dargestellten, steigend durchgeführten Schweißuntersuchungen wurde nicht nur die Schweißrichtung umgekehrt, sondern der komplette Bearbeitungskopf umorientiert, so daß die Drahtzuführung nach wie vor schleppend erfolgte. Bei  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  (Bild 5-38a) werden beide Spaltbreiten lediglich bis zu einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 4 \text{ m/min}$  durchgeschweißt. Im Vergleich zu den bisher durchgeführten Versuchsreihen ist dies der geringste Wert der Laservorschubgeschwindigkeit, bei der noch durchgeschweißt wurde. Bei Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit fallen die Einschweißtiefen ab. Bei  $v_L = 4 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  und einer Spaltbreite von  $b = 0,4 \text{ mm}$  ist das Festigkeitskriterium (Nahtbreite mindestens  $1,15 \text{ mm}$ ) noch erfüllt (Bild 5-38b). Danach sinken die Werte der Nahtbreite auf unter  $1 \text{ mm}$  ab. Bei  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  und  $0,4 \text{ mm}$  Spaltbreite liegt die Nahtbreite bis zu einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $5 \text{ m/min}$  noch über der Einzelblechdicke von  $1,15 \text{ mm}$ . Wie bei der Arbeitsposition „fallend“ nehmen die Nahtbreiten bei  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  mit steigender Spaltbreite zu. Der Grund hierfür, wie auch dafür, daß in dieser Position etwas geringere Einschweißtiefen erreicht werden, resultiert möglicherweise erneut aus der Arbeitsposition bzw. dem mit ihr veränderten Kräfteverhältnis und damit Fließverhalten der Schmelze.

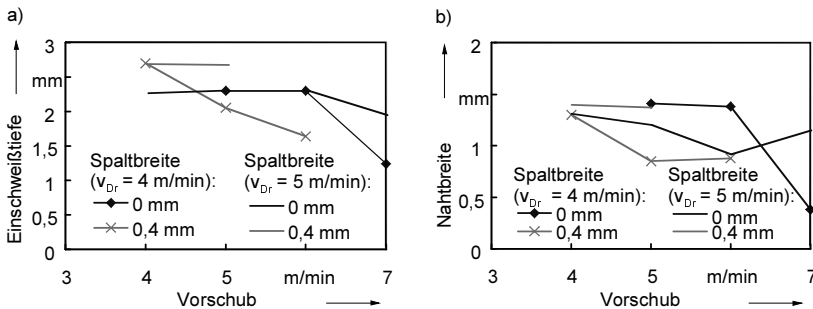


Bild 5-38: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit für Nullspalt und  $b = 0,4 \text{ mm}$  sowie  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$ , Blech/Blech-Verbindung, Position PF.

Bild 5-39a) zeigt die Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit mit variiertem Spalt für Schweißungen, die in waagrechter Position (PG) durchgeführt wurden. Bei  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  ist zu erkennen, daß die Kurven der Spaltbreite  $0 \text{ mm}$  und  $0,4 \text{ mm}$  den gleichen Verlauf haben. Der erzeugte (Zwangs-) Spalt führt hier zu einer Reduzierung der möglichen Vorschubgeschwindigkeit, da die Einschweißtiefe und die Nahtbreite absinken (siehe auch Bild 5-39b)). Durch Erzeugung des Spaltes

sinkt die Nahtbreite um durchschnittlich 0,4 mm ab. Sie liegt bei  $v_L = 5$  m/min und einer Spaltbreite von 0,4 mm mit 1,21 mm noch über der Einzelblechdicke von 1,15 mm. Null- und Maximalspalt lassen sich bei einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von 4 m/min mit  $v_L = 5$  m/min schweißen.

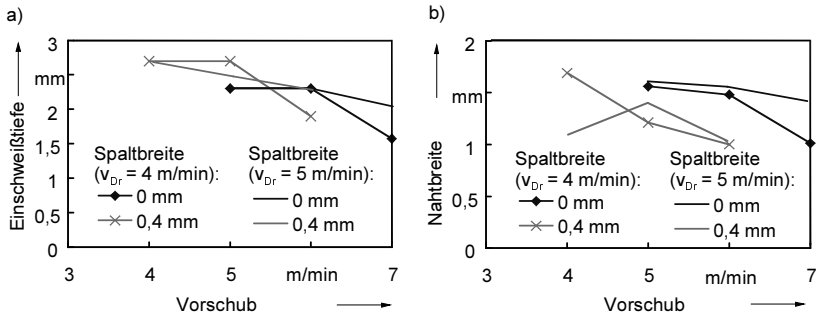


Bild 5-39: a) Einschweißtiefe und b) Nahtbreite als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit für Nullspalt und  $b = 0,4$  mm sowie  $v_{Dr} = 4$  m/min und  $v_{Dr} = 5$  m/min,  $P_L = 3000$  W, Blech/Blech-Verbindung, Position PG.

Eine Erhöhung der Drahtvorschubgeschwindigkeit auf  $v_{Dr} = 5$  m/min bewirkt bei Nullspalt keine wesentlichen Änderungen der Kurvenverläufe von Einschweißtiefe und Nahtbreite. Bei 0,4 mm Spaltbreite beginnt die Einschweißtiefe bereits bei  $v_L \geq 4$  m/min abzusinken. Die Spaltbreiten 0 mm und 0,4 mm können dennoch bei  $v_L = 5$  m/min und  $v_{Dr} =$

5 m/min geschweißt werden. Die Nahtbreiten betragen hier 1,61 mm bzw. 1,47 mm. Bild 5-40 zeigt die entsprechenden Querschliffe.

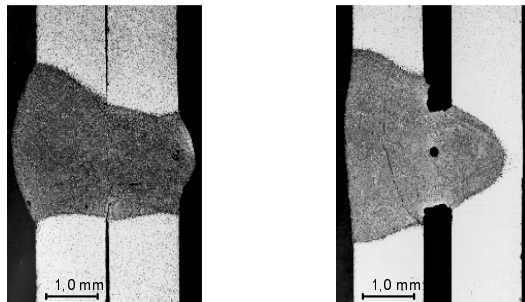


Bild 5-40: Querschliffe waagrecht geschweißter Blech/Blech-Verbindungen,  $v_L = v_{Dr} = 5$  m/min,  $z = 0$  mm; links: Spaltbreite  $b = 0$  mm, rechts: Spaltbreite  $b = 0,4$  mm.

### 5.2.5 Zusammenfassung

In Anbetracht einer geplanten Serienumsetzung stellt sich stets die Frage nach einem „optimalen“ oder „idealen“ Schweißparametersatz. Wie in den vorangegangenen Kapiteln verdeutlicht wurde, kann (und muß) die Angabe eines solchen sinnvoll nur gekoppelt an entsprechend (vordefinierte) Randbedingungen erfolgen. Eine solche Rand- bzw. Rahmenbedingung ist beim Schweißen der spezifizierten I-Naht am Überlappstoß die Spaltbreite. Während dem Laserschweißprozeß prinzipiell ein technischer Nullspalt bzw. ein Minimalspalt entgegen kommt, muß im Hinblick auf einen vertretbaren Konstruktions- und Spanntechnikaufwand ein Toleranzfeld zugelassen werden. So kann unter Verwendung einer Optik mit der Brennweite von  $f = 100 \text{ mm}$  (bei  $z = 0 \text{ mm}$ ) mit einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $5 \leq v_L \leq 6 \text{ m/min}$  und einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  sowohl ein technischer Nullspalt als auch ein Spalt von bis zu maximal  $0,4 \text{ mm}$  geschweißt bzw. überbrückt werden. Ohne die Parameter an die Spaltweite anzupassen (bzw. zu regeln), wird mit dieser Parameterkombination im angegebenen Toleranzfeld dabei gleichzeitig maximale Scherzugfestigkeit erreicht. Für technischen Nullspalt können darüber hinaus Winkelabweichungen der Bearbeitungsoptik bei sonst gleichen Einstellungen je nach Richtung der Auslenkung bis zu maximal  $40^\circ$  toleriert werden. Die Fokussagentoleranz bei Nullspalt beträgt  $-1 \leq 0 \leq +0,6 \text{ mm}$ .

Im Hinblick auf eine bessere Zugänglichkeit und einen besseren Schutz der Optik vor Verschmutzung kann auch auf eine Optik mit der Brennweite  $f = 150 \text{ mm}$  übergegangen werden; bezüglich der erzielbaren Schweißergebnisse ist dies jedoch nicht mit (weiteren) Vorteilen verbunden. Die maximal tolerierbare Spaltweite läßt sich nicht weiter erhöhen. Ein Spalt zwischen  $0$  und  $0,4 \text{ mm}$  ist bei der gleichen Drahtmenge von  $v_{Dr} = 5 \text{ m/min}$  lediglich mit einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 4 \text{ m/min}$  zu überbrücken. Kann ein technischer Nullspalt garantiert werden, kann mit  $v_L = 5 \text{ m/min}$  gearbeitet werden. Auch die tolerierbaren Winkelabweichungen gehen stark zurück, je nach Richtung sind maximal  $20^\circ$  akzeptabel.

Für die längere Brennweite wurde nachgewiesen, daß mit der angegebenen Parameterkombination auch in unterschiedlichsten Zwangslagen stabil und prozeßsicher gearbeitet werden kann, sogar auch dann, wenn ein Spalt von bis zu  $0,4 \text{ mm}$  auftritt. Obwohl diese Versuche nur für die Brennweite von  $f = 150 \text{ mm}$  durchgeführt wurden, kann aus den insgesamt erzielten Ergebnissen gefolgert werden, daß dies sicherlich ebenso auch mit der Optik der Brennweite von  $f = 100 \text{ mm}$  machbar ist. Die Einbrandgeometrie variiert je nach Arbeitsposition. Dies hängt sicherlich einerseits mit dem unterschiedlichen Schwerkrafteinfluß auf die Schmelze und damit auf die Dampfka-

pillare zusammen. Andererseits ist aber auch ein unterschiedliches Einkoppelverhalten vorstellbar, welches daher rühren könnte, daß der Metaldampf jeweils verschieden aus der Dampfkapillare ausströmt oder sich die Schutzgasatmosphäre unterschiedlich aufbaut und der Laserstrahl dadurch möglicherweise unterschiedlich beeinflußt wird.

Weiterhin ist anzumerken, daß die festgelegten Toleranzgrenzen (noch) keine Prozeßgrenzen in dem Sinn darstellen, als daß der Prozeß bei Überschreitung abbricht und dadurch eine Störung im Produktionsablauf entsteht. Für einen Serienbetrieb bedeutet dies, daß streckenweise eine bewußte Verletzung der Toleranzgrenzen (maximaler Spalt, Fokusslage, Einstrahlwinkel) unter Umständen akzeptiert werden kann, solange beispielsweise durch eine „überdimensionierte“ Schweißnahtlänge die Festigkeit nach wie vor gewährleistet ist.

Kann eine kleinere verbleibende Spaltbreite als die angegebenen 0,4 mm über die gesamte Schweißnahtlänge hinweg gewährleistet werden, so sollte die Drahtmenge allein aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten auf das zur Heißrißvermeidung erforderliche Maß reduziert werden. Dies minimiert die Kosten für den ZW, außerdem werden höhere Verfahrensgeschwindigkeiten möglich.

## **6 Ergebnisse zum Schweißen einer I-Naht am Stumpfstoß**

### **6.1 Qualitätskriterien**

Im Gegensatz zum Überlappstoß ist beim Stumpfstoß zur Erzielung der maximal möglichen Festigkeit unbedingt vollständig durchzuschweißen. Je nachdem, ob es sich um naturharte oder aushärtbare Legierungen handelt und welche Legierungsbestandteile im Werkstoff enthalten sind, lassen sich auf Grund des homogenen und scherkraftfreien Kraftverlaufs Zugfestigkeitswerte von 65 - 95 % des Grundwerkstoffs erreichen [14]. Neben dem Anbindequerschnitt beeinflusst die Qualität der Schweißnaht die Festigkeit. Wie bereits im Zusammenhang mit der Überlappnaht erwähnt, sind in [67] sogenannte Unregelmäßigkeiten lasergeschweißter Verbindungen genormt, Rückschlüsse auf die Festigkeit aber explizit ausgeschlossen worden. Während eine gewisse Anzahl an Poren im Automobilbau als unbedenklich gilt, wirken sich Kerben und Risse negativ insbesondere auf die Belastbarkeit dynamisch bzw. schwingend beanspruchter Bauteile aus, was in [151] für Stumpfstoße an Dünnblechverbindungen aus Al nachgewiesen wurde. Somit sind für maximale Festigkeit einer I-Naht am Stumpfstoß neben Rissen insbesondere Nahteinfall und Wurzelrückzug, aber auch Nahtüberhöhung und Nahtdurchhang zu vermeiden oder zumindest zu minimieren.

### **6.2 Toleranzfelder und Prozeßgrenzen**

Eine adäquate Spanntechnik für einen Stumpfstoß zu realisieren, ist im Vergleich zum Überlappstoß deutlich schwieriger. Während über den Betrag der Überlappung beim Überlappstoß ein gewisser Toleranzausgleich bei der Positionierung der Fügepartner erfolgen kann, resultiert aus dem gleichen Fehler beim Stumpfstoß unmittelbar ein Fügespalt. Je nach Lage des Spalts und darüber hinaus je nach Bahngenaugigkeit der Führungsmaschine kann sich zusätzlich ein Strahlversatz ergeben (s. Bild 4-13).

Die Gegebenheiten im Fahrzeuggrobbau lassen keine diskrete Einstellung eines bestimmten „Zustands“ zu. Dementsprechend muß eine serientaugliche Parameterkombination möglichst fehlertolerant sein, sich gleichzeitig aber auch für optimal positionierte Fügepartner eignen. Um einen solch geeigneten Parametersatz herauszufinden wurden zwei Versuchsreihen durchgeführt. In einer ersten Versuchsreihe wurde für unterschiedliche, allerdings jeweils konstante Spaltbreiten die Laser- und Drahtvor-schubgeschwindigkeit variiert. Anschließend erfolgten Untersuchungen, denen zusätz-

lich zum Fügspalt ein seitlicher Strahlversatz überlagert wurde. Dabei wurde die Draht- und Laservorschubgeschwindigkeit konstant beim zuvor ermittelten Optimum gehalten.

Die Bewertung orientiert sich an den oben beschriebenen Qualitätskriterien. Eine im folgenden lediglich als „befriedigend“ eingestufte Verbindung liegt dabei aber immer noch mindestens im Bereich der zweitbesten Bewertungsgruppe der Norm, s. [67].

### 6.2.1 Spaltbreite

Bild 6-1 gibt eine qualitative Beurteilung der mit unterschiedlichen Draht- bzw. Laservorschubgeschwindigkeiten geschweißten Stumpfstöße wieder. Liegen die Fügepartner direkt aneinander (Spaltbreite  $b = 0$  mm), so sind mehrere Geschwindigkeitskombinationen von Laser- und Drahtvorschub möglich, bei denen sehr gute bis befriedigende Nahtqualitäten erzielt werden können (s. Bild 6-1 a). Bei einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von  $v_{Dr} = 3$  m/min, welche zu Heißrißvermeidung keinesfalls unterschritten werden sollte, ist ein gutes Schweißergebnis bei einer Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 8,0$  m/min erreichbar. Weitere favorisierte Parameterkombinationen von Vorschub- und Drahtvorschubgeschwindigkeit für Stumpfstoßschweißungen akzeptabler Güte sind  $v_L = 6,5$  m/min/  $v_{Dr} = 4$  m/min,  $v_L = 5,0$  m/min/  $v_{Dr} = 5,0$  m/min und  $v_L = 4,0$  m/min/  $v_{Dr} = 7,0$  m/min. Hierbei wird deutlich, daß mit einer bestimmtem Streckenenergie auch nur ein begrenztes Schweißnahtvolumen erzeugt werden kann. Je mehr ZW aufgeschmolzen werden soll bzw. muß, desto mehr Energie ist erforderlich. Dementsprechend ist die Vorschubgeschwindigkeit zu reduzieren, um dennoch bis zur Wurzel durchschweißen und damit eine qualitativ hochwertige Naht erzeugen zu können.

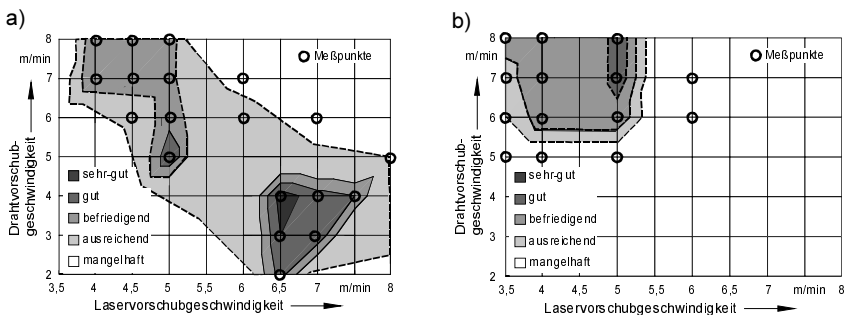


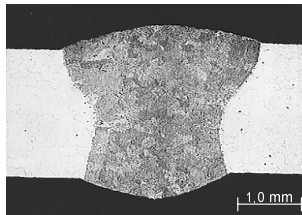
Bild 6-1: Qualitative Schweißnahtbeurteilung mit unterschiedlichen Vorschub- und Drahtvorschubgeschwindigkeiten geschweißter Stumpfstöße: a) Spaltbreite  $b = 0,0$  mm und b) Spaltbreite  $b = 0,4$  mm.

nen. Andererseits ist bei geringen Drahtförderraten die Verfahrensgeschwindigkeit ausreichend hoch zu wählen, um ein Durchhängen der Naht zu vermeiden.

In Bild 6-1 b sind Schweißnähte eingestuft, bei denen die Fügepartner mit einem Spalt von  $b = 0,4 \text{ mm}$  angeordnet waren. Die Bildung der Schnittmenge der in Bild 6-1 a und b als geeignet charakterisierten Nähte zeigt, daß lediglich bei der Kombination einer Laservorschubgeschwindigkeit zwischen  $v_L = 4$  und  $5 \text{ m/min}$  und Drahtvorschubgeschwindigkeiten zwischen  $v_{Dr} = 7$  und  $8 \text{ m/min}$  sowohl bei Nullspalt als auch bei einem  $0,4 \text{ mm}$  breiten Spalt befriedigende Schweißergebnisse zu erwarten sind. Ist es möglich innerhalb der gesamten Prozeßkette einen Spalt von  $b \leq 0,4 \text{ mm}$  über die gesamte Schweißnahtlänge zu garantieren, so stellt die Kombination  $v_L = 5 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 7 \text{ m/min}$

die wirtschaftlichste Möglichkeit dar, die Fügeoperation durchzuführen. In Bild 6-2 sind die entsprechenden Querschliffe dargestellt.

a) Spaltbreite 0,0 mm



b) Spaltbreite 0,4 mm

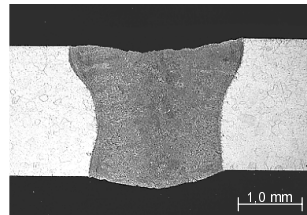


Bild 6-2: Querschliffaufnahmen von Stumpfstoßschweißnähten bei zwei verschiedenen Spaltbreiten;  $v_L = 5,0 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 7,0 \text{ m/min}$ ,  $P_L = 3 \text{ kW}$ .

