

Laser in der Materialbearbeitung
Forschungsberichte des IFSW

C.-L. Chang
Berechnung der Schmelzbadgeometrie
beim Laserstrahlschweißen mit
Mehrfokustechnik

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.

Berechnung der Schmelzbadgeometrie beim Laserstrahlschweißen mit Mehrfokustechnik

Von Dr.-Ing. Chin-Lung Chang
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. rer. nat. Siegfried Schmauder

Die Deutsche Bibliothek – CIP-Einheitsaufnahme

Ein Titeldatensatz für diese Publikation ist
bei Der Deutschen Bibliothek erhältlich

Zugleich: Dissertation, Stuttgart, Univ., 2000

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 2000

ISBN 3-89675-825-X

Printed in Germany

Herbert Utz Verlag GmbH, München

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

Kurzfassung

Gegenstand der vorliegenden Arbeit ist die Modellrechnung des Lasertiefschweißens unter simultanem Einsatz mehrerer Laserstrahlen, welche in einer bestimmten geometrischen Anordnung auf die Wechselwirkungszone am Werkstück fokussiert werden. Da mit dieser Technik die Intensitätsverteilung in einem und demselben Schmelzbad gestaltet wird, wird im folgenden der Begriff **Mehrfokustechnik** (statt Mehrstrahltechnik) benutzt. Gegenüber dem herkömmlichen Einsatz eines einzelnen Laserstrahls existiert somit bei der Mehrfokustechnik eine Reihe zusätzlicher Prozeßparameter wie Anzahl, Abstand, Winkel und Anordnung der Strahlen sowie deren jeweilige Leistungsdichte. Unter Ausnutzung der damit gegebenen Möglichkeiten lassen sich die geometrischen Kennwerte des Bearbeitungsergebnisses wie Einschweißtiefe, Nahtbreite und -fläche steuern. Ziel ist es, bereits im Vorfeld experimenteller Untersuchungen Voraussagen über den Einfluß von Parametervariationen auf die Schmelzbadgeometrie zu ermöglichen. Damit soll der zum Einsatz der Mehrfokustechnik notwendige apparative Aufwand verringert, die Bearbeitungsqualität erhöht und die Prozesseffektivität optimiert werden können.

Um dieses Ziel zu erreichen, wird ein neues Modell zur Beschreibung des Lasertiefschweißens vorgestellt: Das quasidreidimensionale Wärmeleitungsmodell der integrierten Punktquellen. Damit lassen sich sowohl die Kennwerte der Schmelzbadgeometrie, als auch die hinsichtlich Gefügeumwandlungen und Eigenspannungen wichtige Abkühlrate berechnen. Die Besonderheit des Modells liegt in der freien Verteilung punktförmiger Wärmequellen, mit der unterschiedliche räumliche Anordnungen und Formen von Kapillaren simuliert werden können.

Die mit dem Modell der integrierten Punktquellen erzielten Ergebnisse stimmen mit experimentellen Resultaten gut überein. Ein wesentlicher Bestandteil der Arbeit liegt in der Untersuchung der Parametereinflüsse verschiedener Laserstrahlkonfigurationen und im Vergleich der jeweils erzielbaren Prozeßergebnisse und -wirkungsgrade. Damit wird das Potential der Mehrfokustechnik hinsichtlich Bearbeitungsqualität und Wirtschaftlichkeit verdeutlicht und eine grundlegende Unterstützung zur zunehmenden Verbreitung der Mehrfokustechnik sowie zur Planung entsprechender Anlagen und Applikationen geliefert.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	5
Formelzeichen und Abkürzungen	9
1 Einleitung	13
1.1 Motivation und Zielsetzung	13
1.2 Stand der Technik.....	15
1.3 Aufbau der Arbeit.....	20
2 Vorstellung eines neuen Modells	21
2.1 Bestehende Modelle	21
2.1.1 Das Modell der bewegten Punktquelle	21
2.1.2 Das Modell der bewegten Linienquelle.....	26
2.2 Ein neues Konzept: Das integrierte Punktquellen-Modell	28
3 Physikalische Grundlagen und mathematische Formulierungen	31
3.1 Einkopplung der Laserleistung.....	31
3.1.1 Verschiedene vereinfachende Modelle.....	31
3.1.1.1 GOUFFÉ - Theorie	31
3.1.1.2 Modifikation des GOUFFÉ-Modells durch DAUSINGER	34
3.1.1.3 BECK et al. - Modell	35
3.1.1.4 Vergleich des Einkoppelgrades der verschiedenen Modelle.....	37
3.1.2 Kapillarform bei Mehrfokustechnik und Modellierung des Einkoppelgrades	40
3.1.3 Vergleich des Einkoppelgrades bei der Ein- und Mehrfokustechnik	45
3.2 Applikation der Superpositions- und Spiegelungsmethode	47
3.2.1 Das Superpositionsprinzip bei der Mehrfokustechnik.....	47
3.2.2 Spiegelungsmethode zur Berücksichtigung von Grenzeffekten.....	48
3.3 Lösung der quasi-dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung	51
3.4 Simulationsrechnungen für das Lasertiefschweißen mit Mehrfokustechnik	52
3.4.1 Die Kennwerte der Schmelzbadgeometrie	53
3.4.2 Herleitung der Abkühlrate	56

4	Ergebnisse der Modellierung	57
4.1	Einfluß der Parameter beim Lasertiefschweißen.....	57
4.1.1	Grundsätzliche Betrachtung zur Ein- bzw. Mehrfokustechnik	58
4.1.2	Einfluß des Fokiabstandes und der Strahlanordnung	62
4.1.3	Einfluß des Einfallswinkels	67
4.1.4	Bedeutung der Kapillarform und der Strahlqualität	69
4.1.5	Anzahl der Laserstrahlen	73
4.2	Beeinflussung der Abkühlrate durch die Mehrfokustechnik	79
5	Vergleich mit Experimenten	82
5.1	Vergleich von Einschweißtiefe, Nahtbreite und Nahtfläche	82
5.2	Vergleich der Schweißnahtform.....	84
6	Anwendung der Modellierung auf konkrete Aufgabenstellungen	88
6.1	Auswirkung der Nahtbreite und -fläche auf verschiedene Anwendungen.....	88
6.2	Grenzeffekt.....	91
6.3	Laserschweißen zweier Materialien unterschiedlicher Werkstoffeigenschaft	93
6.3.1	Stumpfstoßschweißung.....	95
6.3.2	Überlappschweißung und deren Varianten.....	96
7	Prozeßeffizienz beim Laserschweißen mit der Mehrfokustechnik	99
7.1	Abschätzung des theoretisch maximal erreichbaren thermischen Wirkungsgrads	99
7.1.1	Das Modell der bewegten Punktquelle.....	100
7.1.2	Das Modell der bewegten Linienquelle.....	102
7.1.3	Das integrierte Punktquellen-Modell.....	104
7.2	Thermischer Wirkungsgrad bei Mehrfokustechnik.....	111
7.2.1	Einfluß der Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit.....	112
7.2.2	Einfluß des Fokiabstandes und des Fokusdurchmessers	114
7.2.3	Queranordnung	115
7.2.4	Anzahl der Laserstrahlen	117
7.3	Prozeßwirkungsgrad bei Mehrfokustechnik.....	120
8	Zusammenfassung	125
9	Literatur	128