Mit einer auf  $v_{Dr} = 8 \text{ m/min}$  erhöhten Zusatzwerkstoffzufuhr lassen sich noch größere Spaltbreiten überbrücken (s. Bild 6-3). Der beginnende Nahteneinfall ab einer Spaltbreite von  $b = 0,6 \text{ mm}$  markiert jedoch die Obergrenze des tolerierbaren Fügespalts. In Bild 6-3 d ist dies anhand der Querschliffaufnahme einer Stumpfstoßschweißung mit  $0,8 \text{ mm}$  breitem Spalt deutlich zu sehen. Größere Distanzen bedingen zwar zunächst noch keinen Prozeßabbruch, sind aber nicht mehr ohne erheblichen Nahteneinfall überbrückbar. Auch eine Steigerung der Zusatzdrahtmenge bringt (selbst in Verbindung mit einer reduzierten Verfahrensgeschwindigkeit) diesbezüglich keine Verbesserung.

In Bild 6-4 ist die Nahtüberhöhung und der Nahtdurchhang in Abhängigkeit von der Spaltbreite aufgetragen. Sowohl die Überhöhung als auch der Durchhang nehmen mit wachsendem Spalt ab, da der Drahtwerkstoff zunehmend für die Spaltüberbrückung bzw. -auffüllung benötigt wird. Lediglich der sehr geringe Nahtdurchhang bei der



Schweißung mit Nullspalt stellt hier eine Ausnahme dar, da hier bei diesem Parametersatz eine Durchschweißung nur knapp erreicht wird.

Negative Nahtüberhöhung, d. h. Nahteinfall (= „Nahtunterwölbung“) und damit eine Schwächung des tragenden Nahtquer-

schnitts, tritt unter Verwendung der Parameter  $v_L = 5 \text{ m/min}$  und  $v_{Dr} = 8 \text{ m/min}$  erst ab Spaltbreiten  $b > 0,6 \text{ mm}$  auf, wie anhand des Querschliffs bereits verdeutlicht wurde. Dabei liegt die in Bild 6-3 d dargestellte Schweißnaht mit einer Spaltbreite von  $0,8 \text{ mm}$  und einer Nahtunterwölbung von  $0,3 \text{ mm}$  mit einer Eingruppierung in die Bewertungsgruppe D „niedrig“ immer noch innerhalb der Norm [67].

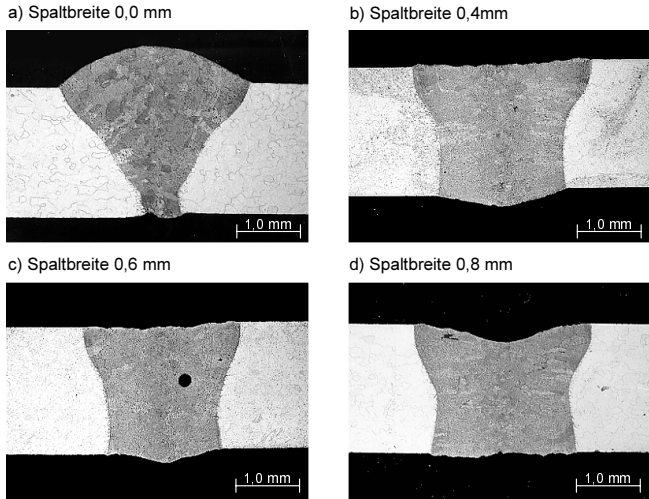


Bild 6-3: Querschliffaufnahmen von Stumpfstoßschweißnähten unterschiedlicher Spaltbreiten;  $v_L = 5,0 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 8,0 \text{ m/min}$ ,  $P_L = 3 \text{ kW}$ .

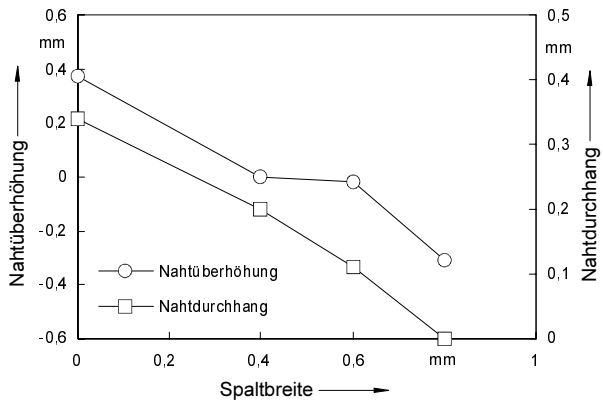


Bild 6-4: Nahtüberhöhung und Nahtdurchhang in Abhängigkeit von der Spaltbreite;  $v_L = 8,0 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 5,0 \text{ m/min}$ .

### 6.2.1.1 Risse und Poren

Im Verlauf der Spaltvariation konnten keine Auswirkungen der Spaltbreite  $b$  auf die Rißbildung festgestellt werden. Bei den Proben im angegebenen Parameterfeld wurden keinerlei Risse festgestellt. Neben der Verwendung des hochlegierten Zusatzwerkstoffs sorgt die günstige Stoßart der Bleche für eine schnelle, direkte und gleichmäßige Wärmeabfuhr und gewährleistet damit ein geringes Rißrisiko.

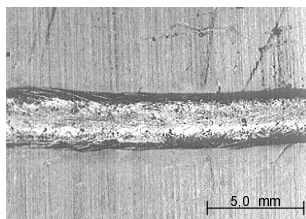
Durch die Ausgasungsmöglichkeit nach oben und unten ist ein (durchgeschweißter) Stumpfstoß im Vergleich zu einer Überlappnaht in bezug auf mögliche Gaseinschlüsse prinzipiell weniger gefährdet. Einzelne Prozeßporen mit einem Durchmesser größer als 0,1 mm traten lediglich bei Spaltbreiten von  $b \geq 0,6$  mm auf (siehe z. B. Bild 6-3c). Dieses Verhalten ist auf die mit zunehmendem Spalt unruhiger werdende Schmelzbadbewegung zurückzuführen. Ferner erhöht sich mit steigendem Spaltvolumen die Wahrscheinlichkeit von Luftblaseneinschlüssen in der Naht.

### 6.2.1.2 Oberraupenqualität

Bild 6-5 zeigt Oberraupen bei Nullspalt bzw. bei einem Fügespalt von  $b = 0,4$  mm. Die Qualität der Oberraupen ist durchweg gut. In beiden Fällen waren weder Schmelzbadauswürfe, Spritzer noch Schmauchspuren festzustellen. Die gleichmäßigen Oberflächen-

strukturen der Schweißnähte lassen auf einen stabilen Prozeß mit sicheren Einkoppelvorgang des Laserstrahls in den Werkstoff schließen.

a) Spaltbreite 0,0 mm



b) Spaltbreite 0,4 mm

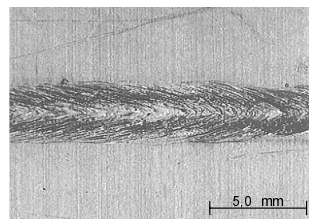


Bild 6-5: Oberraupenaufnahmen bei zwei verschiedenen Spaltbreiten;  $v_L = 5,0$  m/min,  $v_{Dr} = 8,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW.

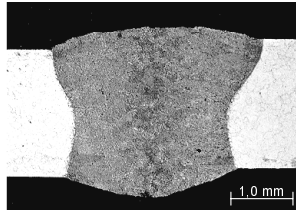
### 6.2.1.3 Seitlicher Strahlversatz

Bild 6-6 zeigt die Ergebnisse der Versuche zur Ermittlung des maximal tolerierbaren seitlichen Strahlversatzes bei Nullspaltschweißungen. Sämtliche Schweißungen wurden mit einer Laservorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 4$  m/min und der zugehörigen

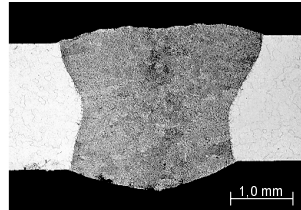
Drahtfördergeschwindigkeit  $v_{Dr} = 7,0$  m/min durchgeführt, dem Parametersatz, der das größte Toleranzfeld erwarten ließ. Aus den Querschliffen ist zu erkennen, daß bis zu einem Versatz von 0,6 mm beide Bleche noch gut miteinander verschweißt werden können. Bei 0,8 mm ist jedoch die Obergrenze des zulässigen seitlichen Strahlversatzes erreicht, wie in der entsprechenden Aufnahme in Bild 6-6 d zu sehen ist. Die entstehende Schmelzbadbreite ist in diesem Fall für eine vollständige Verbindung der Fügepartner nicht

ausreichend. Lediglich die obere Kante des strahl-abgewandten Blechs ist noch teilweise aufgeschmolzen. Ferner tritt dort zum ersten Mal eine Prozeßporenbildung auf. Alle anderen Schweißnähte mit geringerem Strahlversatz sind hingegen von sehr guter Qualität.

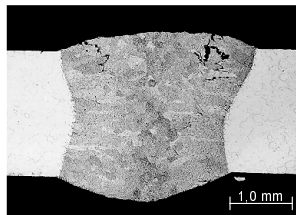
a) Strahlversatz 0,2 mm



b) Strahlversatz 0,4 mm



c) Strahlversatz 0,6 mm



d) Strahlversatz 0,8 mm

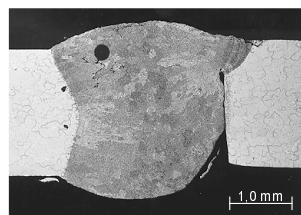


Bild 6-6: Querschliffaufnahmen von Stumpfstoßschweißnähten bei Nullspalt und variiertem seitlichen Strahlversatz;  $v_L = 4,0$  m/min,  $v_{Dr} = 7,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW.

Im ungünstigsten Fall treten resultierend aus Gründen wie Bauteilungenauigkeiten, Fehlpositionierung und Bahnungenauigkeiten der Führungsmaschine Fügspalt und Strahlversatz gleichzeitig auf. Aus Bild 6-7 sind dementsprechend die Verhältnisse bei gleichzeitigem Auftreten eines 0,6 mm breiten Fügspalts und steigendem seitlichem Strahlversatz zu entnehmen. Wie bei den entsprechenden Nullspaltschweißungen liegt auch hier der höchste zulässige Wert für den Versatz bei 0,6 mm. Bei größeren seitlichen Abweichungen ist mit einer unvollständigen Schweißverbindung zu rechnen, siehe Bild 6-7 d.

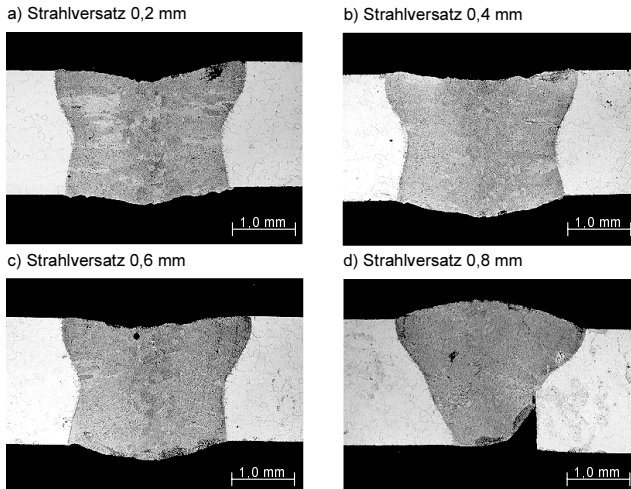


Bild 6-7: Querschliffaufnahmen von Stumpfstoßschweißnähten bei 0,6 mm Spaltbreite und variiertem Strahlversatz;  $v_L = 4,0$  m/min,  $v_{Dr} = 7,0$  m/min,  $P_L = 3$  kW.

### 6.2.2 Zusammenfassung

Zusammenfassend läßt sich festhalten, daß bei Stumpfstoßschweißungen an Profilwerkstoff (C210) der Wanddicke 2,0 mm mit einer Laservorschubgeschwindigkeit  $v_L = 4$  m/min und einer Drahtvorschubgeschwindigkeit  $v_{Dr} = 7$  m/min Spalte von bis zu 0,6 mm bei gleichzeitigem Auftreten eines seitlichen Strahlversatzes von ebenfalls bis zu 0,6 mm mit guter Schweißnahtqualität überbrückt werden können. Bezüglich der Riß- und Porenbildung änderten sich die Verhältnisse gegenüber den Nullspaltschweißungen nicht und auch die Oberraupenqualität entspricht den positiven Ergebnissen der Nullspaltschweißungen.

Nicht unerwähnt bleiben soll, daß je nach Art der innerhalb der Produktion angewandten Spanntechnik und der verfügbaren Bauteilgenauigkeit neben den variierten Störgrößen Spalt und Strahlversatz unter Umständen eventuell eine weitere in Form eines Höhen- bzw. Kantenversatzes der Bleche zu berücksichtigen ist, welche sich zusätzlich auf die Fokuslage und sicherlich auch auf die Spaltüberbrückbarkeit auswirkt.

## **7 Weiterführende Entwicklungen**

Im ständigen Bestreben, den Schweißprozeß noch effizienter, stabiler und flexibler zu gestalten oder je nach Anforderung (noch) größere Toleranzfelder gewährleisten zu können, wurden weiterführende Entwicklungen durchgeführt und zusätzliche Untersuchungen angestellt. Diese beziehen sich einerseits auf eine Modifizierung der Zusatzwerkstoffzufuhr und andererseits auf die Erprobung höherer verfügbarer Laserleistung.

Um unterschiedliche Phänomene im Prozeßablauf und in der Wechselwirkung zwischen Laserstrahl, Werkstoff und ZW beobachten zu können und gleichzeitig die Stabilität des Prozesses beurteilen zu können, wurden zusätzlich zu den metallografischen Auswertungen Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen gemacht.

### **7.1 Modifizierung der Zusatzwerkstoffzuführung**

Im Gegensatz zum MIG oder MAG Schweißen ist Laserstrahlschweißen auf Grund der vollkommen anderen Art der Energiezuführung auch ohne die Verwendung von ZW möglich. Wird jedoch ZW verwendet, so beeinflusst dieser (zusätzlich zu seiner metallurgischen Wirkung) den Prozeß in unterschiedlicher Weise. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde bereits an mehreren Stellen darauf hingewiesen, daß beispielsweise ein deutlicher Unterschied in der Art der Energieeinkopplung und auch der Prozeßstabilität besteht, je nachdem ob der Zusatzdraht schleppend oder stechend zugeführt wurde. Angeregt durch dieses Wissen, motiviert durch die oben geschilderten Bestrebungen und aufgrund der Tatsache, daß bestimmte Applikationen eine deutlich verbesserte Spaltüberbrückbarkeit erfordern, wurden im Rahmen dieser Arbeit sowohl die Anordnung als auch die Anzahl des Zusatzdrahts variiert. Darüber hinaus wurden ein Drahtdurchmesser von 1,2 mm getestet und vergleichend Stichprobenuntersuchungen mit pulverförmigem ZW durchgeführt.

#### **7.1.1 Variation der Anzahl und Anordnung des Zusatzdrahts**

Die folgenden Unterkapitel werden aufzeigen, daß zusätzlich zu den bekannten Drahtpositionen „schleppend“ und „stechend“ durchaus weitere realisierbar sind. Jede beeinflusst den Prozeß in unterschiedlicher Weise und hat eigene Vor- und Nachteile. Das unterschiedliche Verhalten bezüglich der Energieeinkopplung wurde anhand von Blindschweißungen in 5 mm dickes AlMgSi1 (AA6009) mit Hilfe von Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen beobachtet (Versuchsanordnung s. Bild 7-1) und mittels Querschliffen überprüft und quantifiziert. Die Werte der Einschweißtiefe, Nahtbreite

an der Werkstückoberfläche sowie der Schweißnahtfläche wurden dabei als Maß für die Beurteilung der Prozesseffizienz gewertet. Unter Annahme eines ähnlichen Wärmeleitungsverhalten ist es legitim daraus Rückschlüsse auf die Energieeinkopplung zu ziehen. Die Spaltüberbrückbarkeit wurde am bekannten Überlappstoß untersucht. Aussagen zur Prozesssicherheit bzw. -stabilität ermöglichen neben der Auswertung der Qualität der Oberrauten und der Querschlitze ebenfalls die Videoaufnahmen.

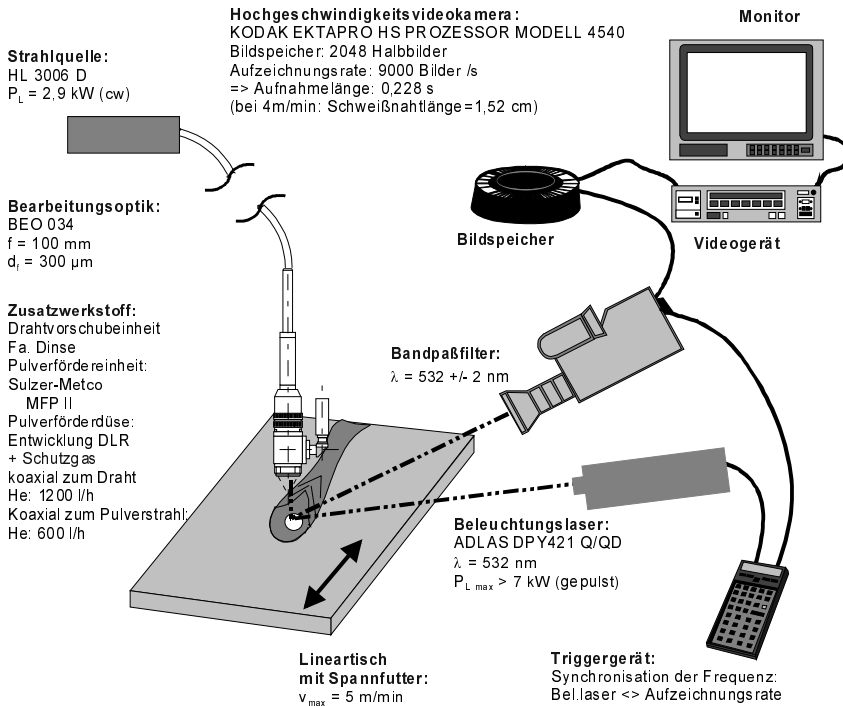


Bild 7-1: Bei der Durchführung der Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen eingesetzter Versuchsaufbau einschließlich technischer Daten.

Bereits in Kapitel 4.5 wurde auf die schleppende und stechende Drahtzuführung eingegangen; die im jetzigen Zusammenhang wichtigsten Aspekte werden im folgenden nochmals kurz wiederholt: Die resultierende Relativgeschwindigkeit zum Werkstück ist bei der schleppenden Anordnung vergleichsweise geringer. Der Draht muß allerdings direkt vom Laserstrahl aufgeschmolzen werden, weshalb nicht die gesamte Strahlungsleistung für die Ausbildung der Dampfkapillare zur Verfügung steht. Darüber hinaus muß das gesamte Zusatzmaterial um die Dampfkapillare herum strömen,

was die Schmelzbaddynamik beeinflusst. Bei der stechenden Anordnung kann zum Aufschmelzen des Zusatzdrahtes die Restwärme des Schmelzbades genutzt werden, weshalb quasi die gesamte eingestrahlte Energie dem eigentlichen Schweißprozeß – nämlich Ausbildung der Dampfkapillaren – zur Verfügung steht.