Formelzeichen und Abkürzungen

Symbol	Bezeichnung	Einheit
A	Absorptionsgrad	
A'	Koeffizientenmatrix	KsJ^{-1}
A _g	Gesamtabsorptionsgrad	
A _m	Über alle Auftreffwinkel gemittelter Absorptionsgrad	
A _n	Nahtquerschnitt des Index n	m^2
A ₁	erster Nahtquerschnitt für Projektion	m^2
A _{bmax}	Nahtquerschnitt der maximalen Nahtbreite	m^2
A _{tmax}	Nahtquerschnitt der maximalen Nahttiefe	m^2
A _{ij}	Koeffizienten der Verbindungsmatrix	KsJ^{-1}
b	Breite	m
b _F	Nahtbreite	m
c _p	spezifische Wärme	$\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}$
C _R	Abkühlrate	Ks^{-1}
d	Werkstückdicke	m
d _f	Fokusedurchmesser	m
d _{f2}	Fokusedurchmesser bei Zweifokustechnik	m
d _{f4}	Fokusedurchmesser bei Vierfokustechnik	m
d _p	Spaltbreite	m
ds	Fokusabstand	m
dx	Fokusabstand bei Längsanordnung	m
dy	Fokusabstand bei Queranordnung	m
F	Nahtquerschnitt	m^2
F _{2d}	Nahtquerschnitt für das dreidimensionale Modell	m^2
F _{3d}	Nahtquerschnitt für das zweidimensionale Modell	m^2
F _m	Nahtfläche	m^2
G	Energieerzeugung pro Volumeneinheit	$\text{Js}^{-1}\text{m}^{-3}$
h _s	Schmelzenthalpie	Jkg^{-1}
h'	äquivalente Kapillartiefe	m
i	Index der Anzahl der Punktquellen	
I(r)	auftreffende Strahlleistungsdichte	$\text{Js}^{-1}\text{m}^{-2}$
I ₁	Leistungsdichte des vorlaufenden Laserstrahls	$\text{Js}^{-1}\text{m}^{-2}$

I_2	Leistungsdichte des Hauptlaserstrahls	$J s^{-1} m^{-2}$
j	Index der Anzahl der Kapillare	
K	Anzahl der Kapillaren	
K_0	modifizierte Besselfunktion 0-ter Ordnung	
L	Kapillartiefe	m
L_k	Tiefe der eingeschlossenen Kapillare	m
m	Verhältnis des oberen zum unteren Kapillardurchmessers	
N	Anzahl der Punktquellen	
n	Anzahl der Kapillartiefschritte	
n	Anzahl der Foki	
\mathbf{n}	Normalenvektor der Oberfläche	
n_{ref}	Anzahl interner Reflexion	
O	Ursprung des bewegten Koordinatensystems	
O_0	Ursprung des festen Koordinatensystems	
Pe	Peclet Zahl	
P_L	Laserleistung	$J s^{-1}$
P_{Lsoll}	Soll-Laserleistung	$J s^{-1}$
Q	Wärmemenge	J
\dot{Q}	Wärmestrom	$J s^{-1}$
\mathbf{Q}'	Wärmepunktmatrix	$J s^{-1}$
Q_{ij}	Wärmequellen	$J s^{-1}$
q	Wärmestrom der Punktquelle	$J s^{-1}$
q'	Wärmestrom pro Längeneinheit	$J s^{-1} m^{-1}$
q_k	Wärmestromdichte des Wärmeaustausches durch Konvektion	$J s^{-1} m^{-2}$
q_s	Wärmestromdichte des Wärmeaustausches durch Strahlung	$J s^{-1} m^{-2}$
\dot{q}	spezifischer Wärmestrom	$J s^{-1} m^{-1}$
\dot{q}_{1d}	eindimensionaler spezifischer Wärmestrom	$J s^{-1} m^{-1}$
\dot{q}_{2de}	mittlere Wärmestromdichte über die ebene Oberfläche oder den Kapillargrund	$J s^{-1} m^{-2}$
\dot{q}_{2dw}	mittlere Wärmestromdichte über die zylinderförmige Kapillarwand	$J s^{-1} m^{-2}$
R	Abstand zwischen Ursprung und betrachtetem Punkt	m

R'	Abstand zwischen momentanem Wärmepunkt und betrachtetem Punkt	m
r_f	Strahlradius des fokussierten Strahls	m
r_{kap}	Kapillarradius, auch Radius der Kegelöffnung	m
r_{km}	mittlerer Kapillarradius	m
r_x	Entfernung eines Punktes von der Achse OX	m
S	innere Fläche des Hohlraums	m^2
S'	gesamte innere Fläche des Hohlraums	m^2
S''	gesamte innere Fläche der eingeschlossenen Kapillare	m^2
S_0	Oberfläche der Vergleichskugel	m^2
S_v	Schachtverhältnis	
s	Fläche der Eintrittsöffnung des Hohlraums	m^2
s'	gesamte Fläche der Eintrittsöffnung des Hohlraums	m^2
s_l	Mantelfläche des eingeschlossenen Bereiches	m^2
s_k	Unterfläche des eingeschlossenen Bereiches	m^2
s_c	Mantelfläche der getrennten einzelnen Kapillare	m^2
s_b	Unterfläche der getrennten einzelnen Kapillare	m^2
T	Temperaturerhöhung	K
T'	Temperaturmatrix	K
T_∞	Umgebungstemperatur	K
T_m	Lokale Maximaltemperatur	K
T_s	Schmelztemperatur	K
T_v	Verdampfungstemperatur	K
T_{ij}	Temperatur	K
T_{ijs}	Temperatur der gespiegelten Ebene	K
t	Zeit	s
t'	Zeit	s
t_m	Zeit für die Erreichung der Maximaltemperatur	s
v_x	Vorschubgeschwindigkeit in X-Richtung	ms^{-1}
v_y	Vorschubgeschwindigkeit in Y-Richtung	ms^{-1}
v_z	Vorschubgeschwindigkeit in Z-Richtung	ms^{-1}
v	Bearbeitungsgeschwindigkeit	ms^{-1}
V_w	Verhältnis der Wärmeströme in Seiten- und Tiefenrichtung	
w	kritische Nahtbreite	m
x_l	Parabelachse für das Linienquell-Modell	m

x_p	Parabelachse für das Punktquell-Modell	m
x, y, z	Ortskoordinate	m
X, Y, Z	Koordinatensystem	m
z_1	Kapillartiefe	m
z_2	Unterschied zwischen Naht- und Kapillartiefe	m
z_t	Nahttiefe	m
z_{kap}	Kapillartiefe	m
α	Einfallswinkel bei Längsanordnung	Grad
α	Wärmeübergangszahl	$\text{Js}^{-1} \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$
α_k	Wärmeübergangszahl bei Konvektion	$\text{Js}^{-1} \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$
α_s	Wärmeübergangszahl bei Strahlung	$\text{Js}^{-1} \text{m}^{-2} \text{K}^{-1}$
β	Einfallswinkel bei Queranordnung	Grad
δ	Blechdicke	m
η_A	Einkoppelgrad	
η_p	Prozeßwirkungsgrad	
η_{th}	thermischer Wirkungsgrad	
$\eta_{1\text{th}}$	thermischer Wirkungsgrad für das Punktquell-Modell	
$\eta_{2\text{th}}$	thermischer Wirkungsgrad für das Linienquelle-Modell	
$\eta_{3\text{th}}$	thermischer Wirkungsgrad für das integrierte Punktquellen-Modell	
κ	Temperaturleitzahl	$\text{m}^2 \text{s}^{-1}$
λ	Wärmeleitzahl	$\text{Js}^{-1} \text{m}^{-1} \text{K}^{-1}$
ρ	Dichte	kgm^{-3}
ρ	Reflexionsgrad	
σ	Oberflächenspannung	Nm^{-1}
σ	Stefan-Boltzmann Konstante = $5,67 \cdot 10^{-8}$	$\text{Js}^{-1} \text{m}^{-2} \text{K}^{-4}$
φ_1, φ_2	azimutale Begrenzung des Teilstrahls	Grad
φ_{ges}	gesamter Umlenkwinkel der Strahlung	Grad
Ω	Öffnungswinkel	Grad
τ	Modulation der Tiefe einer „eingeschlossenen“ Kapillare	

1 Einleitung

1.1 Motivation und Zielsetzung

LASER ist ein Akronym für "Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation". Die physikalischen Grundlagen des Lasers wurden bereits im Laufe des vergangenen Jahrhunderts geschaffen. Seit der ersten erfolgreichen Realisierung eines Lasers im Jahre 1960 hat seine Bedeutung durch den Einsatz in unterschiedlichen Bereichen der Technik ständig zugenommen. Auch in der Materialbearbeitung wurde sein Potential durch seine hohe und konzentrierte Energiedichte bereits früh erkannt und aktiv fortentwickelt. Es gibt heute verschiedene Laser, die man zur Materialbearbeitung anwenden kann. Darunter sind die wichtigsten Typen: CO₂-Laser, Nd:YAG-Laser, Excimer-Laser und Diodenlaser. Sie sind aufgrund der zur Verfügung stehenden Energieklassen und der unterschiedlichen Wechselwirkungsmechanismen mit Materialien die für die häufigsten industriellen Bearbeitungsverfahren eingesetzten Laser wie z.B. für Schneiden, Schweißen, Löten, Bohren, Härten, Abtragen, Beschriften, Umschmelzen usw. .

Durch moderne optische Elemente, optimierte Kühlungs- und neue Herstellungstechniken konnten Laserleistung und Strahlqualität ständig erhöht werden, wodurch ein immer breiteres Einsatzgebiet der Lasermaterialbearbeitung erschlossen wurde. Im Vergleich zu den klassischen thermischen Verfahren der Fertigungstechnik zeichnen sich die Laserverfahren durch hohe Bearbeitungsgeschwindigkeit, hohe Bearbeitungsqualität, hohe Flexibilität, gute Zugänglichkeit, beste Automatisierbarkeit und gute Kombinierbarkeit mit anderen Verfahren aus [1]. Diese Vorteile wirken sich oft so positiv auf den gesamten Fertigungsablauf aus, daß dadurch die notwendigen relativ hohen Investitions- und Produktionskosten in Kauf genommen werden können. Dennoch stehen einige Laserverfahren in direkter Konkurrenz zu anderen etablierten Verfahren: So ist Wasserstrahlschneiden zum Beispiel in vielen Anwendungsfällen Konkurrent zum Laserstrahlschneiden mit CO₂- oder Nd:YAG-Lasern. Beim Schweißen, besonders beim Tiefschweißen von Metallen, sind die Vorteile des Strahlwerkzeugs Laser in so vielen Fällen entscheidend, daß dieses Verfahren seit einigen Jahren in zunehmendem Maß an Bedeutung gewinnt. So kann beim Laserstrahlschweißen im Vergleich zum Elektronstrahlschweißen auf ein Vakuum in der Wechselwirkungszone verzichtet werden, und die auftretende Strahlung kann einfacher abgeschirmt werden als die durch den Elektronenstrahl entstehende Röntgenstrahlung [2].

Zwar konnte die Laserleistung durch neue Techniken zunehmend gesteigert werden, dennoch sind tendenziell höhere Leistungen mit höheren Lasermodes verknüpft, was gleichzeitig immer eine Beschränkung der Strahlqualität bedeutet. Um dieses Problem

lösen zu können, wurde eine neue Technik entwickelt: die Mehrfokustechnik. Darunter wird in dieser Arbeit ausschließlich die simultane Einwirkung mehrerer Laserstrahlen auf ein Werkstück in der Art verstanden, daß die einzelnen Strahlen in einer gemeinsamen, lokal begrenzten Zone zusammenwirken. Es wird also die Strahlung mehrerer Laserstrahlquellen mit jeweils geringer oder mittlerer Leistung aber hoher Strahlqualität auf das Werkstück fokussiert.

Es stellt sich nun die Frage, welche Vorteile die Mehrfokustechnik gegenüber der Einstrahltechnik beim Lasertiefschweißen bietet. In der Praxis wurde schon beobachtet, daß durch ihren Einsatz die Ergebnisse verbessert werden können. Dies gilt insbesondere hinsichtlich folgender Aspekte:

- Durch Steigerung der Laserleistung kann die mit einem einzigen Hochleistungslaser erzielbare Einschweißtiefe auch mit mehreren Lasern mittlerer Leistung erreicht werden.
- Eine Leistungssteigerung führt zudem zu einer Erhöhung der Maximalgeschwindigkeit für stabiles Hochgeschwindigkeitsschweißen von Stahl ohne Auswürfe.
- Die Qualität von Aluminiumschweißen kann durch Unterdrückung von Lunkern und Poren gesteigert werden.
- Durch Verändern der Anzahl der Laserstrahlen sowie deren Abstand und Einfallswinkel läßt sich die Form der Schweißnähte beeinflussen.
- In einer Matrix aus Laserstrahlen läßt sich die Abkühlrate der Wechselwirkungszone einstellen, so daß die Rißanfälligkeit vermindert werden kann.
- Wie in dieser Arbeit gezeigt wird, kann auch der thermische Wirkungsgrad und der Prozeßwirkungsgrad erhöht werden.

Die experimentelle Untersuchung von Laserschweißungen mit Mehrfokustechnik ist sehr aufwendig, sowohl aus anlagentechnischer Sicht als auch bezüglich der Anzahl relevanter Prozeßparameter, die mit der Anzahl der Foki steigt. Aus diesem Grund kommt theoretischen Simulationsrechnungen eine besondere Bedeutung zu: Mit Modellrechnungen lassen sich die sinnvollen Bereiche der Prozeßparameter für eine bestimmte Anwendung eingrenzen, um den Aufwand praktischer Experimente zu verringern.

Ziel dieser Arbeit ist es daher, für den Einsatz der Mehrfokustechnik ein theoretisches Modell zu entwickeln, das

- in kurzer Zeit die Ergebnisse des Lasertiefschweißens direkt berechnen kann,
- Voraussagen über die Auswirkung von Parametervariationen in expliziter Form ermöglicht,

- durch Vergleich verschiedener Mehrstrahlkonfigurationen zur Optimierung der notwendigen Anlagentechnik beitragen kann,
- Voraussagen zu Entwicklungsmöglichkeiten unterschiedlicher Verfahren der Lasermaterialbearbeitung erlaubt und
- die Richtung für weitere Entwicklungen von Laserquellen und für wirtschaftlichere Fertigungsprozesse aufzeigt.

1.2 Stand der Technik

Die Wechselwirkungsmechanismen zwischen Laserstrahl und Werkstück hängen hauptsächlich von der Einwirkungszeit und der Leistungsdichte ab, wie Bild 1 zeigt [1]: Bei Leistungsdichten in der Größenordnung von einigen 10^6 W/cm^2 bildet sich eine Dampfkapillare (Keyhole) aus, deren Durchmesser etwa dem des fokussierten Laserstrahls entspricht. Diese Kapillare wird erzeugt und offengehalten durch den vom Laserstrahl produzierten Dampfdruck, der im Gleichgewicht mit der Oberflächenspannung und dem hydrostatischen Druck steht, wie in Bild 2 gezeigt ist. In diesem Bereich der Leistungsdichte kommt es zum Lasertiefschweißen. Gegenüber dem konventionellen Schweißen ist es möglich, daß sich durch mehrfache Reflexionen des Laserstrahls an der Wandung der Kapillare Schweißtiefen von mehreren Millimetern erreichen lassen. Seit einigen Jahren ist das Lasertiefschweißen ein etabliertes Verfahren in der Fügetechnik von Metallen. Verglichen mit konventionellen Schweißverfahren bestehen die großen Vorteile in der geringen Wärmeeinflußzone und den schlanken Schweißnähten.

Motiviert durch stets zunehmende verfügbare Laserleistungen und Strahlqualitäten wurden in den vergangenen Jahren viele theoretische und experimentelle Forschungsarbeiten zum Thema Schweißen bzw. Lasertiefschweißen durchgeführt. Schon früh entwickelte ROSENTHAL [3] zwei sehr bekannte und wesentliche Gleichungen zur theoretischen Berechnung des Schweißens. Die Lösung seiner Gleichung mit einer bewegten Punktquelle ist jedoch für das Lasertiefschweißen nicht geeignet, da hier nur eine Oberflächenwärmequelle berücksichtigt wird. Seine andere Gleichung beschreibt das zweidimensionale Modell einer bewegten Linienquelle. Es wurde von CLINE und ANTHONY [4] erfolgreich zur Simulation des Durchschweißens dünner Bleche angewendet, wofür es sehr gut geeignet ist. Bei dickeren Blechen liefert dieses zweidimensionale Modell im oberflächennahen Bereich unbefriedigende Ergebnisse [5, 6]. STEEN et al. [7] haben eine Modifikation des einfachen Modells zur Kombination einer bewegten Punktquelle und einer Linienquelle vorgeschlagen, die die Verhältnisse im Bereich der oberen Naht gut simuliert, im unteren Nahtbereich aber nur den Fall des Durchschweißens berücksichtigt. BONOLLO et al. [8] haben zusätzlich zur Oberflächen-Punktquelle eine segmentierte Linienquelle eingeführt und durch segmentweise Energiebilanz das Ergebnis dem des Experiments angeglichen. Eine gaußförmige