Bei Verwendung von zwei Zusatzdrähten („Mehrdrahttechnik“), kann die Fördergeschwindigkeit halbiert werden, ohne die zugeführte Drahtmasse zu reduzieren; damit halbiert sich auch die Relativgeschwindigkeit zum Laserstrahl (die zum Werkstück verhält sich je nach Anordnung unterschiedlich). Die in Bild 7-2 dargestellten Hochgeschwindigkeitsaufnahmen des Drahtabschmelzverhaltens geben einen ersten Ein-

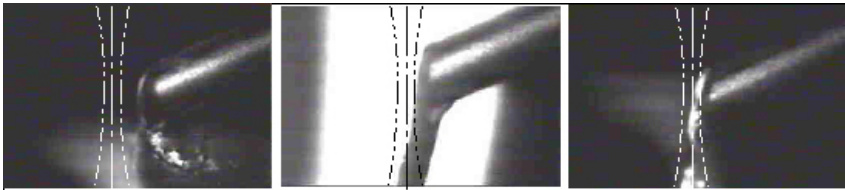


Bild 7-2: Wechselwirkung Laserstrahl-Zusatzwerkstoff: Mit steigender Drahtvorschubgeschwindigkeit wandert die Abschmelzfront näher an den Laserstrahl (schematisch dargestellt durch die gestrichelten Linien);  $d_{Dr} = 1,0 \text{ mm}$ ,  $d_r = 300 \text{ }\mu\text{m}$ ,  $P_L = 2,9 \text{ kW}$ ; links:  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$ , Mitte:  $v_{Dr} = 6 \text{ m/min}$ , rechts:  $v_{Dr} = 8 \text{ m/min}$ .

druck von der Wechselwirkung Laserstrahl-Zusatzdraht. Bereits diese Bilder lassen eine Beeinflussung des Laserstrahls und auch der Dampfkapillare (bei hohen Drahtvorschubgeschwindigkeiten) vermuten, die sich möglicherweise sowohl auf die Energieeinkopplung und auch die Schmelzbaddynamik auswirken. Wird darüber hinaus mehr als ein Zusatzdraht aus unterschiedlichen Richtungen der Wechselwirkungszone zugeführt (s. Bild 7-3), so ist eine vielschichtige, in der Wirkung variierende Beeinflussung des Prozesses zu erwarten.

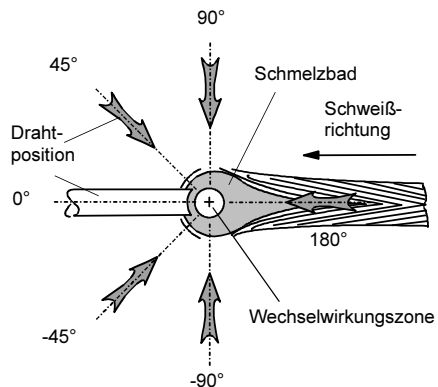


Bild 7-3: Schematische Darstellung unterschiedlicher Drahtpositionen. Zur Vereinfachung werden zur Zuordnung der einzelnen Positionen Winkelangaben verwendet.

Um die entsprechenden Effekte genauer zu erkunden, wurden mehrere ausgewählte Drahtpositionen untersucht und die bisher eingesetzten Bearbeitungsköpfe entsprechend angepaßt (s. Bild 7-4 und Bild 7-5). Die Drähte wurden unter einem Winkel von  $35^\circ$  zur Horizontalen zugeführt. Verwendet wurde AlSi12, nahezu ausschließlich mit einem Durchmesser von 1,0 mm. Im folgenden werden die Drahtpositionen, wie in Bild 7-3 dargestellt, mit Hilfe des Winkels beschrieben, den sie zusammen mit der Schweißrichtung bilden.

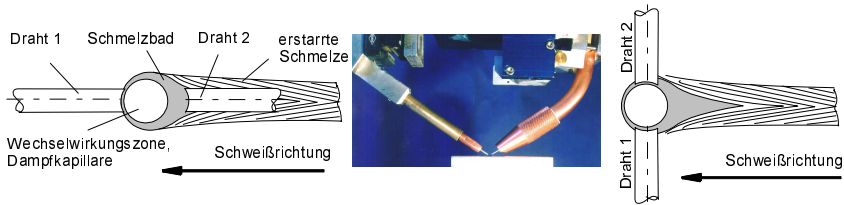


Bild 7-4: Laserstrahlschweißen mit zwei Zusatzdrähten, parallel („0°/180°“, links) und senkrecht („± 90°“, rechts) zur Vorschubrichtung. Mitte: Bearbeitungskopf.

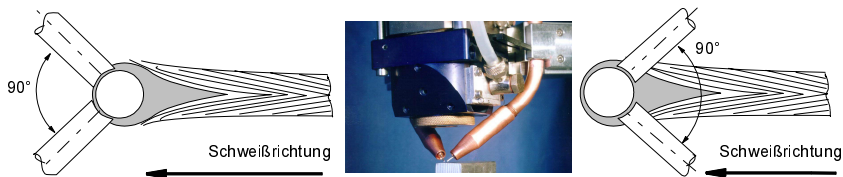


Bild 7-5: Laserstrahlschweißen mit zwei Zusatzdrähten in „V-Anordnung“, schleppend („± 45°“, links) und stechend („± 135°“, rechts) zur Vorschubrichtung. Mitte: Bearbeitungskopf.

#### 7.1.1.1 Auswirkung auf die Schweißnahtqualität, Energieeinkopplung, Prozeßeffizienz und Schmelzbaddynamik

Die Auswirkungen auf die Energieeinkopplung wurden bei einer Laserleistung von  $P_L = 2,9 \text{ kW}$  und einer Fokusslage auf der Werkstückoberfläche untersucht. Die Schweißgeschwindigkeit betrug  $v_L = 4 \text{ m/min}$ . Zusatzdraht wurde mit einer Geschwindigkeit von  $v_{Dr} = 8 \text{ m/min}$  zugeführt bzw. mit einer Drahtvorschubgeschwindigkeit von jeweils  $v_{Dr1/2} = 4 \text{ m/min}$  bei Verwendung von zwei Drähten, um ein konstantes Zusatzwerkstoffvolumen zuzuführen. Dies ist für die vorgestellte Blindschweißung und



das entsprechend aufgeschmolzene Grundwerkstoffvolumen ein relativ hoher Wert, wesentlich mehr als beispielsweise zur Vermeidung von Heißrissen erforderlich wäre. Im Hinblick auf das Schweißen von Überlappstößen und die Überbrückung eines möglichst großen Spalts ist der Betrag nicht zu hoch. Abgesehen davon wurde die hohe Drahtvorschubgeschwindigkeit bewußt gewählt, um die einzelnen Auswirkungen der unterschiedlichen Drahtpositionen möglichst deutlich aufzuzeigen. Die metallographische Auswertung erfolgte an drei Querschliffen, wobei der Mittelwert für die Bewertung herangezogen wurde.

In Bild 7-6 bis Bild 7-10 sind die Schweißergebnisse der unterschiedlichen Drahtpositionen dargestellt. Unter Verwendung eines einzigen Zusatzdrahtes in schleppender Anordnung wird eine sehr gleichmäßige Oberrauenqualität mit kaum erkennbarer Schuppung und nahezu ohne Einbrandkerben erzielt (s. Bild 7-6). Bei stechender Drahtzuführung ist eine leichte Verschlechterung in der Qualität der Oberraupe erkennbar (s. Bild 7-7). Es treten kleine Einbrandkerben auf und die Nahtüberhöhung variiert im Bereich von bis zu 0,3 mm.

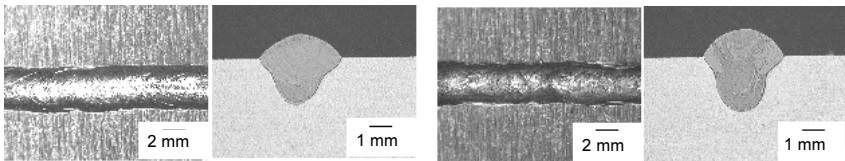


Bild 7-6: Drahtposition „0°“, Oberraupe (links) und Querschliff (rechts).

Bild 7-7: Drahtposition „180°“, Oberraupe (links) und Querschliff (rechts).

Die Experimente mit zwei Zusatzdrähten zeigen je nach Anordnung ebenfalls unterschiedliche Ergebnisse. Die Drahtposition „0°/180°“ (Bild 7-8) und die Position „± 45°“ (Bild 7-9) führen zu einer geringfügig schlechteren Nahtqualität mit leichter Schuppung und kleinen Einbrandkerben. Außerdem sind in den Querschliffen kleine Poren zu erkennen.

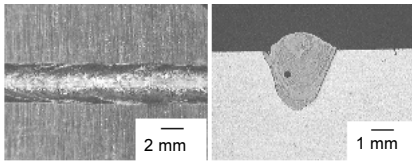


Bild 7-8: Drahtposition „0°/180°“, Ober-  
raupe (links) und Querschliff  
(rechts).

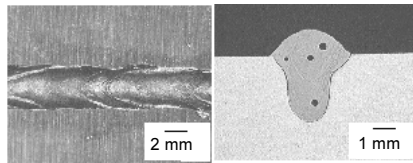


Bild 7-9: Drahtposition „± 45°“, Ober-  
raupe (links) und Querschliff  
(rechts).

Die Drahtposition, bei der die Zusatz-  
drähte jeweils senkrecht zur Schweiß-  
naht zugeführt werden („± 90°“, Bild 7-  
10), resultiert in der besten Qualität.  
Die Oberraupe ist äußerst gleichmäßig  
und sehr glatt. Es ist nahezu keine  
Schuppung erkennbar und im Quer-  
schliff zeigen sich weder Kerben noch  
Poren.

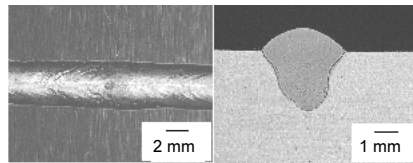


Bild 7-10: Drahtposition „± 90°“, Ober-  
raupe (links) und Querschliff  
(rechts).

Hinsichtlich der Energieeinkopplung bzw. der Prozesseffizienz verhalten sich die fünf  
verschiedenen Drahtpositionen noch unterschiedlicher als erwartet. Während sich die  
Nahtbreite (gemessen an der Werkstückoberfläche) aller Anordnungen bei Werten  
zwischen 2,5 mm und 2,7 mm nahezu konstant verhält, ändert sich die Nahtgeometrie  
deutlich und die erzielten Einschweiß-tiefen variieren beträchtlich. Dies ist in den in  
Bild 7-6 bis Bild 7-10 dargestellten Querschliffen zu erkennen und zusätzlich in Bild  
7-11 quantifiziert. Der schleppend zugeführte Draht führt zur geringsten Einschweiß-  
tiefe. Diese ist bei der stechenden Zuführung wesentlich größer. Am deutlichsten aus-  
geprägt ist die Steigerung in der erzielbaren Einschweiß-tiefe bei allen Proben, die unter  
Verwendung von zwei Zusatzdrähten geschweißt wurden. Die Differenz zwischen dem  
kleinsten („0°“) und dem höchsten Wert (± 90°) beträgt knapp 1 mm, was einer Steige-  
rung von ungefähr 65 % entspricht.

Der einzeln, schleppend zugeführte Draht scheint den Laserstrahl zu „schwächen“ und  
den Prozeß bzw. die Dampfkapillare oder das Schmelzbad derart zu beeinflussen, daß  
nur ein geringerer Anteil der Energie in Einschweiß-tiefe umgesetzt werden kann. Bei  
der stechenden Anordnung bleibt der eindringende Laserstrahl vom Draht unbeeinflußt

und wird allein von der Energie des heißen Schmelzbades aufgeschmolzen. Bei Verwendung eines zweiten Drahtes wird ebenfalls mehr Energie absorbiert bzw. in eine größere Einschweißtiefe und mehr Schweißnahtfläche umgesetzt (Bild 7-12).

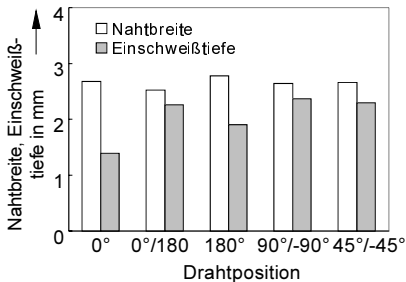


Bild 7-11: Resultierende Einschweißtiefe und Nahtbreite für unterschiedliche Drahtpositionen.

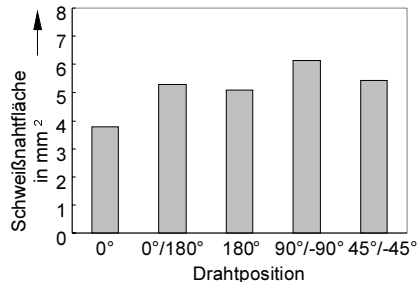


Bild 7-12: Resultierende Schweißnahtfläche für unterschiedliche Drahtpositionen.

Je nach Anordnung der Zweidrahttechnik kommen als Ursache unterschiedliche Dinge in Frage: Durch die reduzierte Fördergeschwindigkeit hat der Draht geringere Auswirkungen auf die Dampfkapillare, nur ein geringerer Anteil muß vom Laserstrahl direkt aufgeschmolzen werden und weniger Material muß vollständig um die Dampfkapillare herum abfließen. Die Strömungsverhältnisse innerhalb des Schmelzbades ändern sich ebenfalls, je nachdem aus welcher Richtung und mit welcher Geschwindigkeit der ZW zugeführt wird – bei den gewählten Einstellungen existiert im übrigen bei der Position „ $\pm 45^\circ$ “ im Gegensatz zu allen anderen Positionen beispielsweise nahezu keine Relativbewegung zwischen Werkstück (Schmelzbad) und ZW. Darüber hinaus ist auch ein Einfluß des (kalten bzw. unterschiedlich vorgewärmten) Zusatzwerkstoffs auf die Oberflächenspannung und dadurch wiederum auf die Strömungsverhältnisse denkbar. Vorstellbar ist auch, daß sich die Dampfkapillare durch die umliegende Schmelze bzw. den ZW sozusagen „künstlich“ in Richtung Laserstrahl verlängert und dadurch – unter Einbeziehung des Modells der Vielfachreflexion und Fresnel Absorption [15] – mehr Energie für den Tiefschweißprozeß genutzt werden kann. In diesem Zusammenhang sind Ergebnisse interessant, welche in [152] unter vergleichbaren Randbedingungen ermittelt wurden. Dort zeigt sich, daß die bei der schleppenden Anordnung gemessene aufgeschmolzene Fläche des Querschliffs immer noch geringfügig größer ist als die des Einbrandes, der sich bei entsprechenden Versuchen ohne jegliche Zufuhr von ZW ergibt. Dies bedeutet, daß der Prozeßwirkungsgrad beim Laserstrahlschweißen mit ZW zumindest bei den vorliegenden Einstellungen vergleichsweise höher ist, da mehr der

aufgewendeten Energie in Querschnittsfläche umgewandelt werden konnte. In [153, 154] wird diesbezüglich – allerdings nur unter Verwendung eines einzelnen Zusatzdrahtes – von einer unterschiedlichen Ausnutzung der sonst für den Prozeß „verlorenen“ Streustrahlung berichtet.

Die Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen bestätigen, daß der ZW bei Verwendung lediglich eines Drahts in schleppender Anordnung vorwiegend vom Laserstrahl direkt aufgeschmolzen wird, diesen möglicherweise sogar anteilig „abschattet“ und mit der Dampfkapillare sozusagen in direkter Wechselwirkung steht (Bild 7-13, links). Dies ist beispielsweise bereits bei der Anordnung „ $\pm 45^\circ$ “ nicht mehr in diesem Maße der Fall, da die Abschmelzfront des Drahtes durch die geringere Fördergeschwindigkeit deutlich (vom Laserstrahl her betrachtet) zurückversetzt ist. Außerdem muß das Drahtvolumen nicht mehr komplett um die Kapillare herumfließen (Bild 7-13, rechts).

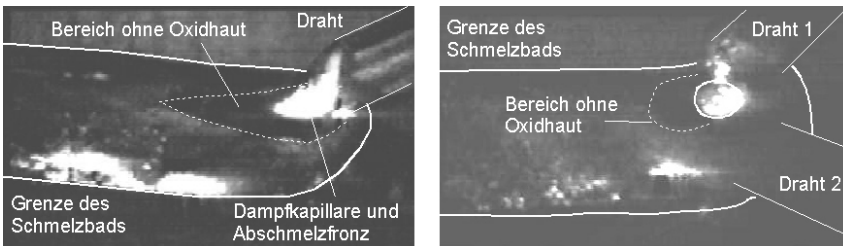


Bild 7-13: Ausschnitt aus den Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen des Laserschweißprozesses mit ZW,  $v_L = 5$  m/min. Links: Eindrahtanordnung, Position „ $0^\circ$ “,  $v_{Dr} = 8$  m/min; rechts: Zweidrahtanordnung, Position „ $\pm 45^\circ$ “,  $v_{Dr1/2} = 8$  m/min.

Auffallend bei der Beobachtung der Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen ist, daß beispielsweise ein „ruhiger“ Prozeß bzw. eine geringe Schmelzbaddynamik in Verbindung mit einem stabilen Verhalten der Dampfkapillare in der Regel zu einer guten Oberräumenqualität führt, umgekehrt daraus aber nicht zwangsläufig auf eine geringe Anzahl an Auswürfen oder Poren geschlossen werden kann! Während mit der Anordnung „ $\pm 90^\circ$ “ beispielsweise eine sehr gute Oberräumenqualität erreicht wird, neigt diese Position tendenziell am ehesten zu Auswürfen. Die Position „ $\pm 45^\circ$ “ schneidet bei etwas verminderter Oberräumenqualität diesbezüglich dagegen am besten ab. Diese Beobachtungen stützen die Aussage, wonach die Ursache der Auswürfe, zumindest aber deren Entstehung, in der Tiefe der Dampfkapillare zu suchen ist [96, 155]. Sehr detailliert sind weitere Beobachtungen hinsichtlich Aspekten wie Schmelzbaddynamik,

Stabilität der Dampfkapillare, Prozeßaussetzer (Schmelzbadauswürfe) und Spritzer in [152] festgehalten.

### 7.1.1.2 Verbesserung der Spaltüberbrückbarkeit

Die unterschiedlichen Drahtpositionen beeinflussen nicht nur die Energieeinkopplung und die Schmelzbaddynamik, sondern auch die Spaltüberbrückbarkeit. Dies zeigen die im folgenden präsentierten Untersuchungen, welche ebenfalls an der in Kapitel 4.6.2.1 vorgestellten Überlappverbindung bei einer Laserleistung von 2,9 kW durchgeführt wurden. Die Schweißgeschwindigkeit und auch die Drahtvorschubgeschwindigkeit wurden dabei für jede Anordnung variiert und hinsichtlich optimaler Ergebnisse angepaßt; eine Fokusslage von bis zu 0,8 mm im Werkstück hat sich bei den Versuchen zur Überbrückung zunehmend großer Spaltweiten als vorteilhaft herausgestellt [138].