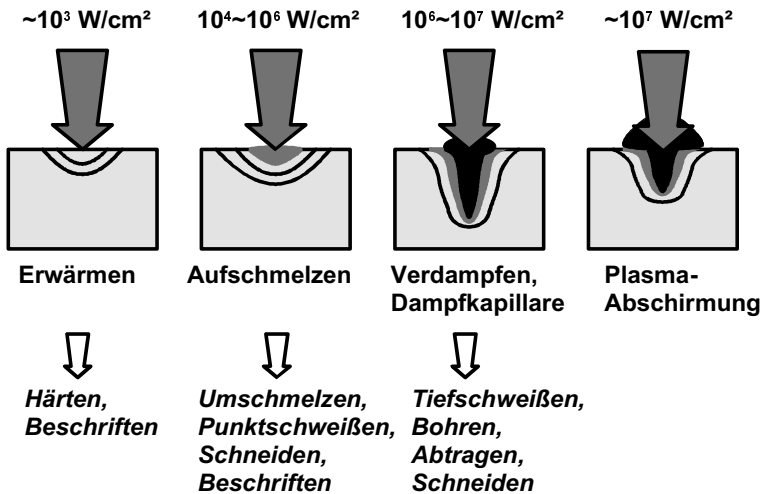


Bild 1: Einfluß der Leistungsdichte auf die Wechselwirkungsmechanismen von Laserstrahlen und die Anwendungen in der Materialbearbeitung [1].

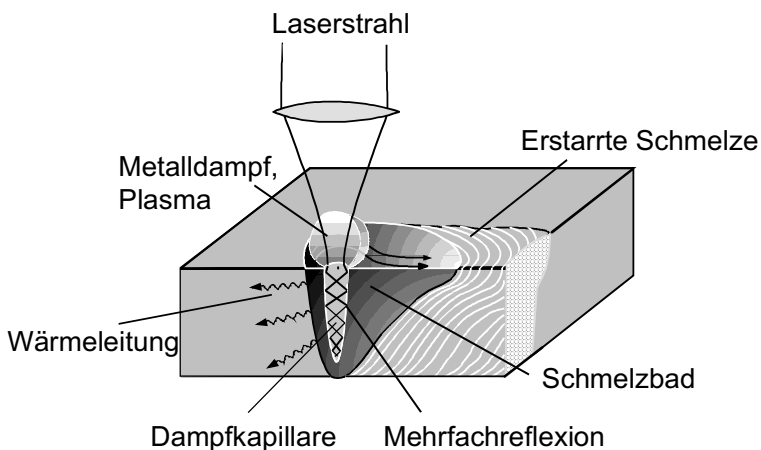


Bild 2: Physikalische Mechanismen des Lasertiefschweißens.

Verteilung der auf die Werkstückoberfläche eingebrachten Wärme ermöglicht ein Modell mit bewegten Wärmequellen von EAGAR et al. [9]. Dieses Modell wurde insbesondere zur Simulation des Temperaturfeldes und der Schmelzbadgeometrie beim

Lichtbogenschweißen entwickelt. Für das Lasertiefschweißen stellte CHANG [10] ein quasi-dreidimensionales Wärmeleitungsmodell mit integrierten bewegten Punktquellen vor. Dieses Modell war zum ersten Mal flexibel genug, um sowohl zur Simulation des Wärmeleitungsschweißens als auch zur Berechnung des Durchschweißens eingesetzt zu werden.

Darüber hinaus gibt es auch noch viele weitere theoretische Ansätze zur Berechnung der Schweißtiefe und zur Beschreibung der physikalischen Phänomene in Verbindung mit dem Schmelzbad. Die im folgenden vorgestellten Modelle basieren grundsätzlich auf einer Beschreibung einer Dampfkapillare. Ein von hydrodynamischen Aspekten ausgehendes Modell für das Tiefschweißen wurde 1971 von GIEDT et al. [11-13] entwickelt. Basierend auf den Arbeiten von ANDREWS und ATTHEY [14] sowie KLEMENS [15] berücksichtigen viele Ansätze die Druckbilanz von hydrodynamischen Mechanismen bei der Entstehung der Kapillare und zusätzliche physikalische Phänomene [16-21]. KAPLAN [22] entwickelte ein Modell, welches neben den Absorptionsmechanismen und den Verdampfungsverlusten auch die mit größer werdender Schweißgeschwindigkeit zunehmende Krümmung der Kapillarachse berücksichtigt. Gleichzeitig wurde diese Variation der Kapillarkrümmung auch von FABBRO et al. [23, 24] durch zwei sogenannte charakteristische Geschwindigkeiten (Schweiß- und Eindringgeschwindigkeit) vorgestellt, welche von der lokalen Laserleistungsdichte und der Energieeinkopplung in die Kapillare abhängig sind. Die Schwingung der Kapillare und die Kapillargeometrie bei unterschiedlicher Schweißgeschwindigkeit wurden von KROOS [25] und SIMON et al. [26, 27] berücksichtigt. BECK [28-30] demonstrierte als erster ein selbstkonsistentes Modell des Lasertiefschweißens, das unter Berücksichtigung der Mehrfachreflexionen in der Dampfkapillare sowie der Energiebilanz die Kapillargeometrie und die Umströmung der Kapillare durch schmelzflüssiges Material berechnen konnte. Ebenfalls selbstkonsistent ist das Modell von KROOS et al. [31], welches das Durchschweißen mittels Druck- und Energiebilanz zwischen Kapillare und Schmelzbad beschreibt und damit eine stabile Dampfkapillare erzielt. Noch komplexere Modelle mit umfangreicher Berücksichtigung von FRESNEL-Absorption, inverser Bremsstrahlung und Druckbilanz wurden von BECK [32] und SOLANA et al. [33] veröffentlicht. MAZUMDER und STEEN [34] haben ein dreidimensionales Wärmetransportmodell mit asymmetrischem Volumen (Control-volume) mittels Finite-Differenzen-Methode (FDM) beschrieben, das das Schmelzbad, die Wärmeeinflußzone und die thermisch induzierten Strömungen im Bereich der Werkstückoberfläche simulieren kann. Gleichfalls angewendet wurde FDM auch von WEI et al. [35] und SUDNIK et al. [36] zur Ermittlung von Kapillarform und Temperaturverteilung beim Schweißen sowie zur Simulation der Kennwerte der Nahtgeometrie. Auch die Finite-Elemente-Methode (FEM) wurde für solche Berechnungen sowohl beim Wärmeleitungsschweißen [37, 38] als auch beim Lasertiefschweißen [39, 40] angewendet, letzteres mit Hilfe des kommerziellen Strömungsanalyseprogramms FIDAP [41]. Die Entwicklung zu immer komplexeren Modellen und noch präziseren numerischen Verfahren ist vor allem durch das schnelle Anwachsen der Rechenleistung neuerer

Computersysteme begründet und ermöglicht die Berücksichtigung einer zunehmenden Anzahl von physikalischen Mechanismen und Parameter.

Alle der oben beschriebenen Modelle für das Schweißen berücksichtigen nur einen einzigen Laserstrahl. Bei der Kombination von zwei Laserstrahlen sind prinzipiell zwei Einsatzmöglichkeiten zu unterscheiden: Längs- und Queranordnung. Diese Benennung spezifiziert jeweils die Anordnung der Strahlen relativ zur Vorschubrichtung. Bei der Längsanordnung werden die Strahlen hintereinander, bei der Queranordnung nebeneinander über das Werkstück geführt. Von Zweistrahltechnik im Experiment berichtet BANAS [42] bereits 1986, wo er demonstrierte, daß bei hoher Geschwindigkeit die Stabilität des Schweißprozesses zunimmt und die sogenannten Schmelzauswürfe ('Humpingeffekt') vermieden werden können, wenn zwei Brennpunkte in geringem Abstand hintereinander angeordnet werden. Ein Patent zum Zweistrahlsschweißen mit Laser wurde ihm 1987 erteilt [43]. Im selben Jahr prägten ARATA et al. [44, 45] den Begriff „Tandem beam“ mit Elektronenstrahlen und NUSS et al. [46] „Twin spot“ mit CO₂-Laserstrahlen. Seitdem ist diese Technik für verschiedene Materialien erfolgreich angewandt worden. GLUMANN et al. [47, 48] erzeugten einen Doppelfokus aus zwei CO₂-Laserstrahl von separaten Lasern mittels eines Spiegelsystems und untersuchten damit in PMMA und Quarzglas die Kapillargeometrie und die Variationen des Schmelzbades. Damit konnte die Steigerung der Prozeßstabilität zur Vermeidung prozeßinduzierter Nahtfehler bestätigt werden [49].

Das Zweistrahl-Schweißen mit Nd:YAG-Laser wurde von DAUSINGER et al. erstmals durchgeführt [50, 51]. Durch den Einsatz einer Doppelglasfaser in Verbindung mit einer Standard-Schweißoptik wurden sehr hohe Nahtqualitäten erzielt. NARIKIYO et al. [52, 53] untersuchten mit zwei unterschiedlich modulierten Nd:YAG-Lasern die Plasmaphänomene und die erzielbaren Schweißergebnisse beim Lasertiefschweißen von Stahl. Daneben wurde in den letzten Jahren aber auch Dreifokustechnik experimentell untersucht: durch Erhöhung der Anzahl der Foki erhält man Fokusmatrizen, was zu neuen Möglichkeiten führt [54]. Auch dabei kommen zunehmend Standard-Komponenten zum Einsatz (Bild 3). Mehrfokustechnik mit drei Laserstrahlen wird inzwischen für das Schweißen von Aluminiumlegierungen erprobt [55, 56].

Auch FIJINAGA et al. [57, 58] haben ein aus Glaserfasern und einer speziellen Bearbeitungsoptik bestehendes integriertes System entwickelt. Darin werden die aus den drei Glasfasern austretenden Laserstrahlen zunächst einzeln kollimiert und dann mit einer gemeinsamen Fokussierlinse auf das Werkstück abgebildet. In diesem System kamen ein gepulst angeregter Nd:YAG-Laser und zwei zeitlich verzögerte cw Nd:YAG-Laser mit rechteckig moduliertem Leistungsverlauf zum Einsatz, deren Strahlen für das Lasertiefschweißen überlagert wurden. Damit konnte demonstriert werden, daß mit diesem Bearbeitungssystem eine größere Eindringtiefe erreicht wird. Die Schweißgeschwindigkeit lag in diesen Fällen allerdings deutlich unter einem Meter pro Minute.

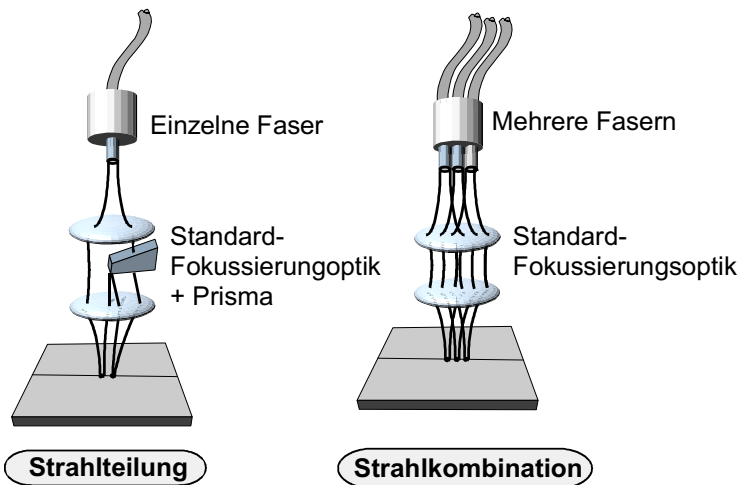


Bild 3: Methoden zur Realisierung von Mehrfokustechnik [54].

Bei der Modellierung der Mehrfokustechnik zeigen KANNATEY-ASIBU et al. [59, 60] die theoretische Beschreibung von zwei Strahlen in Längsanordnung für die Berechnung der Temperaturverteilung und Abkühlrate beim Laserschweißen. Für die gleiche Anordnung existieren Modelle von LIU et al. [61] und FREWIN et al. [62], mit denen der Wärmestrom unter Verwendung der Finite-Elemente-Methode analysiert worden ist. KAR et al. [63] zeigten ein dreidimensionales, quasi-stationäres thermisches Modell für mehrere rechteckige Laserstrahlen für das Laserhärten. Alle diese Modelle beschreiben jedoch wiederum Oberflächenwärmequellen und sind deshalb für die Simulation des Lasertiefschweißens nur bedingt geeignet. Zwei in die Tiefe reichende Wärmequellen wurde von DANKE [64] in Form von zwei Linienenergiequellen und CHANG [65] mit einem Modell aus auf die Kapillarform angepassten integrierten Punktequellen vorgestellt. Bei letzterem wurde der Energieeinkoppelgrad durch die Mehrfachreflexion auf der Kapillarwand berechnet.

Die bisherige Modellierung der Mehrfokustechnik für das Lasertiefschweißen waren zudem auf den Einsatz von zwei Laserstrahlen in Längs-Anordnung begrenzt. In der vorliegenden Arbeit wird nun ein Modell vorgestellt, welches unterschiedliche Konfigurationen wie zum Beispiel Queranordnung oder Anordnungen aus mehreren Laserstrahlen mit variablen Abständen und Einfallswinkeln zu beschreiben vermag, wie sie in Bild 4 skizziert sind.

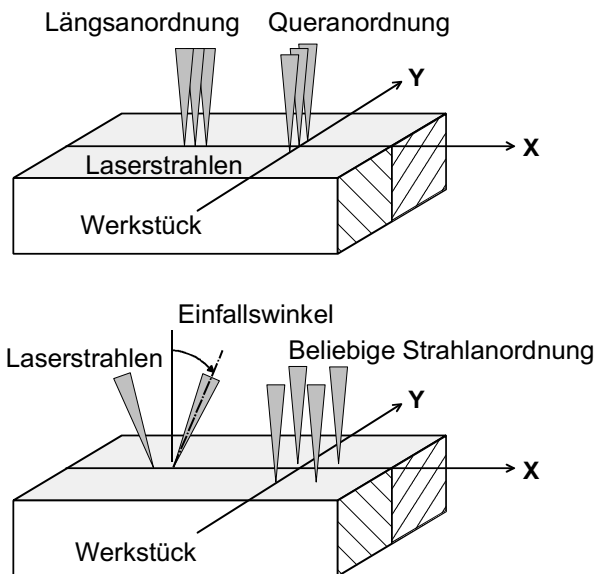


Bild 4: Möglichkeiten von Strahlkombinationen und räumlichen Verteilungen bei Mehrfokustechnik.

1.3 Aufbau der Arbeit

Im Rahmen dieser Arbeit werden zunächst die bestehenden Modelle kurz beschrieben und dann ein neues Modell des Lasertiefschweißens vorgestellt. In Kapitel 3 werden die physikalischen Grundlagen und die notwendigen mathematischen Formulierungen zur Modellierung des Mehrfokusschweißens mittels bewegten integrierten Punktquellen dargestellt. Hier wird insbesondere auf die Berechnung des Absorptionsgrads der Laserstrahlung, auf die Anwendung des Superpositionsprinzips und der Spiegelungsmethode sowie auf die Lösung der quasi-dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung zur Ermittlung der Nahtgeometrie eingegangen. Das darauf folgende Kapitel zeigt die Ergebnisse von Simulationsrechnungen zum Lasertiefschweißen mit unterschiedlichen Parametern. Diese Resultate werden in Kapitel 5 mit experimentellen Ergebnissen verglichen. In Kapitel 6 wird die Anwendung des Modells mit konkreten Aufgabenstellungen, zum Beispiel der Anforderung an eine kritische Nahtbreite, in Verbindung gebracht. Die Bedeutung des thermischen Wirkungsgrades und des Prozeßwirkungsgrades sowie deren Abhängigkeiten von unterschiedlichen Prozeßparametern werden in Kapitel 7 diskutiert. Kapitel 8 enthält zum Abschluß die Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse dieser Arbeit.