Mit der Zuführung eines einzelnen Drahtes bei einem Durchmesser von 1,0 mm, angeordnet in schleppender Position, kann prozeßsicher lediglich ein Fügespalt von 0,4 mm überbrückt werden, wie in Kapitel 5 bereits ausführlich dargestellt wurde. Mit der Zweidrahttechnik in der Anordnung „0°/180°“ kann bei  $v_L = 4,0$  m/min und  $v_{Dr1/2} = 6$  m/min ein Spalt bis zum Betrag der Einzelblechdicke von 1,15 mm überbrückt werden (s. Bild 7-14). Mit der gleichen Einstellung kann auch bei Nullspalt gearbeitet werden. Es resultiert zwar eine deutliche Nahtüberhöhung und auch ein Nahtdurchhang, der Prozeß bricht jedoch nicht ab [156]. Sobald entlang der Schweißnaht eine definierte Spaltweite nicht garantiert werden kann, ist dies z. B. für eine Serienproduktion von großer Bedeutung. Mit den Drahtpositionen „± 45°“ (Bild 7-15) und „± 90°“ (Bild 7-16) läßt sich noch ein Spalt von 1 mm überbrücken, mit letzterer allerdings nur mit einer maximalen Vorschubgeschwindigkeit von  $v_L = 3$  m/min. Für jede Anordnung ist die Nahtbreite deutlich größer als die Einzelblechdicke und die Bleche sind nicht durch einen Nahteinfall geschwächt, weshalb nach dem beschriebenen Kriterium von einer maximal erreichbaren Festigkeit ausgegangen werden kann. Allerdings zeigt jede einzelne Drahtanordnung hinsichtlich der Art der Spaltfüllung und der Nahtausformung deutliche, charakteristische Unterschiede, welche sich ihrerseits unterschiedlich auf das statische und dynamische Festigkeitsverhalten

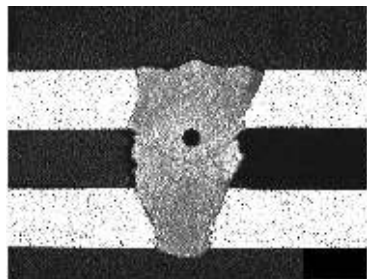


Bild 7-14: Drahtposition „0°/180°“,  
 $b = 1,15$  mm,  $v_L =$   
 $4$  m/min,  $v_{Dr1/2} =$   
 $6$  m/min,  $z = -0,6$  mm.

auswirken [148, 149]. Der Querschliff in Bild 7-16 beispielsweise sieht aus, als ob die beiden Zusatzdrähte direkt in den Fügespalt „hineingedrückt“ worden wären. Gleichzeitig ist die Nahtbreite im Oberblech sehr gering geblieben, wodurch der Spalt sogar etwas in laterale Richtung aufgefüllt werden konnte.

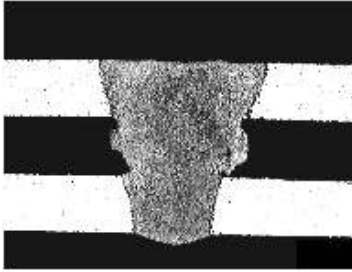


Bild 7-15: Drahtposition „ $\pm 45^\circ$ “,  
 $b = 1,0 \text{ mm}$ ,  $v_L = 3 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr1/2} = 6 \text{ m/min}$ ,  $z = -0,4 \text{ mm}$ .

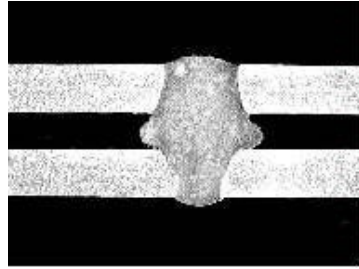


Bild 7-16: Drahtposition „ $\pm 90^\circ$ “,  
 $b = 1,0 \text{ mm}$ ,  $v_L = 4 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr1/2} = 6 \text{ m/min}$ ,  $z = -0,4 \text{ mm}$ .

Mit einem einzelnen Draht eines Durchmessers von  $d_{Dr} = 1 \text{ mm}$ , angeordnet in schleppender Position, hätte (wie bereits erwähnt) weder ein Spalt dieser Größe überbrückt noch eine Spaltfüllung bzw. Nahtgeometrie wie die in Bild 7-16 dargestellte erzielt werden können. Abgesehen davon, daß mit der verwendeten Drahtfördereinrichtung eine  $v_{Dr}$  von 12 m/min (was der bei den Zweidrahtversuchen eingesetzten Menge entspräche) gar nicht realisierbar ist, würde diese Drahtmenge lediglich zusammen mit dem Oberblech aufgeschmolzen werden, ohne das Unterblech mit anzubinden – was auch bei schon geringeren Mengen in Verbindung mit einer Spaltbreite von 1 mm beobachtet wird. Die Ursachen hierfür können nur in der (zur Spaltfüllung erforderlichen) hohen  $v_{Dr}$  und der damit je nach Anordnung verbundenen hohen Relativgeschwindigkeit zum Werkstück und insbesondere zum Laserstrahl liegen. Dies führt zu der im vorigen Kapitel erwähnten veränderten Energieeinkopplung bzw. Änderung der Strömungsverhältnisse und in Folge zur Nichtanbindung des Unterblechs. Auch eine Reduzierung der Laservorschubgeschwindigkeit ist nicht zielführend, da die hohe Streckenenergie den Laserstrahl zwar ins Unterblech vordringen läßt, aber der entstehende Nahteinfall so groß wird, daß keine Verbindung mehr zum Oberblech besteht.

Die oben geschilderten Theorien und Erkenntnisse bezüglich Energieeinkopplung, Strömungsverhältnissen und Spaltüberbrückung führten zu der Überlegung, einen dik-

keren Drahtdurchmesser zu erproben. Mit dem daraufhin eingesetzten Draht des Durchmessers  $d_{Dr} = 1,2 \text{ mm}$  kann die Fördergeschwindigkeit ebenso wie bei der Zweidrahttechnik reduziert werden. Während bei der Zweidrahttechnik bei konstanter zugeführter Drahtmasse eine Reduktion um 50 % möglich ist, kann die Fördergeschwindigkeit bei Verwendung des dickeren Draht immerhin um ca. 30 % vermindert werden, s. Gleichung (26).

$$v_{Dr(1,2 \text{ mm})} = v_{Dr(1,0 \text{ mm})} \cdot \frac{d_{Dr(1,0 \text{ mm})}}{d_{Dr(1,2 \text{ mm})}} = v_{Dr(1,0 \text{ mm})} \cdot 0,694 \quad (26)$$

Entsprechend vergleichende Untersuchungen mit einem solchen dickeren, schleppend angeordneten Draht zeigen, daß damit tatsächlich ebenfalls Spaltbreiten von bis zu 1,0 mm überbrückbar sind (Bild 7-17), eine definierte Nahtausformung aber nicht möglich ist. Die erreichbare Qualität liegt deutlich unter dem, was mit der Zweidrahttechnik erreichbar ist, da das Oberblech durch leichten Nahteinfall und Kerben geschwächt wird. Eine Erhöhung der Drahtfördergeschwindigkeit führt wiederum zu einem nicht angebundenen Oberblech.

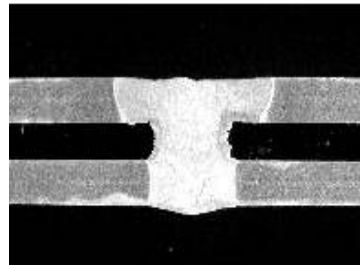


Bild 7-17: Drahtposition „0°“,  $b = 1,0 \text{ mm}$ ,  $v_L = 4 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} = 4 \text{ m/min}$  bei  $d_{Dr} = 1,2 \text{ mm}$ ,  $z = -0,6 \text{ mm}$ .

Hinsichtlich der Energieeinkopplung bzw. der im Querschliff meßbaren Nahtfläche verhält sich der schleppend angeordnete Draht mit dem Durchmesser von  $d_{Dr} = 1,2 \text{ mm}$  ähnlich dem, was in Bild 7-11 und Bild 7-12 für den dünneren Draht quantifiziert dargestellt ist, wobei sich bei den Blindschweißungen tendenziell etwas größere Nahtbreiten an der Werkstückoberfläche ergeben.

### 7.1.2 Laser-Pulver-Schweißen

Der Einsatz von Pulver in Verbindung mit dem Laser ist bisher vorwiegend vom Beschichten von Stahl [157, 158] bzw. Pulverauftragsschweißen bekannt [159] und aus jüngster Zeit aus dem Bereich Rapid Prototyping [160]. Dennoch eignet sich Pulver auch als Alternative zum Einsatz von drahtförmigem ZW beim Lasertiefschweißen, worüber bislang insbesondere in Verbindung mit Stahl [161, 162] und nur selten in Zusammenhang mit Al berichtet wurde [163, 164, 80]. Die Verwendung von Pulver hat unterschiedliche Vor- und Nachteile, welche einerseits prinzipieller Art sind und

andererseits den Prozeß betreffen. Die Unterschiede hängen dabei entweder mit den Eigenschaften des (vergleichsweise teureren) Pulvers zusammen oder liegen in der Art der Förderung bzw. Einbringung in die Wechselwirkungszone begründet.

Die Förderung des Pulvers erfolgt mit Hilfe eines Trägergases. Um einen störungsfreien Transport gewährleisten zu können und gute Ergebnisse zu erhalten sind möglichst (trockene) kugelige Pulverkörner mit einem Durchmesser von ca. 45 - 150  $\mu\text{m}$  zu verwenden. Aufgrund dieser Größe sind die Partikel teilweise lungengängig, was unbedingt zu beachten ist. Hauptvorteil des Pulvereinsatzes ist die bei Bedarf sehr individuell zusammenstellbare Pulverzusammensetzung, und eine vergleichsweise bessere Zugänglichkeit, da deutlich größere Abstände der Düse vom Werkstück realisierbar sind. So ermöglicht die in Bild 7-18 dargestellte Pulverdüse beispielsweise einen Abstand vom Werkstück von bis zu maximal 30 mm. Der Pulverstrom wird dabei durch das koaxial (ring-

förmig) zugeführte Schutzgas gleichzeitig gebündelt, so daß der Durchmesser des Pulverstroms von  $d_k \approx 2,5 \text{ mm}$  sich innerhalb der oben genannten Distanz nur relativ wenig aufweitet (s. Bild 7-18, rechts).

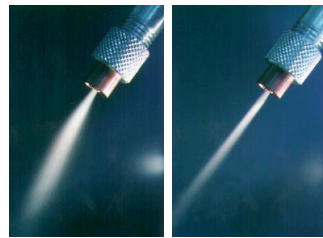
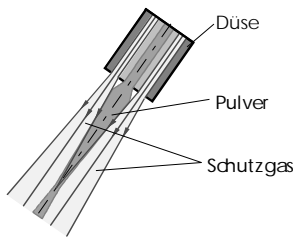


Bild 7-18: Auswirkung des Schutzgases auf die Pulverstrahlgeometrie: Prinzipskizze (links), Düse und Pulverstrahl ohne und mit Schutzgasdurchfluß (Mitte und rechts); Quelle: DLR.

Dennoch führt auch die geringe Aufweitung des Pulverstrahls bereits zu einer deutlichen Zunahme des Pulverüberschusses (= Pulver, welches nicht in die Schweißnaht gelangt) und damit zu einer Verschlechterung des Pulvernutzungsgrades. Üblicherweise wird daher ein Abstand von ca. 20 mm nicht überschritten (bei geringeren Abständen als 10 mm hat die Pulver-Gas-Strömung noch einen zu großen Impuls und führt damit zu einem Austreiben der Schmelze). Je nach Gegebenheit (Düsenabstand, Pulverfördertrate, Laserstrahl- und Schweißnahtparameter, Nahtform, Schmelzbadgeometrie, etc.) können somit lediglich ca. 50 - 90 % des eingesetzten Pulvers für den Prozeß genutzt werden. Dieses stellt einerseits den größten Nachteil des Pulverschweißens dar, da sich dies in Kostenrechnungen negativ niederschlägt und die außerdem entstehende Verschmutzung des Bauteils und der Anlage (und die Gesund-



heitsgefährdung), insbesondere bei der Integration des Verfahrens in Fertigungsstraßen, problematisch ist. Andererseits kann dies auch von Vorteil sein, da beispielsweise bei der Verwendung von drahtförmigem ZW für einen stabilen Prozeß stets ein vollständiges Aufschmelzen des (kontinuierlich geförderten) ZW erforderlich ist. Letzteres zu gewährleisten ist in engen Kontouren, bei einer Veränderung der Streckenenergie oder bei komplizierten Naht- bzw. Bahnverläufen (beispielsweise einer ungleichmäßig umgefalteten Bördelnaht) schwierig, manchmal unmöglich. Beim Einsatz von Pulver hingegen wird dem Prozeß in solchen Fällen – trotz konstanter Pulverförderrate – zwar stellenweise erheblich weniger ZW zugeführt (was gleichzeitig einen erhöhten Pulverüberschuss bedeutet), es kommt allerdings dennoch nicht zu einem Prozeßabbruch (s. Bild 7-19).



Bild 7-19: Aluminiumtür eines AUDI A8 als Demonstrator: Mit einem 3 kW Nd:YAG-Laser und pulverförmigem ZW geschweißte Kehlnaht am Überlappstoß (Bördelnaht) als Alternative zu einer Falzklebung [80].

Die in [165] vorgestellten Untersuchungsergebnisse an Stumpf- und Überlappnähten zeigen ebenfalls, daß das Pulverschweißen unter Akzeptanz des stets auftretenden Pulverüberschusses eine durchaus ernstzunehmende Alternative zum drahtförmigen ZW darstellt. So sind beispielsweise am Überlappstoß – bei vergleichbaren resultierenden Festigkeitswerten – ebenfalls Spaltweiten von bis zu 0,4 mm überbrückbar, und ein Schweißen in Zwangslage ist mit der vorgestellten Systemtechnik ebenfalls möglich.

Die Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahmen sowie die Betrachtungen zur Energieeinkopplung zeigen für das Laserpulverschweißen deutliche Unterschiede zum Laser-Draht-Verfahren auf. Während der Draht je nach Anordnung in direkter Wechselwirkung mit dem Laserstrahl steht und spätestens unmittelbar vor oder beim Eintritt in das Schmelzbad vollständig aufgeschmolzen und von diesem auch aufgenommen wird

(werden muß), stellt sich dies bei der Wechselwirkung des Pulvers mit dem Laserschweißprozeß anders dar. Bild 7-20 gibt zunächst eine Momentaufnahme einer Videoaufnahme und die Oberraupe der zugehörigen Schweißnaht wieder.

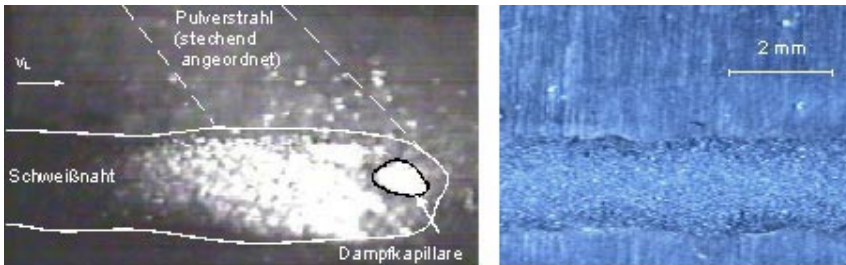


Bild 7-20: Hochgeschwindigkeitsvideoaufnahme einer Laserstrahlschweißung mit pulverförmigem ZW (links), zugehörige Oberraupe (rechts).  $v_L = 3$  m/min,  $\dot{m} = 16,7$  g/min (entspricht bei  $d_{Dr} = 1$  mm:  $v_{Dr} = 8$  m/min).

Aufgrund der unterschiedlichen Abmessungen von Laser- und Pulverstrahl ( $d_L = 0,3$  mm,  $d_p \approx 2,5$  mm) sowie der stechenden Anordnung bzw. Ausrichtung des Pulverstroms tritt nur ein sehr geringer Anteil direkt in Wechselwirkung mit dem Laserstrahl. Ob dabei einzelne Pulverkörner aufgeschmolzen werden, ist in den Aufnahmen nur schwer zu erkennen. Zumindest tritt bei einigen Pulverkörnern eine Richtungsänderung, verbunden mit einer Schweißbildung, auf. Sowohl die Videoaufnahmen als auch die resultierende, sehr rauhe und inhomogene Nahtoberraupe vermitteln den Eindruck, als ob die Pulverkörner unaufgeschmolzen auf das Schmelzbad auftreffen und (zumindest im Bereich der Oberfläche) zunächst auch so erhalten bleiben. Im Gegensatz zu der sehr dünnflüssig erscheinenden Schmelze im Falle der drahtförmigen Zufuhr des ZW und einer ebenfalls hauchdünn wirkenden Oxidhaut wirkt es beim Pulver so, als ob es zu einem „sehr zähen“ Gemisch aus flüssigem Grundmaterial und „festen“ Pulverkörnern kommt; vergleichbar mit einer großen Anzahl von Hagelkörnern, die in eine wassergefüllte Dachrinne gelangen. Möglicherweise spielt hierbei auch die Oxidschicht eine Rolle, welche jedes einzelne Korn umgibt und erst bei sehr viel höherer Temperatur als der der Schmelztemperatur von Al aufschmilzt. So ist es denkbar, daß die einzelnen Körner im Inneren flüssig sind und von einer Hülle aus Aluminiumoxid zusammengehalten werden.

Trotz der „zähflüssigen Masse“ wirkt der Prozeß insgesamt sehr unruhig, die Kapillare ist vergleichsweise deutlich größeren Schwankungen im Ausmaß und der örtlichen

Position unterworfen als bei der Zuführung von Draht. Es kommt zu einer deutlich erhöhten Spritzer- und Auswurfbildung. Teilweise „schält“ sich die Schmelze entgegen der Schweißrichtung fast vollständig aus dem Bad heraus, ohne jedoch den Kontakt zu verlieren, und fällt dann – mit beeinflusst durch den Impuls des Pulverstroms – wieder nahezu an ihren Ursprungsort zurück, weshalb in der Regel keine sichtbare Fehlstelle in der Naht zurückbleibt. In diesen Fällen ist allerdings eine starke (Prozeß-) Porenbildung zu vermuten.

Entsprechend den in Kapitel 7.1.1.1 dargestellten Untersuchungen wurden auch mit pulverförmigem ZW Versuche hinsichtlich einer energetischen Betrachtungsweise gemacht. Im Vergleich schneiden die Pulverschweißungen sehr schlecht ab. Die anhand von Querschliffen ausgemessenen Werte der Einschweißtiefe, Nahtbreite und Fläche liegen alle unterhalb derer, welche sich beim Einsatz von Zusatzdraht ergeben haben. Erstaunlich ist insbesondere, daß die Ergebnisse sogar schlechter ausfallen, als dies (bei gleicher Streckenenergie) für Schweißungen ohne jeglichen ZW ermittelt wurde [152]! Die tendenziell etwas schlankere Naht bei Verwendung von Pulver kann für einzelne Anwendungen von Vorteil sein, insgesamt wirkt sich die Pulverzufuhr aber damit negativ auf den Prozeßwirkungsgrad aus. Ursachen hierfür sind in den oben geschilderten, unterschiedlichen Phänomenen bei Pulver- und Drahtzufuhr zu suchen. Wenn auch nur eine geringe Anzahl von Pulverkörnern mit dem Laserstrahl wechselwirkt, scheint dies dennoch negative Auswirkungen zu haben. Eine Erklärung könnte darüber hinaus in den „pulverinduzierten“, deutlich unterschiedlichen Strömungsverhältnissen gesucht werden.

Ergänzend sei erwähnt, daß die Ergebnisse hinsichtlich des geringen aufgeschmolzenen Volumens Erfahrungen gegenüberstehen, die über eine Art „Katalysatorwirkung“ des Pulvers berichten. Konkret wurde beobachtet, daß der Tiefschweißprozeß unter Zugabe von Pulver früher, d.h. bei geringeren Leistungsdichten, einsetzt [166]. Letzteres liegt daran, daß sich der Absorptionsgrad erhöht, sobald Pulverkörner auf der Werkstückoberfläche liegen [13].