2 Vorstellung eines neuen Modells

2.1 Bestehende Modelle

Das Ziel der Simulation des Lasertiefschweißens ist die möglichst genaue Voraussage eines realen Bearbeitungsergebnisses, das mit einer spezifischen Parameterwahl erzielt wird. Eine besondere Rolle spielen dabei die geometrische Kennwerte der Schweißnaht: Schweißtiefe, Schweißnahtbreite und Nahtfläche. Im vorangegangenen Kapitel wurde schon erwähnt, daß die meisten der bestehenden und dort beschriebenen Modellen grundsätzlich auf einer Lösung der Wärmeleitungsgleichung basieren. In einigen Modelle werden noch zusätzlich einzelne physikalische Phänomene berücksichtigt, beispielweise Konvektion, Plasmaphänomene, Strahlungsverluste oder unterschiedliche Absorptionsmechanismen wie Mehrfachreflexion. Ein Modell, welches mehrere dieser physikalischen Mechanismen gleichzeitig beinhaltet, kann auf Grund der großen Komplexität zur Zeit noch nicht realisiert werden. Diesem Aspekt der Komplexität kommt bei der Simulation von Mehrfokustechnik natürlich noch eine viel größere Bedeutung zu als bei der Modellierung eines Einzelstrahls. Als ersten Schritt für die Modellierung der Mehrfokustechnik empfiehlt es sich, zunächst von den grundsätzlichen Ansätzen der Einstrahltechnik auszugehen und diese dann entsprechend weiterzuentwickeln. Deshalb sollen zunächst einige bestehende Modelle genauer vorgestellt werden, auf denen das neue Modell beruht.

2.1.1 Das Modell der bewegten Punktquelle

Ein allgemein anerkannter Ansatz zur mathematischen Beschreibung des Laserschweißens mit einer bewegten Punktquelle stammt von CARSLAW und JAEGER [66]. Mit diesem Modell werden die Erwärmungs- und Abkühlungsvorgänge unter dem Einfluß einer örtlich eng begrenzten („konzentrierten“) Wärmequelle beschrieben. Es gilt aber nur für das Wärmeleitungsschweißen, bei dem die Laserenergie direkt auf der ebenen Oberfläche des Werkstücks absorbiert und durch dreidimensionale Wärmeleitung in das Werkstück abgeleitet wird, siehe Bild 5, wie beispielweise für das MIG- oder Lichtbogenschweißen. Es eignet sich aber nicht zur Beschreibung des Lasertiefschweißens, bei dem eine Dampfkapillare entsteht.

Zur Beschreibung des durch eine bewegte Wärmequelle entstehenden Temperaturfeldes soll zunächst die allgemeine einfache Differentialgleichung der Wärmeleitung vorgestellt werden. Die physikalischen Phänomene lassen sich darstellen durch die LAGRANGESche Beschreibung

$$G = \rho \cdot c_p \cdot \frac{dT}{dt} - \nabla \cdot (\lambda \nabla T) \quad (2.1)$$

oder durch die EULERSche Beschreibung

$$G = \rho \cdot c_p \cdot \left(\frac{\partial T}{\partial t} + v \cdot \nabla T \right) - \nabla \cdot (\lambda \nabla T) . \quad (2.2)$$

Darin bezeichnet G als Energieerzeugung pro Volumeneinheit im Bauteil, ρ die Dichte des Werkstoffs, c_p die spezifische Wärme, λ die Wärmeleitfähigkeit, v die Schweißgeschwindigkeit, t die Zeit und T die Temperatur.

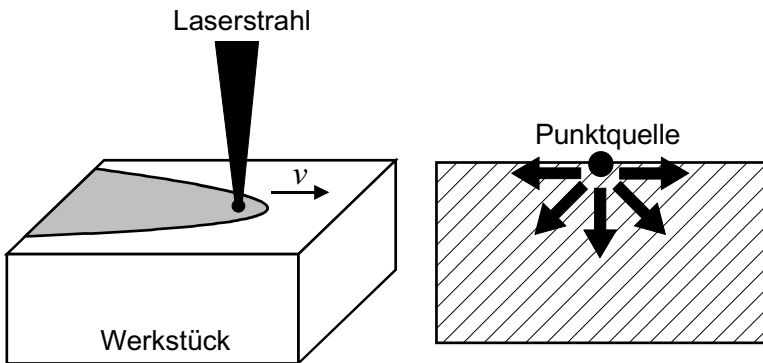


Bild 5: Das Modell der bewegten Punktquelle mit dreidimensionaler Wärmeleitung.

Vor der Lösung der Wärmeleitungsgleichung soll zunächst näher auf das fundamentale Prinzip des Modells mit einer bewegten Punktquelle, die sich gleichförmig mit der Geschwindigkeit v bewegt, eingegangen werden, weil das hier entwickelte Modell darauf aufbaut. Die Temperatur T eines beliebigen Punktes P mit den Koordinaten (x,y,z) wird unter Zuhilfenahme des Superpositionsprinzips aus den einzelnen Wärmeeinwirkungen der Punktquelle an ihrem Ort zum jeweiligen Zeitpunkt t' berechnet, wie in Bild 6 dargestellt.

Wenn die thermischen Eigenschaften des Materials temperaturabhängig berücksichtigt werden sollen, dann werden die Gleichungen (2.1) oder (2.2) nichtlinear. In diesem Fall ist es nicht nur sehr schwierig, eine analytische Lösung zu finden, auch das Superpositionsprinzip kann nicht mehr angewendet werden. Deshalb werden die

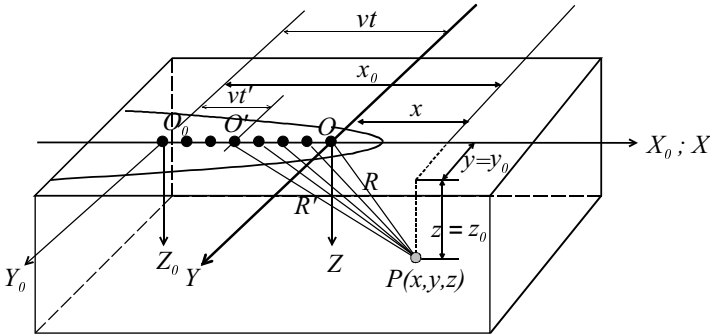


Bild 6: Prinzip der Superposition von unterschiedlichen Momentan-Positionen der Wärmequelle. Punktförmige Quelle auf der Oberfläche eines einseitig begrenzten Körper; feststehendes Koordinatensystem $X_0 Y_0 Z_0$ mit dem Anfangspunkt bei O_0 , in dem die Quellenwirkung beginnt; bewegtes Koordinatensystem $X Y Z$ mit dem Anfangspunkt O in der Quelle [67].

Materialeigenschaften als konstant über der Temperatur angenommen.¹ Die Wirkungszeit t der Quelle wird in unendlich kleine Elemente unterteilt, und man betrachtet die einzelnen Zeitschritte dt im quasistationären Zustand. Die momentane Temperatur errechnet sich nach dem Superpositionsprinzip als Summe aller Temperaturänderungen der vorangegangenen Zeitschritte gemäß

$$T(t) = \int_0^t dT(t) . \quad (2.3)$$

Die Temperaturänderung $dT(t)$ läßt sich mit der speziellen Lösung der Differentialgleichung der Wärmeleitung

$$T(x_0, y_0, z_0, t) = \frac{Q}{\rho \cdot c_p \cdot (4\pi\kappa t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{R^2}{4\kappa t}\right) \quad (2.4)$$

1. Es ist üblich, den Mittelwert der entsprechenden Größe über dem betrachteten Temperaturbereich zu verwenden.

für die Wärmeausbreitung von momentanen punktförmigen Quellen ermitteln [66] zu

$$dT(x_0, y_0, z_0, t) = \frac{dQ}{\rho \cdot c_p \cdot (4\pi\kappa t)^{3/2}} \exp\left(-\frac{R^2}{4\kappa t}\right). \quad (2.5)$$

Da die Quelle dQ im betrachteten Fall jedoch nicht im Koordinatenanfangspunkt O_0 wirkt, muß der Radiusvektor für den Punkt P , d. h. die Entfernung $O'P$ durch

$$R^2 = (O'P)^2 = (x_0 - vt)^2 + y_0^2 + z_0^2. \quad (2.6)$$

ausgedrückt werden.