### 7.1.3 Zusammenfassung

Die Verwendung von Zusatzwerkstoff beeinflusst den Schweißprozeß über seine metallurgische Wirkung hinaus erheblich, was in der Praxis auch bewußt ausgenutzt werden kann. Je nach Anzahl und Richtung des zugeführten Zusatzdrahts ergeben sich deutliche Unterschiede hinsichtlich Schmelzbaddynamik und Energieeinkopplung. Dies wirkt sich einerseits auf die Nahtgeometrie (Nahtbreite, Einschweißtiefe,

Schweißnahtfläche) bzw. den Prozeßwirkungsgrad und die Schweißnahtqualität aus und andererseits auch auf die Spaltüberbrückbarkeit am Überlappstoß.

Die Anordnung zweier Drähte in entsprechender Position verschlechtert die Zugänglichkeit und erhöht den Aufwand, allerdings können höhere Fügespalte überbrückt, die Energiebilanz verbessert, das Schmelzbad beruhigt und die Nahtgeometrie beeinflußt werden. Ob sich der Aufwand für zwei Drähte lohnt, muß im Einzelfall die spezielle Anwendung zeigen. Bei der Verwendung lediglich eines Drahtes ist in jedem Fall ein Durchmesser von  $d_{Dr} = 1,2 \text{ mm}$  zu empfehlen, da mindestens gleichwertige, hinsichtlich der Spaltüberbrückung sogar deutlich bessere Resultate als mit einem Drahtdurchmesser von  $d_{Dr} = 1,0 \text{ mm}$  erzielt werden und gleichzeitig eine stabilere Förderung möglich wird.

Der vergleichend untersuchte Einsatz von pulverförmigem Zusatzwerkstoff bringt bezüglich Schweißnahtqualität oder Prozeßeffizienz im vorliegenden Fall keinerlei Vorteile. Bei bestimmten Nahtgeometrien oder extremen Zugänglichkeitsproblemen kann die Verwendung von Pulver dennoch vorteilhaft sein und je nach Applikation gegebenenfalls die mit dem Einsatz verbundenen Nachteile kompensieren, welche insbesondere aus dem stets auftretenden Pulverüberschuß resultieren.

## 7.2 Einsatz höherer Laserleistung

In [14] wurde in Zusammenhang mit Überlegungen zum thermischen Wirkungsgrad darauf hingewiesen, daß ein ausreichend großes Verhältnis zwischen Laserleistung und der zu erzielenden Einschweißtiefe bestehen muß, um bei entsprechend hoher Vorschubgeschwindigkeit die Wärmeverluste gering und die Prozeßeffizienz hoch halten zu können. Der im Vergleich zur Leistungssteigerung (und den damit verbundenen Investitionskosten) überproportionale Zugewinn an Prozeßeffizienz beim Übergang von  $P_L = 2 \text{ kW}$  auf  $P_L = 3 \text{ kW}$  hat zur Auswahl der im Rahmen der vorliegenden Arbeit eingesetzten Strahlquelle geführt. Ob bzw. in welchen Fällen es sich lohnt, in den Kauf der inzwischen verfügbare Laserleistung von  $P_L = 4 \text{ kW}$  zu investieren, wird im folgenden exemplarisch an der bekannten I-Naht am Überlappstoß (Blech-/Profilwerkstoff,  $s = 1,15 \text{ mm}/2 \text{ mm}$ ) gezeigt.

In einem zweiten Schritt wird in die Bewertung eine Verfahrensvariante mit einbezogen, die erst durch die höhere Laserleistung möglich wird: die sogenannte Doppelfokustechnik. Dank der höheren Laserleistung (4 kW am Werkstück) kann eine Strahlteilung mit Hilfe von sehr einfach in den Strahlengang zu integrierenden Bifokaloptiken realisiert werden (s. Bild 7-21), wobei die erzeugten Einzelfoki zumindest für die Brennweite von  $f = 100$  mm dennoch jeder für sich die Einkoppel- bzw. Schwellbedingung erfüllt. Dieses war bei der verfügbaren Laserleistung von 3 kW am Werkstück bisher nicht möglich. Das Schweißen von Al mit der sogenannten Doppelfokustechnik konnte dementsprechend nur mit Hilfe einer Addition zweier Strahlquellen durchgeführt werden. Welche Vor- bzw. Nachteile mit dieser Technik verbunden sind und unter welchen Bedingungen sich die Anwendung dieser Verfahrensvariante lohnt, deuten die am Ende des Kapitels dargestellten Untersuchungsergebnisse an.

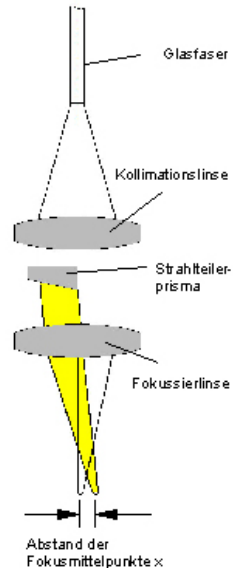


Bild 7-21: Prinzipskizze einer Bifokaloptik; je nach Keilwinkel und Brennweite der Fokussierlinse sind unterschiedliche Werte für  $x$  erzielbar.

### 7.2.1 Vergleich von 3 kW und 4 kW Nd:YAG-Laser beim Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß

Der folgende Vergleich erfolgt an der bekannten Blech-Profil-Überlappverbindung bei der – für das jeweilige System – optimalen Parameterkonfiguration. Die in Bild 7-22 dargestellte Einschweißtiefe in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit zeigt einen enormen Zuwachs beim Übergang vom 3 auf den 4 kW Nd:YAG-Laser. Mit der Leistungssteigerung um 33 % steigt die Einschweißtiefe abhängig von der Vorschubgeschwindigkeit bei der Brennweite von  $f = 150$  mm um bis zu 80 %; für die Brennweite von  $f = 100$  mm immer noch um bis zu 50 %. In diesen Ergebnissen bereits impliziert, aber dennoch betonenswert, ist der auch für den 4 kW Laser zu verzeichnende starke Anstieg der Einschweißtiefe beim Übergang von der längeren zur kürzeren Brennweite. Im konkreten Anwendungsfall sollte nach wie vor zwischen einem notwendigen Arbeitsabstand und einer maximalen Prozesseffizienz abgewogen werden.

Die für die Festigkeit der betrachteten Überlappverbindungen relevante Nahtbreite in der Fügeebene zeigt dagegen einen weniger starken Anstieg (s. Bild 7-23). Auch der Unterschied von der längeren zur kürzeren Brennweite ist hier nicht signifikant. Der Hauptgrund für diese Diskrepanz liegt in der entstehenden Nahtgeometrie bei Verwendung des 4 kW Lasers. Dieser erzielt bei der im Rahmen dieser Arbeit verwendeten Blech-Profilkombination im Überlappstoß seine hohen Einschweiß-tiefen bei einem sehr schlanken Nahtquerschnitt im Unterblech und dementsprechend kleinen Nahtbreiten in der Fügeebene.

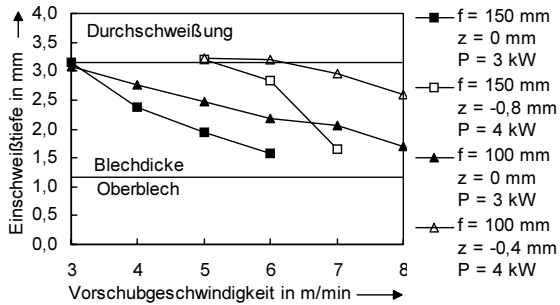


Bild 7-22: Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit für  $f = 100$  mm und 150 mm bei jeweils optimaler Fokusslage und  $v_{Dr} = 5$  m/min (bei  $d_{Dr} = 1,0$  mm,  $P_L = 3$  kW) bzw.  $v_{Dr} = 3,3$  m/min (bei  $d_{Dr} = 1,2$  mm  $P_L = 4$  kW),  $b = 0$  mm.

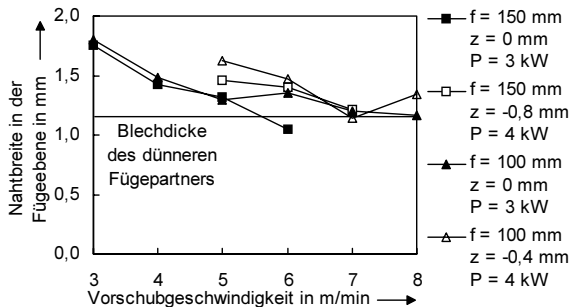


Bild 7-23: Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit für  $f = 100$  mm und 150 mm bei jeweils optimaler Fokusslage und  $v_{Dr} = 5$  m/min (bei  $d_{Dr} = 1,0$  mm,  $P_L = 3$  kW) bzw.  $v_{Dr} = 3,3$  m/min (bei  $d_{Dr} = 1,2$  mm  $P_L = 4$  kW),  $b = 0$  mm.

### 7.2.2 Verwendung von Bifokal-Optiken zur Strahlteilung beim Schweißen einer I-Naht am Überlappstoß

Der Vergleich zwischen Einstrahl- und Doppelfokustechnik erfolgt ebenfalls an der Blech-Profil-Überlappverbindung, allerdings nur hinsichtlich der erzielbaren Nahtgeometrien. Der bereits mehrfach erwähnte Vorteil der Doppelfokustechnik – die Verbesserung der Prozeßstabilität bei schwer schweißbaren Legierungen – wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht explizit untersucht. Aufgrund der guten Schweißbarkeit der vorliegenden Legierungen war keine Steigerung der Prozeßstabilität durch den Einsatz der Doppelfokustechnik feststellbar, die Qualität der Schweißnähte entsprach der der Einstrahlversuche. Untersuchungen hinsichtlich einem Einfluß auf die Porosität wurden allerdings nicht durchgeführt.

Um einen sinnvollen Vergleich hinsichtlich der erzielbaren Nahtgeometrien zu ermöglichen, sind in den Diagrammen zusätzlich zu den Ergebnissen der Doppelfokusuntersuchungen auch Referenzversuche mit einer Brennweite von  $f = 100 \text{ mm}$  und  $f = 150 \text{ mm}$  bei Einzelstrahl enthalten. Bei der Doppelfokustechnik wurden zwei Bifokaloptiken mit unterschiedlichen Keilwinkeln eingesetzt. In Verbindung mit der ausschließlich verwendeten Brennweite von  $f = 100 \text{ mm}$  resultierte daraus ein Abstand der Fokuspunktmittelpunkte von  $x = 0,3 \text{ mm}$  bzw.  $x = 0,5 \text{ mm}$ . Die Ausrichtung erfolgte sowohl „längs“ als auch „quer“ zur Schweißrichtung. Aufgrund des Fokusedurchmessers von  $d_f = 0,3 \text{ mm}$  berühren sich im ersten Fall die Fokusse gerade, im zweiten Fall liegen  $0,2 \text{ mm}$  zwischen ihnen. Ein noch größerer Abstand würde zu einem extremen (inakzeptablen) Rückgang der Prozesseffizienz führen – resultierend vermutlich daraus, daß beim Schweißprozeß keine gemeinsame Dampfkapillare mehr entsteht und die Wärmeleitungsverluste entsprechend hoch sind, worauf in [98, 123] eingegangen wird.

In Bild 7-24 sind die resultierenden Einschweißtiefen in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit dargestellt. Je nach Geschwindigkeit, Fokusabstand und -anordnung zeigt sich ein mit der Strahlteilung verbundener Rückgang der Einschweißtiefe um bis zu 40 % im Vergleich zur Einstrahltechnik. Die geringste Einbuße in der Effizienz ergibt sich bei einer Fokusslängsanordnung und einem Abstand von  $x = 0,3 \text{ mm}$ , die größte bei Queranordnung des größeren Fokusabstands.

Bei der Betrachtung der Ergebnisse hinsichtlich der festigkeitsrelevanten Nahtbreite in der Fügeebene lassen sich, mit einer Ausnahme, ebenfalls keine Vorteile für den Einsatz der Doppelfokustechnik erkennen (s. Bild 7-25). Während sich der Fokusabstand von  $x = 0,3 \text{ mm}$  in Queranordnung bei Spaltbreite  $b = 0 \text{ mm}$  zwar sehr positiv hinsichtlich einer großen Nahtbreite auswirkt, resultiert er, sobald beispielsweise ein

Spalt von 0,4 mm auftritt, in unzulänglichen Nahtbreiten und damit inakzeptablen Schweißnähten. Im zuletzt genannten Fall würde bei sonst gleichen Einstellungen eine Längsanordnung zu optimalen Ergebnissen führen [139].

Bei Betrachtung der Diagramme fällt auf, daß die resultierende Nahtgeometrie extrem stark vom Fokusabstand und der Fokusanordnung abhängt (s. a. Bild 7-26) und darüber hinaus die einzelnen Kurven sehr „unkontinuierlich“ verlaufen. Die Doppelfokustechnik ermöglicht dementsprechend großen Einfluß auf die Nahtgeometrie zu nehmen, erfordert gleichzeitig aber eine stark differenzierte Betrachtungsweise und sehr genaue Anpassung der einzelnen Parameter an die Gegebenheiten der jeweiligen Applikation.

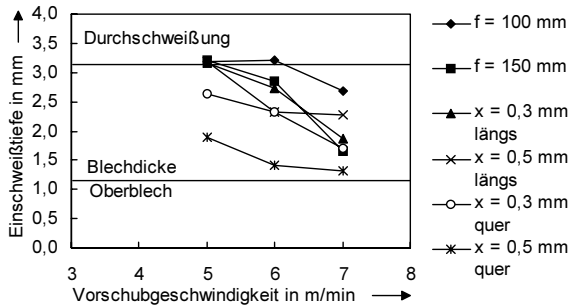


Bild 7-24: Einschweißtiefe in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit für  $f = 100$  mm und  $150$  mm,  $z = -0,8$  mm, mit und ohne Bifokaloptik;  $P_L = 4$  kW,  $v_{Dr} = 3,3$  m/min ( $d_{Dr} = 1,2$  mm),  $b = 0$  mm.

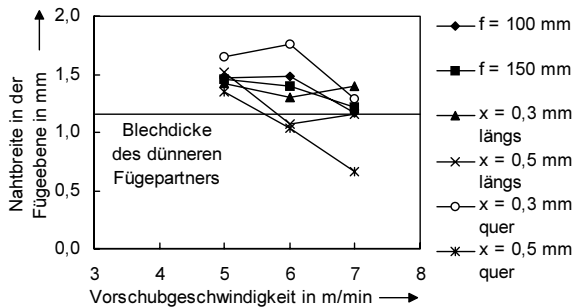


Bild 7-25: Nahtbreite in der Fügeebene in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit für  $f = 100$  mm und  $150$  mm,  $z = -0,8$  mm, mit und ohne Bifokaloptik;  $P_L = 4$  kW,  $v_{Dr} = 3,3$  m/min ( $d_{Dr} = 1,2$  mm),  $b = 0$  mm.



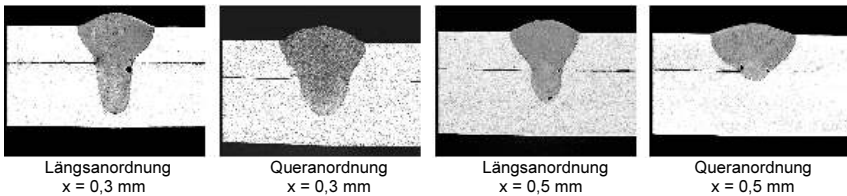


Bild 7-26: Querschliffe mit unterschiedlichen Fokusabständen und -anordnungen geschweißter Blech/Profil-Überlappverbindungen ( $s = 1,15 \text{ mm}/2,0 \text{ mm}$ ),  $f = 100 \text{ mm}$ ,  $v_L = 6 \text{ m/min}$ ,  $v_{Dr} (d = 1,2 \text{ mm}) = 3,3 \text{ m/min}$ ,  $z = -0,8 \text{ mm}$ ,  $P_L = 4 \text{ kW}$ .

### 7.2.3 Fazit

Die enorme Steigerung der Einschweißtiefe beim Übergang vom 3 auf den 4 kW Nd:YAG-Laser um bis zu 80 % ist zunächst ganz prinzipiell betrachtet ein deutliches Votum zugunsten des leistungsstärkeren Systems. Für die im Rahmen dieser Arbeit betrachtete Überlappverbindung mit der Nahtbreite in der Fügeebene als entscheidendes Festigkeitskriterium sind aufgrund der resultierenden Nahtgeometrien nur deutlich geringere Vorteile in der Größenordnung von maximal 30 % zu erzielen. Diese in eine höhere Vorschubgeschwindigkeit umsetzbaren Vorteile skalieren allerdings noch mit der Laserleistung bzw. den in der gleichen Größenordnung zunehmenden Anschaffungskosten, so daß sich die Investition für ein 4 kW System durchaus lohnen würde. Hinzu kommt eine Erweiterung der Spaltüberbrückbarkeit auf  $b = 0,6 \text{ mm}$ , worauf in [139] im Zuge der Variation zahlreicher anderer Einflußgrößen eingegangen wird. Sobald etwas größere Wanddicken, insbesondere des Oberblechs, zu verschweißen sind oder beispielsweise der dickere Fügepartner obenauf liegt, ist das 4 kW System in jedem Fall zu empfehlen.

Ausgehend von einer Leistung von 4 kW bei einer Strahlqualität von 25 mm-mrad ist eine Strahlteilung mit den im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Bifokaloptiken für Schweißungen des vorgestellten Überlappstoßes weder in wirtschaftlicher Hinsicht noch im Bezug auf die Erzielung verbesserter Spaltüberbrückbarkeit oder Prozeßstabilisierung sinnvoll. Eine mögliche Steigerung der Prozeßstabilität bei schwer schweißbaren Legierungen mag die im Rahmen dieser Arbeit betrachteten Aspekte in vielen Fällen in den Hintergrund rücken, so daß sich dann die Investition einer Bifokaloptik lohnen könnte. Auch die sich tendenziell abzeichnenden Effekte der Strahlteilung hinsichtlich einer Nahtformung sind vielversprechend, müssen aber im Einzelfall unter den jeweiligen Randbedingungen überprüft werden.

## 8 Zusammenfassung und Ausblick

Eine Grundvoraussetzung für den Einsatz von Aluminium in einem Großserienfahrzeug ist die Verfügbarkeit eines prozeßsicheren und wirtschaftlichen Fügeverfahrens einschließlich entsprechender Systemtechnik, verbunden mit der Bereitstellung konkreter, alle Anforderungen berücksichtigender Parametersätze und zugehöriger Toleranzfelder. In Zusammenhang mit der potentiellen Umsetzung des von der AUDI AG 1997 erstmals vorgestellten Konzeptfahrzeugs A<sub>2</sub> in eine Großserie war es ein Ziel der vorliegenden Arbeit, das Laserstrahlschweißen als geeignete Fügetechnologie für eine Aluminiumkarosserie zu qualifizieren.

Zunächst galt es, eine geeignete Systemtechnik zu identifizieren: Ein (fasergeführter) Nd:YAG-Laser in Kombination mit einem Industrieroboter bietet größtmögliche Flexibilität und stellt damit für Anwendungen im Karosseriebau prinzipiell ein ideales Fügewerkzeug dar. Wie sich herausstellte, ist eine Laserleistung von 3 kW am Werkstück erforderlich, um die ausgewählten Fügepartner grundsätzlich qualitativ hochwertig, prozeßeffizient und wirtschaftlich miteinander verbinden zu können. Als letztes Glied zwischen Bearbeitungsoptik und dem eigentlichen Schweißprozeß bildet der Bearbeitungskopf einen wesentlichen Bestandteil der Systemtechnik. In einem kontinuierlichen Verbesserungsprozeß konnte im Rahmen der Arbeit für beide in Frage kommenden Brennweiten ( $f = 100 \text{ mm}$  und  $f = 150 \text{ mm}$ ) ein modular aufgebauter, sogenannter „integrierter Bearbeitungskopf“ mit unterschiedlichen, aufgabenangepaßten Varianten entwickelt werden. Je nach Anforderung und Ausbaustufe beinhalten diese Köpfe jeweils neben einer verstellbaren, coaxial zum Zusatzdraht geführten Schutzgaszuführung sowohl einen Überschallquerjet für den optimierten Schutz der Optik vor Schweißspritzern und Rauch als auch eine Schutzglaswechseleinrichtung. Gleichzeitig bieten sie sehr gute Zugänglichkeit, was ebenfalls eine Voraussetzung für den Einsatz im Serienbetrieb ist.

Entsprechend dem größten Umsetzungspotential lag der Schwerpunkt der durchgeführten Schweißuntersuchungen bei der I-Naht am Überlappstoß. Unter Variation zahlreicher verschiedener Einflußgrößen wurden sowohl Blech-Blech-Verbindungen mit einer Wanddicke von jeweils 1,15 mm als auch Blech-Profil-Verbindungen (1,15 mm/2,0 mm) gefügt, wobei stets der dünnere Fügepartner obenauf positioniert wurde. Als Blechwerkstoff kam eine AlMg<sub>0,4</sub>Si<sub>1,2</sub> ähnliche Legierung (Herstellerbezeichnung AC120) zum Einsatz; der (Strangpreß-)Profilwerkstoff bestand aus AlMgSi<sub>0,5</sub>. Beide Legierungen sind warmhärtbar, gleichzeitig aber heißanfällig, weshalb stets hochlegierter Zusatzwerkstoff in Form von SG-AlSi<sub>12</sub> zugeführt werden mußte, um

die Zusammensetzung des Schweißnahtgefüges in einen heißrißunempfindlichen Bereich zu verschieben. Theoretische Überlegungen haben ergeben, daß für die vorliegende Überlappverbindung Zusatzdraht bei einem Durchmesser von  $d_{Dr} = 1,0$  mm mit mindestens  $v_{Dr} = 3$  m/min zugeführt werden muß.

Konkret kann die vorgestellte Überlappverbindung – eine variierende Spaltbreite zwischen  $0 \text{ mm} \leq b \leq 0,4 \text{ mm}$  zulassend – bei Verwendung der Optik mit einer Brennweite von  $f = 100$  mm und einer Fokuslage von  $z = 0$  mm mit einer Geschwindigkeit zwischen 5 - 6 m/min gefügt werden. Gleichzeitig ist Zusatzwerkstoff mit einer Geschwindigkeit von  $v_{Dr} = 5$  m/min (bei  $d_{Dr} = 1,0$  mm) zuzuführen, um die Nahtbreite in der Fügeebene jeweils auf dem zum Erreichen maximaler Festigkeit erforderlichen Mindestmaß zu halten. Können in der Praxis durchgehend geringere Spaltbreiten als 0,4 mm garantiert werden, so lassen sich, bei gleichzeitiger Reduktion der Drahtvorschubgeschwindigkeit, auch höhere Verfahrensgeschwindigkeiten realisieren. Durch eine umgekehrte Vorgehensweise konnte ein höherer Spalt bei dieser Konfiguration allerdings nicht prozeßsicher überbrückt werden. Sollte der Bearbeitungskopf in der Praxis z. B. auf Grund von Zugänglichkeitsproblemen angestellt oder geneigt werden müssen, läßt sich dies realisieren. Eine Neigung aus der vertikalen in Vorschubrichtung kann bei den genannten Geschwindigkeiten über einen Schwenkbereich von  $-15^\circ \leq \beta \leq 40^\circ$  erfolgen. Ein seitliches Neigen ist bei  $v_L = v_{Dr} = 5,0$  m/min bis zu einem Winkel von maximal  $\alpha = 30^\circ$  möglich.

Im Hinblick auf eine bessere Zugänglichkeit und einen besseren Schutz der Optik vor Verschmutzung kann auch auf eine Optik mit der Brennweite  $f = 150$  mm übergegangen werden. Die mit der geringeren Leistungsdichte verbundenen Nachteile überwiegen jedoch im vorliegenden Fall die damit verbundenen Vorteile einer größeren Rayleighlänge, so daß sich im Vergleich einerseits die maximal überbrückbare Spaltweite nicht erhöhen läßt und sich andererseits sowohl die maximal erreichbare Vorschubgeschwindigkeit vermindert als auch alle anderen Toleranzfelder verkleinern. Beachtenswert sind Ergebnisse von Schweißungen in unterschiedlichen Zwangslagen (die nur mit der längeren Brennweite durchgeführt wurden). Hier konnte nachgewiesen werden, daß mit der Parameterkombination von  $v_L = v_{Dr} = 5,0$  m/min sogar überkopf und zudem trotz eines auftretenden Fügespalts von bis zu 0,4 mm hervorragende Schweißergebnisse erreicht werden können.

Zusätzlich zur Überlappnaht wurden an einer I-Naht am Stumpfstoß Schweißversuche gemacht; hierzu wurde ausschließlich der beschriebene Profilwerkstoff verwendet. Zusammenfassend läßt sich festhalten, daß hier mit  $v_L = 4$  m/min und  $v_{Dr} = 7$  m/min

Spaltweiten von bis zu 0,6 mm bei gleichzeitigem Auftreten eines seitlichen Strahlversatzes von ebenfalls bis zu 0,6 mm mit guter Schweißnahtqualität überbrückt werden konnten.

Innerhalb weiterführender Entwicklungen konnte zunächst gezeigt werden, daß die Veränderung der Anordnung, Anzahl oder Art des verwendeten Zusatzwerkstoffs Auswirkungen auf die Schweißnahtqualität, Energieeinkopplung, Prozeßeffizienz, Schmelzbaddynamik und auch auf die Spaltüberbrückbarkeit hat. So ließ sich diese am bekannten Überlappstoß mit einer modifizierten Drahtzufuhr mehr als verdoppeln, und am Beispiel von Blindschweißungen konnte gezeigt werden, daß die erzielte Einschweißtiefe und Nahtfläche je nach Art der Zusatzwerkstoffzuführung um mehr als 30 % gesteigert werden kann. Weiterhin haben Untersuchungen mit einer Laserleistung von 4 kW am Werkstück – welche erst am Ende der Arbeit zur Verfügung stand – ergeben, daß überproportionale Steigerungen der Einschweißtiefe bzw. der Vorschubgeschwindigkeit erreicht werden können und die Zuwächse der für die Festigkeit am Überlappstoß relevanten Nahtbreite in der Fügeebene (auch bei der vorliegenden, relativ geringen Wanddicke) die höhere Investition lohnen.

Teile der vorliegenden Arbeit bzw. der beschriebenen Ergebnisse flossen in ein vom Land Baden-Württemberg gefördertes Projekt: „Entwicklung und Optimierung von Fertigungstechnologien für Automobil-Leichtbaustrukturen“ ein und trugen wesentlich dazu bei, daß an der Karosserie des inzwischen auf dem Markt befindlichen AUDI A2 mehr als 30 m der gesamten Verbindungslänge lasergeschweißt werden. Dies stellt bis heute „Weltrekord“ dar und ist ebenso wie die in [167] beschriebene Anwendung Beweis dafür, daß das Laserstrahlschweißen von Aluminium mit Zusatzwerkstoff ein geeignetes und wirtschaftliches Verfahren für eine Großserienfertigung (nicht nur!) im Automobilbau ist.

In Zukunft werden diodengepumpte Festkörperlaser (Stab und Scheibe) dank ihres besseren Wirkungsgrads und der besseren Strahleigenschaften, aber auch der Einsatz von Diodenlasern zur Direktanwendung, für eine weitere Verbreitung des Lasereinsatzes in der Materialbearbeitung sorgen wie verfahrensseitig die Doppel-/ Mehrfokus-, Remote-, Multispot-, oder Hybridtechnik oder auch die jüngst vorgestellte Methode zur Nahtformung und Qualitätsverbesserung mittels elektromagnetischer Volumenkkräfte [100]. Darüber hinaus sei in diesem Zusammenhang erwähnt, daß der in dieser Arbeit verwendete, für Schweißanwendungen prädestinierte 3 kW Nd:YAG-Laser sich auch hervorragend zum Schneiden von Aluminium eignet [168, 169], was sich insbesondere beim Aufbau eines sogenannten „Lasernetzwerkes“ hervorragend kostenreduzierend einbringen läßt.

## 9 Literaturverzeichnis

- [1] RINK, C.: *Aluminium als Karosseriewerkstoff, Recycling und energetische Betrachtungen*. Universität Hannover, Dissertation, Fakultät für Maschinenwesen, 1996.
- [2] WURL, W.: *Stand der Entwicklung von Aluminium-Karosserien für Kraftfahrzeuge*. In: VDI-Gesellschaft für Werkstofftechnik (Hrsg.): Werkstofftag '94. Duisburg: VDI-Verlag, 1994, S. 56 (VDI-Berichte, Bd. 1080).
- [3] WAGNER, S. S.: *Der Aluminium-Spaceframe: Leicht im Gewicht - stark in der Leistung*. Blech Rohre Profile **41** (1994) Nr. 5, S. 303.
- [4] KOEWIUS, A.: *Aluminium-Spaceframe-Technologie: Der Leichtbau des Serienautomobils erreicht eine neue Dimension, Teil I*. Aluminium **70** (1994) Nr. 1/2, S. 38.
- [5] KOEWIUS, A.: *Aluminium-Spaceframe-Technologie: Der Leichtbau des Serienautomobils erreicht eine neue Dimension, Teil II*. Aluminium **70** (1994) Nr. 3/4, S. 144.
- [6] WINKELGRUND: *Ultraleichte Stahlkarosserie*. Broschüre: „Ultraleichte Stahlkarosserie“ (ULSAB-Studie).
- [7] N. N.: *Ultraleichte Stahlkarosserie fertiggestellt*. Blech Rohre Profile **4** (1998).
- [8] STELTER, P.; HELLENKAMP, M.; VOGT, R.; HEESSEN, N.V.: *Konstruktion und FE-Berechnung von Schienenfahrzeugen in geschweißter Aluminium-Integralbauweise*. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEISSTECHNIK (Hrsg.): *Schweißkonstruktionen 1997*. Düsseldorf: DVS Verlag, 1997, S. 88 (DVS Berichte Band, Bd. 187).
- [9] DAUSINGER, F.; HOHENBERGER, B.; SCHINZEL, C.; CHANG, C.-L.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen - Ein Angebot an den Schienenfahrzeugbau*. In: Keitel, S. (Hrsg.): *Vorträge der 3. Fachtagung Fügen und Konstruieren im Schienenfahrzeugbau*, 1999, S. 1.
- [10] ZENGEN, K.-H. v.; LEITERMANN, W.: *Space Frame - Quo Vadis?*. In: Proceedings: IBEC 1999. Detroit, Januar 1999, S. 34.
- [11] FLEGEL, H.: *Gut gefügt, sicher gefahren – Was das Auto der Zukunft zusammenhält*. Schweissen & Schneiden **51** (1999) Nr. 12, S. 766ff.

- [12] STOL, I.: *Selecting manufacturing processes for automotive aluminium space frames. Quantitative decision making can be invaluable when selecting manufacturing processes for aluminium-intensive vehicles.* Welding Journal (1994), February, S. 57.
- [13] HÜGEL, H.: *Strahlwerkzeug Laser: Eine Einführung.* Stuttgart: Teubner, 1992
- [14] RAPP, J.: *Laserschweißung von Aluminiumwerkstoffen.* Stuttgart: B. G. Teubner, 1996. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 1996.
- [15] BECK, M.: *Modellierung des Lasertiefschweißens.* Stuttgart: B. G. Teubner, Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 1996.
- [16] BINROTH, C.: *Beitrag zur Prozeßstabilität beim CO<sub>2</sub>-Laserstrahlschweißen von Aluminium mit Zusatzwerkstoff.* Bremen: BIAS, 1995. Universität Bremen, Strahltechnik, Dissertation, 1995 (LC 92) (Bericht aus dem Bremer Institut für Strahltechnik).
- [17] KLASSEN, M.: *Prozeßdynamik und resultierende Prozeßinstabilitäten beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen.* Universität Bremen, Produktionstechnik, Dissertation, 2000.
- [18] DAUSINGER, F.: *Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozeßeffektivität.* Stuttgart: Teubner, 1995. Universität Stuttgart, Maschinenwesen, Habilitationsschrift, 1995.
- [19] RADAJ, D., KOLLER, R., DILTHEY, U., BUXBAUM, O.: *Lasergerechtes Konstruieren.* DVS Verlag, Fachbuchreihe Schweißtechnik Band 116.
- [20] DECKER, I.; HEYN, H.; RUGE, J.: *Konstruktive und fertigungstechnologische Erfordernisse beim Schweißen mit dem Laserstrahl.* In: Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): *Schweißkonstruktionen 1997.* Braunschweig: DVS-Verlag, 1997, S. 70 (DVS-Berichte, Bd. 187).
- [21] NEUMANN, A.: *Verfahrensgerechtes Gestalten in der Schweißtechnik.* In: Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): *Schweißkonstruktionen 1997.* Düsseldorf: DVS Verlag, 1997, S. 216 (DVS Berichte Band, Bd. 187).
- [22] MATZEIT, R.-A.: *Laserstrahl- und Elektronenstrahlschweißen, konstruktive Gestaltung und Auslegung von Bauelementen unter Berücksichtigung verfahrenstechnologischer Aspekte.* Aachen: Shaker Verlag, 1996. TU Braunschweig, Dissertation, 1994.

- [23] POPRAWA, R.; BEHLER, K.: *Funktionsangepaßte Konstruktionen für das Laserstrahlschweißen im Karosseriebau*. In: SLV MÜNCHEN (Hrsg.): *Proceeding Tagung Dünnblechverarbeitung "Weiterentwicklungen in der Schweißtechnik - Schwerpunkt Fahrzeugbau"*. München:, 1997, S. 191.
- [24] ZOPF, P.: *Bauteilgestaltung für das Schweißen mit Festkörperlaser*. München; Wien: Hanser, 1995. TU Berlin, Dissertation, 1995.
- [25] HEIDER, P.: *Lasergerechte Konstruktion und lasergerechte Fertigungsmittel zum Schweißen großformatiger Aluminium-Strukturbauteile*. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1994. Universität Bremen, Strahltechnik (BIAS, Fortschrittsbericht), Dissertation, 1994.
- [26] ALDER, H.; BLOEHS, W.: *Perspectives of welding with a 6kW-Nd:YAG-Laser for the automotive industry*. In: LASER INSTITUTE OF AMERICA (Hrsg.): *Icaleo*. Orlando, USA: Laser Institute of America, 1998, S. G-20ff (Laser Materials Processing, Bd. 85).
- [27] BECK, T.; BOSTANJOGLO, G.; RICHTER, K.; ALDER, H.: *6 kW-Nd:YAG laser system for welding applications*. In: Roller, D. (Hrsg.): *Isata*. Florenz: Automotive Automation Ltd, 1997, S. 369ff (30th International Symposium on Automotive Technology & Automation).
- [28] DAUSINGER, F.; FAISST, F.; GLUMANN, C.; HACK, R.; IFFLÄNDER, R.: *Effiziente Strahladdition zum Laserstrahlschweißen*. In: *Laser und Optoelektronik* 27 (4), 1995, S. 45.
- [29] DAUSINGER, F.; HACK, R.: *Multi-beam technique to increase power, flexibility and quality*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): *Eclat*. Stuttgart: 1996, S. 19 (Proceedings of the European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT, Bd. 1).
- [30] HACK, R.: *System- und verfahrenstechnischer Vergleich von Nd:YAG- und CO<sub>2</sub>-Lasern im Leistungsbereich bis 5 kW*. Stuttgart: Teubner, 1998. Universität Stuttgart, Maschinenbau, Dissertation, 1998.
- [31] FUJINAGA, S.; MIURA, H.; NARIKIYO, T.; KATAYAMA, S.; OHMORI, A.: *Welding characteristics with three Nd:YAG laser beams transmitted through single optical fiber*. *Journal Of Laser Applications* 10 (1998) Nr. 4, S. 156.
- [32] FUJINAGA, S.; MIURA, H.; NARIKIYO, T.; KATAYAMA, S.; OHMORI, A.: *Welding characteristics with three Nd:YAG laser beams transmitted through single*

- optical fiber*. In: LASER INSTITUTE OF AMERICA (Hrsg.): ICALEO. San Diego:, 1997, S. G263.
- [33] NORM PREN ISO 11145: 1998: *Optik und optische Instrumente Laser und Laseranlagen Begriffe und Formelzeichen*.
- [34] ISHIDE, T.; ET. AL.: *High power YAG laser welded sleeving technology for steam generator tubes in nuclear power plants*. Proceedings of LAMP, 1992.
- [35] XIAO, M.: *Vergleichende Untersuchungen zum Schneiden dünner Bleche mit CO<sub>2</sub>- und Nd:YAG-Lasern*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1996. Stuttgart: Teubner, 1996.
- [36] ISHIDE, T.: *Beam energy transmission mechanism in*. In: LASER INSTITUTE OF AMERICA (Hrsg.): Proceedings. of ICALEO '94. Laser Institute of America, 1994.
- [37] HOMBURG, A.; HAFERKAMP, H.: *Optische Übertragungseigenschaften von Lichtleitfasern für die Materialbearbeitung mit Nd:YAG-Lasern*. Laser Magazin 3/93 (1993) Nr. 3, S. 18.
- [38] HOMBURG, A.: *Laserstrahlschneiden mit Nd:YAG-Lasern unter Berücksichtigung des Einsatzes von Lichtleitfasern*. Düsseldorf: VDI Verlag, 1995 (Reihe 2, Nr. 351).
- [39] JAHN, R.: *Grundlagen der Faseroptik*. *Feinwerktechnik* 74 (1970) 524.
- [40] HAAS-LASER GMBH: *Höchste Leistung bei bestem Strahl: Die HL cw-Laser*. Produktinformationsprospekt.
- [41] DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Prozeßadäquate Systemtechnik als Schlüssel für das Aluminiumschweißen*. Konferenzband zur Laser '95, Bamberg, Meisenbach, 1995, S. 211.
- [42] BECK, M.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Studie zur Energieeinkopplung beim Tiefschweißen mit Laserstrahlung*. *Laser und Optoelektronik* 21 (1989) Nr. 3, S. 80.
- [43] FAISST, F.; RAPP, J.; SCHINZEL, C.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Prozeßsicheres Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen*. In: Tagungsband der 4. Konferenz „Strahltechnik“, Halle 1996, S. 67.
- [44] HÜGEL, H.; DAUSINGER, F.: *Interaction phenomena*. In: Handbook of the Eurolaser Academy. London: Chapman & Hall, 1998, Nr. 2, S. 1.