Die momentan wirkende Wärmequelle mit Wärmemenge pro Zeiteinheit q bewegt sich von Punkt O' aus gleichförmig mit der Geschwindigkeit v in X -Richtung. Zum Zeitpunkt t hat sich die Temperatur des Punktes P um $T(x_0, y_0, z_0)$ erhöht. Diese Temperaturerhöhung ist die Summe der Anteile $T(x_0 - v \cdot (t-t'), y_0, z_0)$, die die Punktquelle an allen ihren vorangegangenen momentanen Positionen (Zeitpunkt t') bewirkt. Die Dauer der Wärmeausbreitung von der Wärmequelle zum Punkt P beträgt dabei jeweils $t-t'$, der Energieanteil zur Temperaturerhöhung ist qdt' . Eingesetzt in Gl. (2.5) ergibt sich die Temperaturerhöhung im Ort $P(x_0, y_0, z_0)$ zum Zeitpunkt t zu

$$dT(x_0, y_0, z_0, t) = \frac{qdt'}{8\rho c_p [\pi\kappa(t-t')]^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{(x_0 - vt)^2 + y_0^2 + z_0^2}{4\kappa(t-t')}\right). \quad (2.7)$$

Nach Gl. (2.3) kann die vollständige Temperaturänderung durch ein Integral über sämtliche dieser elementaren Temperaturzunahmen in der Zeit von 0 bis t berechnet werden mit

$$T(x_0, y_0, z_0, t) = \int_0^t \frac{qdt'}{8\rho c_p [\pi\kappa(t-t')]^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{(x_0 - vt)^2 + y_0^2 + z_0^2}{4\kappa(t-t')}\right). \quad (2.8)$$

Die Lösung des Integrals wird nach [67] vereinfacht, wenn man die Gleichung auf das mit der Quelle bewegten Koordinatensystem X, Y, Z bezieht. Hat die Quelle und damit auch das Koordinatensystem die Geschwindigkeit v , so lauten die Koordinaten des feststehenden Punktes $P(x_0, y_0, z_0)$

$$x = x_0 - vt; \quad y = y_0; \quad z = z_0. \quad (2.9)$$

Weiterhin wird die Zeitveränderliche $t'' = t - t'$ als Ausdruck für die Dauer der Wärmeausbreitung von einer im Punkt O' wirkenden elementaren Quelle eingeführt. Durch Einsetzen dieser Größen in Gl. (2.8) und elementare Umwandlungen der unter dem Integral stehenden Funktion erhält man die Gleichung der Wärmeausbreitung von wandernden Quellen, bezogen auf das wandernde Koordinatensystem, zu

$$T(x, y, z, t) = \frac{q}{8\rho c_p (\pi\kappa)^{3/2}} \cdot \exp\left(-\frac{vx}{2\kappa}\right) \cdot \int_0^t \frac{dt''}{r^{3/2}} \exp\left(-\frac{v^2 t''}{4\kappa} - \frac{R^2}{4\kappa t''}\right), \quad (2.10)$$

hierin ist $R^2 = x^2 + y^2 + z^2$ das Quadrat des räumlichen Radiusvektors für den Punkt $P(x, y, z)$ im Temperaturfeld.

Wenn ein quasistationärer Zustand für eine bestimmte Geschwindigkeit und Wärmemenge der bewegten Quelle in einem System erreicht werden kann, dann strebt das Temperaturfeld diesen bei unendlich langer Wirkungsdauer der Quelle, d. h. bei $t \rightarrow \infty$, an. Mit der Grenzwertbildung $t \rightarrow \infty$ erhält man aus Gl. (2.10)

$$T(x, y, z) = \frac{q}{4\pi\lambda R} \cdot \exp\left(-\frac{v(R-x)}{2\kappa}\right). \quad (2.11)$$

Damit steht eine allgemeine quasistationäre Temperaturfeldgleichung zur Verfügung. Für die praktische Anwendung beim Laserschweißen, wo der Laserstrahl die Werkstückoberfläche direkt bestrahlt, läßt sich die Wärmeausbreitung durch die Wärmeableitung in einen halbbunendlichen Körper beschreiben. Für die Erwärmung der Oberfläche eines einseitig begrenzten Körpers durch eine punktförmige und mit gleichförmiger Geschwindigkeit v bewegte Quelle konstanter Leistung q erhält man aus Gl. (2.11)

$$T(x, y, z) = \frac{q}{2\pi\lambda R} \cdot \exp\left(-\frac{v(R-x)}{2\kappa}\right). \quad (2.12)$$

Die Lösung dieser Wärmeleitungsgleichung für eine bewegte Punktquelle ist für die Simulation des Wärmeleitungsschweißens in erster Näherung hinreichend geeignet [3, 66, 68, 69].

Tatsächlich ist jedoch beim Wärmeleitungsschweißen die Schmelzbadbewegung maßgeblich durch die sogenannte Marangoni-Strömung bestimmt [70-74], siehe Bild 7. Die Schmelzbadkonturen werden also in der Realität nicht nur durch Wärmeleitung

bestimmt, sondern auch durch Faktoren wie Oberflächenspannungen und Strahlungseffekt beeinflusst.

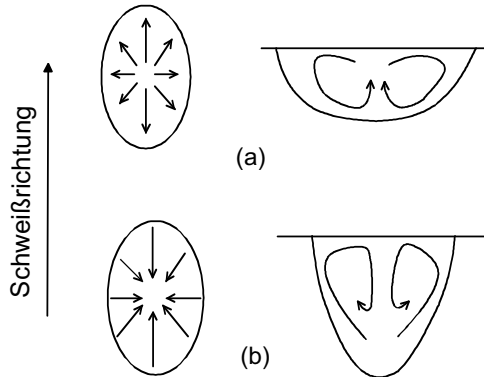


Bild 7: Marangoni-Strömung im Schmelzbad, (a): Negativer Oberflächenstressesgradient $\frac{d\sigma}{dT} < 0$, (b): Positiver Oberflächenstressesgradient $\frac{d\sigma}{dT} > 0$ [70].

2.1.2 Das Modell der bewegten Linienquelle

Im vorigen Abschnitt wurden die allgemeinen Grundlagen der Simulation des Wärmeleitungsschweißens durch eine bewegte punktförmige Quelle auf der Werkstückoberfläche beschrieben. Beim Lasertiefschweißen sind jedoch andere physikalische Phänomene zu berücksichtigen. Das Verfahrensprinzip beruht ja darauf, daß sich durch die lokale Einbringung der Strahlleistung eine Dampfkapillare mit einem Durchmesser vergleichbar dem des fokussierten Strahls ausbildet. Der Dampfdruck wirkt dem hydrostatischen Druck der umgebenden Schmelze sowie deren Oberflächenspannungen entgegen und verhindert das Schließen der Kapillare, siehe wiederum Bild 2. Der abströmende Dampf wird teilweise ionisiert, und das so entstehende Plasma beeinflusst rückwirkend Form und Tiefe der Kapillare. Von deren Wandungen gelangt die dort eingekoppelte Energie durch Wärmeleitung in die Schmelze und weiter in das feste Material. Durch die Relativbewegung zwischen Kapillare und Werkstück entlang einer vorgegebenen Bahn wird stetig neues Material aufgeschmolzen, das die Kapillare seitlich umströmt und dahinter infolge Abkühlung durch Wärmeleitung in das Bauteil wieder erstarrt. Typische Verhältnisse von Nahttiefe zu Nahtbreite liegen beim Lasertiefschweißen zwischen 2:1 und 6:1, beim Wärmeleitungsschweißen dagegen nur bei 1:2 bis 1:1 [1].