- [45] DAUSINGER, F.: *Laser-Materialbearbeitung: kostengünstiger durch Steigerung des Einkoppelgrades*. Laser- und Optoelektronik **27** (1995) Nr. 2, S. 54-63.
- [46] SAKAMOTO, H.; SHIBATA, K.; DAUSINGER, F.: *Laser welding of different aluminium alloys*. In: Mordike, B. L. (Hrsg.): Tagungsband, 4. Konferenz Laser Treatment of Materials ECLAT '92, Göttingen 1992. Oberursel: DGM Informationsgesellschaft, 1992, S. 125.
- [47] HÜGEL, H.; BERGER, P.; DAUSINGER, F.: *Modelling of laser treatment processes – a versatile development tool*. In: Proceedings ICALEO '98, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1998, Nr. 85, Band 2, G-141.
- [48] HÜGEL, H.; DAUSINGER, F.; BERGER, P.; BECK, M.; GRIEBSCH, J.: *Investigations of fundamental phenomena as basis for high quality laser welding*. In: Proceedings ECLAT '94. Düsseldorf, 1994, DVS-Berichtband 163, S. 63.
- [49] MATSUNAWA, A., ET. AL.: *Dynamics of keyhole and molten pool in high power CO<sub>2</sub> laser welding*. Journal of Laser Applications, 1998, 10 (6) 247.
- [50] KAPLAN, A.: *A model of deep penetration laser welding based on calculation of the keyhole profile*. Journal of Physics D: Applied Physics, 1994, Band 27, S. 1805.
- [51] FABBRO, R.; CHOUF, K.: *Keyhole behavior for deep penetration laser welding*. In: Proceedings ICALEO'99, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1999, Nr. 87 Band 2, D-92.
- [52] FUHRICH, T.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Marangony effect in deep penetration laser welding of steel*. In: Proceedings ICALEO'99, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1999, Nr. 87 Band 2, E 166.
- [53] GLUMANN, C.: *Verbesserte Prozeßsicherheit und Qualität durch Strahlkombination beim Laserstrahlschweißen*. Stuttgart: B. G. Teubner, 1996. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 1996.
- [54] SCHINZEL, C.; HOHENBERGER, B.: *Laserstrahlschweißen von Aluminium mit der Zweistrahltechnik*. In: Gesellschaft für Fertigungstechnik (Hrsg.): Innovation durch Technik und Organisation FTK '97 (1997) Springer, Berlin. S. 471.
- [55] DULEY, W. W.: *Laser welding*. New York and Chichester: Wiley & Sons Inc., 1999.

- [56] SCHELLHORN, M.: *CO-Hochleistungslaser – Charakteristik und Einsatzmöglichkeiten beim Schweißen*. München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2000. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 2000.
- [57] MATSUNAWA, A.; ET. AL.: *Dynamics of keyhole and molten pool in high power CO<sub>2</sub> laser welding*. Journal of Laser Applications, 1998, 10 (6) 247.
- [58] Schittenhelm, H.: *Diagnostik des laserinduzierten Plasmas beim Abtragen und Schweißen*. München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2000. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 2000.
- [59] BECK, M.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *The effect of plasma formation on beam focussing in deep penetration welding with CO<sub>2</sub> lasers*. Journal of Physics D: Applied Physics, 1995, **28** 2430.
- [60] MATSUNAWA, A.: *Necessity of fundamental researchers on laser welding for wider applications in future*. In: Proceedings ISATA '93. Aachen, 1993, S. 41.
- [61] SCHITTENHELM, H.; MÜLLER, J.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Investigations on cw CO<sub>2</sub>-laser induced welding plasmas using differential interferometry*. In: Proceedings, ICALEO '99, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1999, volume 87, section E195.
- [62] MATSUNAWA, A.: *Physical phenomena and their interpretation in laser materials processing*. In: Proceedings ICALEO '90, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1990, volume 71, S. 313.
- [63] PEEBLES, H. C.; WILLIAMSON, R. L.: *The role of the metal vapor plume in pulsed Nd:YAG laser welding on aluminum 1100*. In: Proceedings International Conference on Laser Advanced Materials Processing, LAMP '87. Osaka, Japan, 1987, S. 19.
- [64] HANSEN, F.; DULEY, W. W.: *Attenuation of laser radiation by particles during laser materials processing*. Journal of laser applications 6 (1994) 137.
- [65] NORM DIN 8528, BLATT 1, 06.73: *Schweißbarkeit - metallische Werkstoffe - Begriffe*.
- [66] MATTHES, K.-J.; LÜBECK, K.-H.; LANZENDÖRFER, G.: *Einfluß von Unregelmäßigkeiten (Imperfektionen) der Stumpfnah auf das Schwingfestigkeitsverhalten schmelzgeschweißter Aluminium-Dünnblech-Verbindungen (t<3mm)*. In: Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): Schweißkonstruktionen 1997. Braunschweig: DVS-Verlag, 1997, S. 74 (DVS-Berichte, Bd. 187).

- [67] NORM PREN ISO 13919-2: 1999: *Schweißen – Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen – Richtlinie für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten – Teil 2: Aluminium und seine schweißgeeigneten Legierungen.*
- [68] BEITZ, W.; KÜTTNER, K.-H.: *DUBBEL. Taschenbuch für den Maschinenbau.* Berlin: Springer, 1990, 17. Auflage.
- [69] HOHENBERGER, B.; SCHINZEL, C., DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen.* Wt Werkstattstechnik 87 (1997) 6, S. 289-293.
- [70] ZUO, T.-C.; BINROTH, C.; BREUER J.: *Laserstrahlschweißen von Aluminium als Alternative zu WIG/MIG-Verfahren.* Maschinenmarkt 95 (1989) 35.
- [71] N.N.: *Qualitätssicherung von Nd:YAG-Laserstrahlschweißarbeiten metallischer Werkstoffe. Verfahren und Laserstrahlschweißanlagen.* In: Merkblatt DVS 3207-1. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik DVS, 1996.
- [72] PROKHOROV, N. N.: *Theorie und Verfahren zum Bestimmen der technologischen Festigkeit von Metallen beim Schweißen.* Schweißtechnik 18 (1968), Nr.1, S. 8.
- [73] APBLETT, W. R.; PELLINI, W.S.: *Factors which influence weld hot cracking.* Welding Research Supplement (1954) 2, S. 83-90.
- [74] DUDAS, J. H.; COLLINS, F. R.: *Preventing weld cracks in high-strength aluminium alloys.* Welding Research Supplement (1966), June, S. 241.
- [75] HUFNAGEL, W.: *Aluminium-Taschenbuch*, 14. Auflage, 3. datenaktualisierter Druck. Düsseldorf: Aluminium-Verlag, 1988.
- [76] KAMPMANN, L.: *Nd:YAG-Laserstrahlschweißen von AlMgSi- und AlMgSi- Legierungen mit Schweißzusatz.* In: DVS-Berichte Band 162. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik DVS, 1990.
- [77] SCHINZEL, C.: *Laserschweißbarkeit von Aluminium-Knet/Guß-Verbindungen mit der Zweistrahltechnik für Spaceframe Anwendungen.* Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1995 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 95-59).
- [78] DAUSINGER, F.; RAPP, J.; HOHENBERGER, B.; HÜGEL, H.: *Laser beam welding of aluminium alloys: state of the art and recent developments.* In: AUTOMOTIVE TECHNOLOGY GROUP, I. (Hrsg.): ibec. Warren, MI, USA: Automotive Technology Group, Inc., 1997, S. 38 (Advanced Technologies & Processes, Bd. 33).

- [79] NORM DIN 1732 TEIL 1: 1988: *Schweißzusätze für Aluminium und Aluminiumlegierungen. Zusammensetzung, Verwendung und Technische Lieferbedingungen.*
- [80] SCHINZEL, C.; REICHELT, U.: *Laser welding for the aluminium body in white production.* In: Werkstoff-Informationsgesellschaft (Hrsg.): Eclat. Hannover (Proceedings of the European Conference on Laser Treatment of Materials, ECLAT), 1998, S. 21.
- [81] SCHWELLINGER, P.: *Problematik beim Schweißen des Werkstoffes AlMgSi1.* In: ALUSUISSE TECHNOLOGY & MANAGEMENT AG (Hrsg.): Duisburger Schweisstage, 1997.
- [82] WINKLER, R.; SCHWELLINGER, P.; HORNBOGEN, E.: *Einfluß von Korngrenzenöffnungen auf die Bruchvorgänge geschweißter AlMgSi-Werkstoffe.* Mat.-wiss., u. Werkstofftech. **27** (1996) 109.
- [83] SCHWELLINGER, P.; BORST, G.; STEIMMEL, F.; GITTER, R.; MAIER, J.: *Welding of medium strength AlMgSi-alloys: effect of grain boundary openings on mechanical properties.* In: 6th International Conference On Aluminium Weldments. Cleveland, 1995.
- [84] SCHWELLINGER, P.: *Untersuchungen zur Schweißbarkeit von AlMgSi1-Walzblechen.* Schweissen & Schneiden **45** (1993) Nr. 10, S. 564.
- [85] BERGMANN, H.W.; HILBINGER, R.M.: *Numerical simulation of centre line hot cracks in laser beam welding of aluminium close to the sheet edge.* The Institute of Materials, 1998, S. 658 (Mathematical Modelling of Weld Phenomena 4).
- [86] HILBINGER, R.M.; BERGMANN, H.W.: *Numerische Simulation der Heißrißbildung beim Schweißen von Aluminium.* In: DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEIßTECHNIK (Hrsg.): Schweißen und Schneiden '97. Essen: DVS Verlag, 1997, S. 38 (DVS Berichte Band, Bd. 186).
- [87] HILBINGER, R.M.; BERGMANN, H.W.: *Numerical simulation of hot cracking during laser beam welding close to the sheet edge.* In: ISLT, V.U.O.T. (Hrsg.): The 14th Meeting on Mathematical Modelling of Material Processing with Lasers. Vienna: 1999 (M4PL 14, Bd. 14).
- [88] HILBINGER, R.M.: *Heißrißbildung beim Schweißen von Aluminium in Blechrandlage.* München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2001.

- [89] BERGMANN, H.W.; MAYER, S.: *Qualifizierung von Werkstoffen zum Laserstrahlschweißen*. In: BLZ (Hrsg.): Forlas., 1996 (Arbeitsschwerpunkte/ Meilensteine, Bd. III/2).
- [90] GANSLOSER, P.: *Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit einem 3kW Nd:YAG Festkörperlaser unter Einsatz einer Bearbeitungsoptik mit der Brennweite  $f = 100$  mm*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1997 (Institut für Strahlwerkzeuge, IFSW 97-33).
- [91] MELBERT, H.: *Laserstrahlschweißen in Aluminium-Space-Frame Strukturen*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1998 (Institut für Strahlwerkzeuge, IFSW 98-04).
- [92] ERHARDT, A.: *Steigerung der Prozeßsicherheit beim Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen*. Aachen: Shaker, 2000. Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1999 (Berichte aus der Lasertechnik).
- [93] WEICK, J; BARTEL, W.; STEINMETZ, H.: 1996 *Variable geometry of the focus spot and advantages in production*. Proceedings ICALEO '96. Laser Materials Processing. LIA, Orlando. 1996, 81 E/191.
- [94] WEICK, J.M.; MEYLE, L.: *Aluminiumbauteile mit dem Laserstrahlschweißen - Einsatz des Laserstrahlschweißens in der Serienfertigung eines Automobilzulieferers*. VDI-Z **140** (1998) Nr. 5-Mai, S. 41.
- [95] DAUSINGER, F.; HACK, R.: *Multi-beam technique to increase power, flexibility and quality*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): Eclat. Stuttgart., 1996, S. 19 (Proceedings of the European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT, Bd. 1).
- [96] HOHENBERGER, B.; SCHINZEL, C.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumwerkstoffen: An Nahtgeometrie und Werkstoff angepasste Strahlparameter und Prozeßgestaltung sichern Qualität der Schweißnaht*. wt-Produktion und Management 87, 1997.
- [97] HOHENBERGER, B.; CHANG, C.; SCHINZEL, C.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laser welding with Nd:YAG focus matrix technique*. In: Proceedings ICALEO'99, Laser Materials Processing. Orlando: LIA, 1999, Nr. 87 Band 2, D 167.
- [98] HOHENBERGER, B.: *Laserstrahlschweißen mit Nd:YAG-Doppelfokustechnik – Steigerung von Prozeßsicherheit, Flexibilität und verfügbarer Strahlleistung*.

- München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2001. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW 2001 (in Vorbereitung).
- [99] N.N.: *Laserstrahl-Schweißbeignung von metallischen Werkstoffen*. In: Merkblatt DVS 3203 Teil 3. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik DVS, 1990.
- [100] AMBROSY, G.; BERGER, P.; HÜGEL, H.; LINDENAU, D.: *Magnetisch unterstütztes Laserstrahlschweißen*. In: LaserOpto 33 (6), 2001, S. 48.
- [101] GEIGER M.; HOFFMANN, P.; SCHULTZ, M.: *Schlüsseltechnologie Laser: Innovationen für den Fahrzeugleichtbau*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): Eclat. Stuttgart: Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik e. V., 1996, S. 31ff (European Conference on Laser Treatment of Materials).
- [102] EMMELMANN, C.: *Laserstrahlschweißen im Karosserieleichtbau. Aktueller Status und zukünftige Entwicklungen*. Eurolaser (1997) Nr. 2, S. 70ff.
- [103] N. N.: *Wachsender Weltmarkt für Lasermaschinen*. Schweissen & Schneiden 52 (2000) Nr. 9, S. 496.
- [104] N. N.: *BMW zeigt, wo's lang geht. Laserstrahlschweißen in der Großserie: 11 Meter Nahtlänge beim 5er*. Eurolaser (1996) Nr. 3, S. 30ff.
- [105] N. N.: *Ultraleichte Stahlkarosserie fertiggestellt*. Blech Rohre Profile, 45 (1998) 4, S. 24-26.
- [106] LAWRENZ, K.-J.; TAMKE, C.; STÜMKE, A.; THIEM, S.: *Neue Nähte durch Laserschweißtechnik*. Eurolaser (1998) Nr. 12, S. 30ff.
- [107] ENGLHARD, A.; RIPPL, P.: *Hochleistungsschweißen. Anwendungsbeispiele von Hochleistungslasern in der Automobilfertigung - CO<sub>2</sub>- Nd:YAG- und Diodenlaser*. In: Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): Schweißen und Schneiden. DVS Verlag, 2000, S. 121 (DVS Berichte Band, Bd. 199).
- [108] FLOHR, J.; BAYERLEIN, H.: *Prozessoptimierung beim Laserstrahlschweißen im Karosseriebau*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): Eclat (European Conference on Laser Treatment of Materials). Stuttgart: Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik e. V., 1996, S. 41.
- [109] EMMELMANN, C.; FÖCKING, T.: *Laser welding in body production - actual status and future outlook*. In: ROLLER, D. (Hrsg.): Isata. Florenz: Automotive Au-

- tomation Ltd, 1997, S. 281 (30th International Symposium on Automotive Technology & Automation).
- [110] N. N.: *Wir waren vorbereitet... Interview mit Dipl.-Ing. Hans Hornig über den Einsatz des Laserstrahlschweißens beim neuen 5er*. Eurolaser (1996) Nr. 3, S. 36.
- [111] N. N.: *Audi setzt auf Festkörperlaser. Drei Laserschweißzellen laufen im Ingolstädter Karosserie-Rohbau*. Eurolaser (1996) Nr. 4, S. 22.
- [112] HANICKE, L.; JOHANSSON, G.: *From CO<sub>2</sub> to Nd:YAG laser, developments of tools and adaption to production of Volvo 850 and C70*. In: ROLLER, D. (Hrsg.): Isata, Florenz: Automotive Automation Ltd, 1997, S. 271 (30th International Symposium on Automotive Technology & Automation).
- [113] NAGEL, M.; KLEIN, R.: *Laser welding of light weight vehicle components*. In: International Institute of Welding (Hrsg.): IIW Seminar: Trends in Welding of Lightweight Automotive and Railroad Vehicles. Wels, Austria:, 1997, S. 64.
- [114] SHIBATA, K.: *Tailored blank welding at Nissan*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): Eclat (European Conference on Laser Treatment of Materials). Stuttgart: Arbeitsgemeinschaft Wärmebehandlung und Werkstofftechnik e. V., 1996, S. 49.
- [115] KAMPMANN, L.; FURRER, P.: *Aluminium tailored blanks - alloys and welding processes*. In: IIW Seminar Trends in Welding of Lightweight Automotive and Railroad Vehicles. Wels, Austria:, 1997, S. 127.
- [116] SCHINZEL, C.; HOHENBERGER, B.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laser welding of aluminium car bodies - from research to production*. In: Beyer, E.; Chen, X.; Miyamoto, I. (Hrsg.): Proc. of the Lasers Materials Processing Symposium ICALEO'98, Vol. 85, Orlando, Florida. (LIA), 1998, S. F56-F65.
- [117] SCHINZEL, C.; HOHENBERGER, B.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumkarosserien - der Weg vom Labor zur Praxis*. In: wt-Werkstattstechnik 90 (2000), Nr. 1/2. S. 41.
- [118] SCHINZEL, C.; HOHENBERGER, B.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laser welding of aluminium – extended processing potential by different wire positions*. In: Proceedings of the Advanced High-Power Lasers and Applikation. (AHPLA '99), Osaka, Japan. Bellingham, Washington: SPIE 3888 380.

- [119] SOLLIK, R.: *Untersuchungen zum robotergeführten Schweißen von Aluminiumstrangpreßprofilen mit einem Nd:YAG-Laser*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1999 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 99-20).
- [120] BINDER, A.: *Untersuchungen zum Schweißen von Kehl- und Stumpfnähten an Aluminiumstrangpreßprofilen mit Nd:YAG-Laser*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1999 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 99-19).
- [121] EHRHARDT, A.; FROHN, W.; BEHLER, K.; POPRAW, R.; SONSINO, C.M.; RITTER, W.; FRIELINK, R.: *Flexibles Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen für den innovativen Leichtbau*. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEIßTECHNIK (Hrsg.): *Schweißen und Schneiden '95*. Düsseldorf: DVS, 1997, S. 63 (DVS-Berichte, Bd. 186).
- [122] RUDLAFF, T.: Persönliche Mitteilung, AUDI AG 1998.
- [123] CHANG, CHIN-LUNG.: *Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik*. München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2000. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW 2000.
- [124] BEHLER, K.; EHRHARDT, A.; FROHN, W.; BEYER, E.; FRIELINK, R.; RITTER, W.: *Mit dem Laser ist es leicht zu schaffen. Aluminium in Verbindung mit Laserstrahlschweißen eröffnet neue konstruktive Möglichkeiten*. Produktion (1996) Nr. 42, S. 3.
- [125] BEERSIEK, J.; KRATZSCH, C.; POPRAW, R.; HAMANN, C.; REIFF, W.: *On-Line-Überwachung der Einschweißtiefe beim Laserstrahlschweißen*. In: Deutscher Verband für Schweißtechnik (Hrsg.): *Schweißen und Schneiden '97*. Essen: DVS Verlag, 1997, S. 42 (DVS Berichte Band, Bd. 186).
- [126] MÜLLER M.: *Prozeßüberwachung beim Laserstrahlschweißen durch Auswertung der reflektierten Leistung*. München: Utz-Verlag Wissenschaft, 2001. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW 2001 (in Vorbereitung).
- [127] SCHINZEL, C.: *Entwicklung und Optimierung von Fertigungstechnologien für Aluminium-Leichtbaustrukturen*. Universität Stuttgart, Abschlußbericht des IFSW zum gleichnamigen Verbundforschungsprojekt des Landes Baden-Württemberg (Förderkennzeichen: 44332.62 ZFS / 5), 1999 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW 00-03).
- [128] N. N.: *Insidertreffen mit Weltpremieren. Stuttgarter Lasertage brachten viel Neues um Laser und Aluminium*. Eurolaser (1999) Nr. 4, S. 28.



- [129] ANDERS, M.; BETHKE, U.; PÄTHE, D.; WAHL, R.: *Der Nd:YAG in Höchstform*. Laser-Praxis, 1995, Oktober, LS 80.
- [130] KERN, M.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Querjetkonzept mit minimierter Sogwirkung und optimiertem Spritzerschutz*. In: DAUSINGER, F.; BERGMANN, H.W.; SIGEL, J. (Hrsg.): ECLAT. Stuttgart: 1996, S. 227 (Proceedings of the European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT, Bd. 1).
- [131] KERN, M.: *Optimiertes Querjetkonzept zur Effizienten Spritzerablenkung und gesicherten Schutzgaszufuhr beim Laserstrahlschweißen*. Laser und Optoelektronik 28 (1996) Nr. 4, S. 62.
- [132] MAIER, E.: *Entwicklung und Konstruktion eines Bearbeitungskopfes zum Schweißen mit einem Nd:YAG-Hochleistungslaser*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1997 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 97-26).
- [133] SCHNEEGANS, J.: *Untersuchungen zum Laserstrahlschweißen mit Zusatzdrahtzuführung an un- und niedriglegierten Stählen*. Aachen: Aachener Berichte Fügetechnik, Shaker-Verlag, Dissertation, 1993.
- [134] ECKL, F.: *Aspekte zur Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen im Automobilbau*. Technische Universität München, Maschinenwesen, Dissertation, 1993.
- [135] DAWES, C. J.; JOHNSON, K. I.; WATSON, M. N.: *Developments in laser welding of sheet and plate*. In: IIW (Hrsg.) Electron and Laser Beam Welding, Tokyo, 14.-15. July 1986. Pergamon Press, 1986, p. 213.
- [136] RIEF, A.: *Untersuchungen zur Verfahrensfolge Laserstrahlschneiden und -schweißen in der Rohkarosserieserienfertigung*. Friedrich Alexander Universität Erlangen. Erlangen-Nürnberg, 1991.
- [137] PANTEN, M.: *Technologieentwicklung und Automatisierung beim Elektronen- und Laserstrahlschweißen*. In: Schweißtechnische Fertigungsverfahren Strahltechnik - Lichtbogenschweißtechnik. DVS-Berichtband 127. Düsseldorf: DVS-Verlag 1989, S. 67.
- [138] SCHÖNBORN, K.-D.: *Einfluß unterschiedlicher Drahtzuführpositionen beim Laserstrahlschweißen von Aluminium mit Nd:YAG-Laser*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1998 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 98-32).
- [139] LEIMSER, M.: *Schweißen von Überlappstößen an Aluminiumblechen mit einem 4 kW Nd:YAG-Laser*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 2000 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 00-04).

- [140] DIETMANN, H.: *Vorlesungsskript Werkstofftechnik*. Stuttgart: MPA Universität Stuttgart, 1994.
- [141] BERKMANN, J.; BEHLER, K.; BEYER E.: *Schweißen von Aluminiumwerkstoffen der Legierungssysteme AlMg und AlMgSi*. In: Broschüre zur Abschlußpräsentation des Verbundprojekts "Fügen mit CO<sub>2</sub>- Hochleistungslasern", VDI, Düsseldorf: 1992.
- [142] MATEK, W.; MUHS, D.; WITTEL, H.; BECKER, M.: *Roloff/Matek Maschinenelemente: Normung Berechnung Gestaltung*. Braunschweig/ Wiesbaden: Friedr. Vieweg & Sohn, 1992.
- [143] GOTH, K.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Nahtartauswahl beim CO<sub>2</sub>-Laserstrahlschweißen von Aluminium zur Verbesserung der Prozeßsicherheit - Teil 1: Strahlversatz*. Schweissen & Schneiden 51 (1999) Nr. 12, S. 748.
- [144] NORM DIN EN ISO 6947: 1997: *Schweißen – Arbeitspositionen – Definitionen der Winkel von Neigung und Drehung*.
- [145] NORM DIN ISO 13919-2: 1999: *Schweißen – Elektronen- und Laserstrahl-Schweißverbindungen – Richtlinie für Bewertungsgruppen für Unregelmäßigkeiten – Teil 2: Aluminium und seine schweißgeeigneten Legierungen*.
- [146] BACHHOFFER, A.; RAPP, J.; SCHINZEL, C.; HEIMERDINGER, C.; HÜGEL, H.: *Laserstrahlschweißen von Aluminiumlegierungen unter reaktiver Schutzgasatmosphäre*. In: Teil I: Energieeinkopplung und Prozeßstabilität. Aluminium 73 (1997), Nr. 11, S. 790.
- [147] HEIMERDINGER, C.: *Schneiden und Schweißen ausgewählter Aluminiumlegierungen mit Nd:YAG-Hochleistungslaser*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1997 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 97-03).
- [148] KNISSEL, H.: *Entwicklung eines Prüf- und Bewertungskonzeptes für laserstrahlgeschweißte Verbindungen*. Düsseldorf: DVS-Verlag, 1999. Universität Karlsruhe, Maschinenbau, Dissertation, 2001.
- [149] GERBER, A.: *Beeinflussung der Schwingfestigkeit und des Versagensverhaltens von Aluminiumschweißverbindungen für Karosserieleichtbaustrukturen durch ausgewählte fertigungstechnische und konstruktive Parameter*. Aachen: Shaker Verlag, 2001. Universität Karlsruhe, Maschinenbau, Dissertation, 2001.
- [150] KRAUTER, M.: *Schweißen von Aluminiumwerkstoffen mit einem 3kW Nd:YAG Festkörperlaser unter Einsatz einer Bearbeitungsoptik mit der Brennweite  $f =$*

- 150 mm. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1997 (Inst. f. Strahlwerkzeuge IFSW 97-44).
- [151] MATTHES, K.-J.; LÜBECK, K.-H.; LANZENDÖRFER, G.: *Einfluß von Unregelmäßigkeiten (Imperfektionen) der Stumpfnahht auf das Schwingfestigkeitsverhalten schmelzgeschweißter Aluminium-Dünnblech-Verbindungen ( $t < 3\text{ mm}$ )*. In: DEUTSCHER VERBAND FÜR SCHWEIßTECHNIK (Hrsg.): *Schweißkonstruktionen 1997*. Braunschweig: DVS-Verlag, 1997, S. 74 (DVS-Berichte, Bd. 187).
- [152] ROMETSCH, B.: *Untersuchung und Visualisierung unterschiedlicher Draht- und Pulverzuführpositionen beim Schweißen von Aluminium mit Nd:YAG-Laser mittels einer Hochgeschwindigkeitsvideokamera*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1999 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 99-17).
- [153] SCHUBERT, E.; ZERNER, J.; SKUPIN, J.; DILTHEY, U.; LÜDER, F.; BACH, F.W.; STEFFENS, H.D.: *Auswirkung des Zusatzdrahtes beim Laserstrahlschweißen auf Prozeß, Gefüge und Eigenschaften*. Bremen: Verlag BIAS, 1998, S. 25-34 (Strahl-Stoff-Wechselwirkung bei der Laserstrahlbearbeitung 2).
- [154] SCHUBERT, E.; KLASSEN, M.; SKUPIN, J.; SEPOLD, G.: *Effect of filler wire on process stability in laser beam welding of aluminium-alloys*. In: Proceedings Conference 6<sup>th</sup> CISFEL, June 15-19 1998, Toulon France.
- [155] MATSUNAWA, A.; SETO, N.; KIM, J.; MIZUTANI, M.; KATAYAMA, S.: *Dynamics of keyhole and molten pool in high power CO<sub>2</sub> laser welding*. In: SPIE (Hrsg.): *Proceedings of SPIE preprint*. Osaka, Japan: SPIE, 1999 (High-Power Lasers in Manufacturing, Bd. 3888).
- [156] SCHINZEL, C.; HOHENBERGER, B.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *laser welding of aluminium using filler wire*. In: Proceedings of the 7<sup>th</sup> Nordic Conference in Laser Processing of Materials VOL.II. (1999) Lappeenranta, Finnland, 1999, S. 430. Prof. Veli Kujanpää u. Dr. John Ion (Lappeenranta University of Technology) (Hrsg.).
- [157] STEEN, W. M.; WEERASINGHE, V. M.: *Laser cladding with pneumatic powder delivery*. In: Metzbowser E. A. Copley, S. M. (Herausgeber): *Applications of Lasers in Materials Processing*, Los Angeles, 1983. American Society for Metals, Metals Park, 1983, p. 166.
- [158] GRÜNEWALD, B.: *Verfahrensoptimierung und Schichtcharakterisierung beim einstufigen Cermet-Beschichten mittels CO<sub>2</sub>-Hochleistungslaser*. Stuttgart: B.

- G. Teubner, 1996. Universität Stuttgart, Dissertation, Forschungsberichte des IFSW, 1996.
- [159] LIN, J.; STEEN, M.: *Design characteristics and development of a nozzle for coaxial laser cladding*. Journal Of Laser Applications 10 (1998) Nr. 2, S. 55.
- [160] GEIGER, M.; HOFFMANN, P.; COREMANS, A.: *Optimierung der System- und Prozeßtechnik beim Laserstrahlsintern von Metallpulvern zur direkten Herstellung metallischer Prototypen*. In: Bayerisches Laserzentrum (Hrsg.): Forlas., 1996 (Arbeitsschwerpunkte/Meilensteine, Bd. IV/2).
- [161] SHANNON, G.J.; STEEN, W.M.: *Laser welding with a coaxial powder fill nozzle for sheet and thick section welding*. In: Laser Institute of America (Hrsg.): ICALEO. San Diego: 1997, S. D20.
- [162] SHANNON, G.J.; DAVITT, C.; STEEN, W.M.: *Thick section laser butt welding of structural steel using a coaxial powder filler nozzle*. In: Laser Institute of America (Hrsg.): ICALEO. San Diego: 1997, S. G282.
- [163] STARZER, T.; EBNER, R.G.W.; ELLERMANN, F.; KÜHLEIN, W.: *Laser welding of aluminium alloys with continuous powder and wire feed*. Leoben: Montanuniversität Leoben und AMAG Forschungs- und Entwicklungsgesellschaft, 1993, S. 131.
- [164] VOLZ, R. ET. AL.: *Laser processing of aluminium automobile parts with powder technology*. In: 30<sup>th</sup> Symposium on Automotive Technology and Automation, 1997. Croydon, England: Automotive Automation Limited, 1997, S. 393.
- [165] REICHELT, U.; ROTH, G.; KINDLER, H.; VOLZ, R.: *Entwicklung und Optimierung von Fertigungstechnologien für Aluminium-Leichtbaustrukturen*. Universität Stuttgart, Abschlußbericht des DLR zum gleichnamigen Verbundforschungsprojekt des Landes Baden-Württemberg (Förderkennzeichen: 44332.62 ZFS / 5), 1999.
- [166] KINDLER, H.: Wiss. Ang. am DLR: Persönliche Mitteilung, 2000.
- [167] BACHHOFFER, A.; BIEDERBECK, M.: *Freightliner laser welds truck bodies*. Industrial Laser Solutions, 1999, June, S. 9.
- [168] STRAUB, J.: *Grundlagenuntersuchungen zum Laserstrahlschneiden von Aluminiumwerkstoffen mit Nd:YAG-Laser und kapazitiver Abstandssensorik*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1998 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 98-31).

- [169] FÖHL, C.: *Untersuchungen zum robotergeführten Schneiden von Aluminiumwerkstoffen mit einem 3 kW Nd:YAG-Laser*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1997 (Inst. f. Strahlwerkzeuge: IFSW 97-35).

# Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Arbeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) der Universität Stuttgart. Ihr liegen Ergebnisse zugrunde, die zum Teil im Rahmen meiner Forschungsarbeit an dem vom Wirtschaftsministerium des Landes Baden-Württemberg, der Audi AG und der Alu-Singen GmbH geförderten Projekt „Entwicklung und Optimierung von Fertigungstechnologien für Aluminium-Leichtbaustrukturen“ gewonnen wurden.

An erster Stelle möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel, Direktor des Instituts für Strahlwerkzeuge, ganz herzlich für die freundliche Aufnahme in seinem Institut bedanken. Sein Interesse, seine fachliche Unterstützung und Förderung haben diese Arbeit überhaupt erst möglich gemacht. Besonders geschätzt und als sehr angenehm empfunden habe ich seine Offenheit, Ehrlichkeit und seine teilweise sehr persönliche, beinahe väterliche Art.

Herrn Prof. Dr.-Ing. Prof. E.h. Dr.-Ing. E.h. Dr. h.c. Engelbert Westkämper, Direktor des Instituts für Industrielle Fertigung und Fabrikbetrieb, danke ich für die Übernahme des Mitberichts und das Interesse an meiner Arbeit.

Besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr. Friedrich Dausinger, der mich unterstützt und gefördert, mir Verantwortung übertragen, aber auch Freiheiten gelassen hat.

Bedanken möchte ich mich bei meinem Zimmerkollegen Dr.-Ing. Bernd Hohenberger für die sehr freundschaftliche Arbeitsatmosphäre und die fruchtbaren Diskussionen.

Stellvertretend für meine zahlreichen studentischen Mitarbeiter möchte ich mich bei Herrn Markus Leimser bedanken. Jeder einzelne hat einen wichtigen Beitrag zum Gelingen dieser Arbeit geleistet.

Danken möchte ich Frau Kirsten Oberschelp, Audi AG, für die fordernde, produktive und sehr angenehme Zusammenarbeit.

Nicht zuletzt gilt mein Dank Herrn Werner Hennig und Herrn Manfred Frank seitens Technik und Werkstatt. Erwähnen möchte ich auch Herrn Piller, Dinse GmbH, für seine Unterstützung im Bereich der Drahtförderung.

Absolut unvollständig wäre diese Danksagung, bliebe meine Familie ungenannt. Meine Eltern haben mir stets Rückhalt gegeben, mich unterstützt, gefördert, in meinem Tun bestätigt und mir das nötige Selbstvertrauen mit auf den Weg gegeben, wofür ich Ihnen immer dankbar sein werde. Auch kann ich mir keine besseren Schwiegereltern vorstellen. Den größten Anteil am Gelingen dieser Arbeit hat jedoch meine Frau Ute. Ohne Sie hätte ich die Arbeit weder erfolgreich durchführen noch abschließen können. Ihr sei deswegen diese Arbeit gewidmet.

Die Gewißheit, jemanden so zu lieben, hat man im Leben nur einmal!

# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

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

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

### **Zoske, Uwe**

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

### **Goritz, Michael**

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

### **Mohr, Ursula**

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

### **Rudlaff, Thomas**

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

### **Borik, Stefan**

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

### **Paul, Rüdiger**

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

### **Wahl, Roland**

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

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

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

### **Grünewald, Karin M.**

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

### **Shen, Jialin**

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

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

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

### **Holzwarth, Achim**

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

### **Dausinger, Friedrich**

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

### **Meiners, Eckhard**

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

### **Beck, Markus**

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

### **Breining, Klaus**

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

### **Griebsch, Jürgen**

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

### **Krepulat, Walter**

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

### **Xiao, Min**

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

### **Glumann, Christiane**

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

### **Gross, Herbert**

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

### **Rapp, Jürgen**

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

**Wittig, Klaus**

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

**Grünenwald, Bernd**

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

**Lee, Jae-Hoon**

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

**Albinus, Uwe N. W.**

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

**Wiedmaier, Matthias**

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

**Bloehs, Wolfgang**

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

**Bea, Martin**

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

**Stöhr, Michael**

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

**Plaß, Wilfried**

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

**Schaller, Markus K. R.**

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

**Hack, Rüdiger**

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

**Krupka, René**

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

**Pfeiffer, Wolfgang**

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

**Volz, Robert**

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

**Bartelt-Berger, Lars**

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

**Müller-Hummel, Peter**

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

**Rohde, Hansjörg**

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

**Huonker, Martin**

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

**Callies, Gert**

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

**Schubert, Michael E.**

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

**Kern, Markus**

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

**Raiber, Armin**

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



# Laser in der Materialbearbeitung

## Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

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

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

### **Schittenhelm, Henrik**

Diagnostik des laserinduzierten Plasmas  
beim Abtragen und Schweißen  
2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-712-1

### **Stewen, Christian**

Scheibenlaser mit Kilowatt-Dauerstrichleistung  
2000, 145 Seiten, ISBN 3-89675-763-6

### **Schmitz, Christian**

Gaselektronische Analysemethoden zur  
Optimierung von Lasergasentladungen  
2000, 107 Seiten, ISBN 3-89675-773-3

### **Karszewski, Martin**

Scheibenlaser höchster Strahlqualität  
2000, 132 Seiten, ISBN 3-89675-785-7

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

Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim  
Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik  
2000, 141 Seiten, ISBN 3-89675-825-X

### **Haag, Matthias**

Systemtechnische Optimierungen der  
Strahlqualität von Hochleistungsdiodenlasern  
2000, 166 Seiten, ISBN 3-89675-840-3

### **Bahn Müller, Jochen**

Charakterisierung gepulster Laserstrahlung zur  
Qualitätssteigerung beim Laserbohren  
2000, 138 Seiten, ISBN 3-89675-851-9

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

CO-Hochleistungslaser: Charakteristika und  
Einsatzmöglichkeiten beim Schweißen  
2000, 142 Seiten, ISBN 3-89675-849-7

### **Angstenberger, Birgit**

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

### **Bachhofer, Andreas**

Schneiden und Schweißen von Aluminium-  
werkstoffen mit Festkörperlaser für den  
Karosseriebau  
2001, 194 Seiten, ISBN 3-89675-881-0

### **Breitschwerdt, Sven**

Qualitätssicherung beim Laserstrahlschweißen  
2001, 150 Seiten, ISBN 3-8316-0032-5

### **Mochmann, Gunter**

Laserkristallisation von Siliziumschichten auf  
Glas- und Kunststoffsubstraten für die Her-  
stellung verbesserter Dünnschichttransistoren  
2001, 170 Seiten, ISBN 3-89675-811-X

### **Herrmann, Andreas**

Fertigungsorientierte Verfahrensentwicklung  
des Weichlötens mit Diodenlasern  
2002, 133 Seiten, ISBN 3-8316-0086-4

### **Mästle, Rüdiger**

Bestimmung der Propagationseigenschaften  
von Laserstrahlung  
2002, 147 Seiten, ISBN 3-8316-0113-5

### **Voß, Andreas**

Der Scheibenlaser: Theoretische Grundlagen des  
Dauerstrichbetriebs und erste experimentelle  
Ergebnisse anhand von Yb:YAG  
2002, 195 Seiten, ISBN 3-8316-0121-6

### **Müller, Matthias G.**

Prozessüberwachung beim Laserstrahlschwei-  
ßen durch Auswertung der reflektierten Leistung  
2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0144-5

### **Abeln, Tobias**

Grundlagen und Verfahrenstechnik des reaktiven  
Laserpräzisionsabtrags von Stahl  
2002, 138 Seiten, ISBN 3-8316-0137-2

### **Erhard, Steffen**

Pumpoptiken und Resonatoren für den  
Scheibenlaser  
2002, 184 Seiten, ISBN 3-8316-0173-9

### **Contag, Karsten**

Modellierung und numerische Auslegung des  
Yb:YAG-Scheibenlasers  
2002, 155 Seiten, ISBN 3-8316-0172-0

### **Krastel, Klaus**

Konzepte und Konstruktionen zur laserintegrier-  
ten Komplettbearbeitung in Werkzeugmaschinen  
2002, 140 Seiten, ISBN 3-8316-0176-3

### **Staud, Jürgen**

Sensitive Werkzeuge für ein neues Montage-  
konzept in der Mikrosystemtechnik  
2002, 122 Seiten, ISBN 3-8316-0175-5