In den im Kapitel 1.2 genannten Veröffentlichungen zur Simulation des Lasertiefschweißens wurde für den stationären Fall meistens das sogenannte Modell der bewegten Linienquelle verwendet, das im Prinzip auf der bereits beschriebenen bewegten punktförmigen Quelle basiert. Der Unterschied besteht darin, daß die eingebrachte Energie nicht nur pro Zeiteinheit, sondern auch pro Längeneinheit entlang der Z-Achse berücksichtigt wird, siehe Bild 8. Die Wärmeleistung pro Längeneinheit wird q' genannt. Die in einem beliebigen Punkt $P(x,y,z)$ des Werkstücks induzierte Temperatur wird für die in der X-Richtung bewegten Linienquelle im stationären Fall durch das Integral von Gl. (2.11) beschrieben.

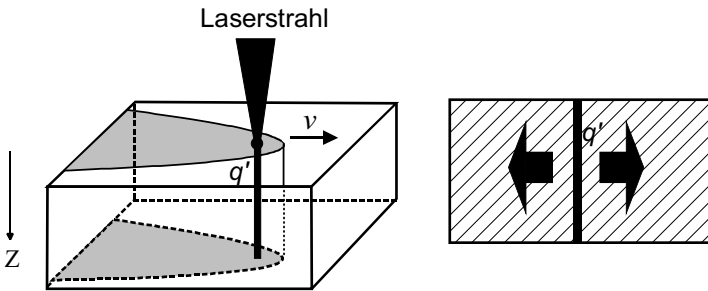


Bild 8: Das Modell der bewegten Linienquelle für das Lasertiefschweißen.

So erhält man

$$T(x, y, z) - T_{\infty} = \frac{q'}{4\pi\kappa} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{dz}{\sqrt{x^2 + y^2 + z^2}} \exp\left\{-v\left[\frac{(x^2 + y^2 + z^2) - x}{2\kappa}\right]\right\} \quad (2.13)$$

und weiter

$$T(x, y, z) - T_{\infty} = \frac{q'}{2\pi\lambda} \cdot K_0\left(\frac{v\sqrt{x^2 + y^2}}{2\kappa}\right) \cdot \exp\left(\frac{vx}{2\kappa}\right). \quad (2.14)$$

Darin ist K_0 die sogenannte modifizierte BESSELSche Funktion zweiter Art und nullter Ordnung [67].

Gegenüber dem Punktquellenmodell für das Wärmeleitungsschweißen, bei dem die Wärme dreidimensional abgeleitet wird, handelt es sich hierbei nur um ein

zweidimensionales Modell. Es ist geeignet für das Durchschweißen dünner Bleche, wobei sich die Temperatur im wesentlichen nur in seitlicher Richtung (X - und Y -Richtung) ändert, während die Temperaturänderung in Schweißtiefenrichtung vernachlässigt wird. Bei der Simulation von Blindschweißungen dagegen muß auch die Z -Richtung berücksichtigt werden, weshalb für die Simulation des allgemeinen Schweißens ein erweitertes Modell notwendig ist.

2.2 Ein neues Konzept: Das integrierte Punktquellen-Modell

Ausgehend von den beiden bereits beschriebenen Modellen soll nun ein neues Modell vorgestellt werden, welches die Vorteile von Punkt- und Linienquellen vereint. Wie in Bild 9 gezeigt, handelt es sich bei diesem dreidimensionalen Wärmeleitungsmodell um die linienförmige Anordnung mehrerer Punktquelle.

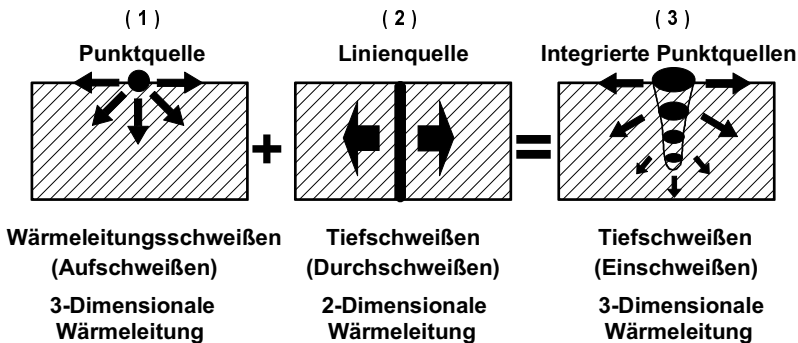


Bild 9: Konzept des integrierten Punktquellen-Modells.

Beim integrierten Punktquellen-Modell² dagegen werden nun beliebig viele verteilte punktförmige Wärmequellen innerhalb der Dampfkapillare angeordnet, siehe Bild 10. Deren Wirkung wird wiederum mit dem Superpositionsprinzip erfasst.

2. Beim Übergang auf Fokusedurchmesser $d_f \rightarrow 0$ geht das Modell aus integrierten Punktquellen zu einer Linienquelle über.

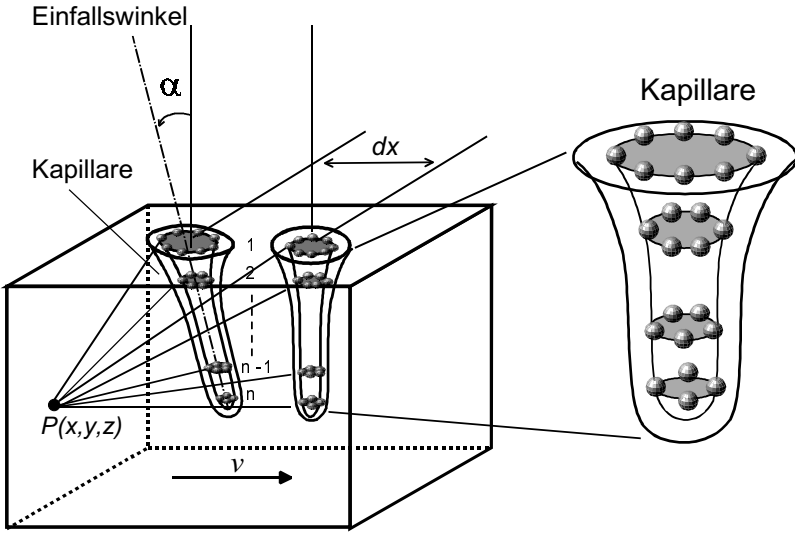


Bild 10: Superpositionsprinzip im Modell der integrierten Punktquellen.

Betrachtet man also die Temperatur im Punkt $P(x,y,z)$, so wird sie an dieser Stelle nicht nur durch Überlagerung der Wirkungen einzelner Zeitpunkte, sondern zusätzlich auch durch die vieler räumlich verteilter Wärmequellen bestimmt. Durch die Anordnung der Punktquellen in Form einer Dampfkapillare läßt sich somit das Einschweißen mit einem Laserstrahl modellieren. Genauso läßt sich aber auch die Wirkung vieler Laserstrahlen simulieren, in dem die Punktquellen in Form von mehreren Kapillaren angeordnet werden. Damit kann die Vielzahl der zusätzlichen Parameter der Mehrfokustechnik berücksichtigt werden, wie zum Beispiel Anordnung, Abstand oder Einfallswinkel der einzelnen Laserstrahlen, siehe Bild 11.

Ausgehend von Gl. (2.11) wird die Temperatur im Punkt $P(x,y,z)$ berechnet mit

$$T(x, y, z) - T_{\infty} = \frac{1}{4\pi\lambda} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^K \left[\frac{1}{|\vec{R} - \vec{R}_{ij}|} \exp \left\{ \frac{v}{2\kappa} [(x - x'_{ij}) - |\vec{R} - \vec{R}_{ij}|] \right\} \right] \cdot Q_{ij} \quad (2.15)$$

Darin bedeuten neben den im Formelverzeichnis aufgeführten Werten

$$R = \sqrt{x^2 + y^2 + z^2} \text{ den Abstand zwischen } O(0,0,0) \text{ und } P(x,y,z),$$

$R'_{ij} = \sqrt{x'^2 + y'^2 + z'^2}$ den Abstand zwischen $O(0,0,0)$ und der spezifischen Punktquelle sowie

$\kappa = \frac{\lambda}{\rho \cdot c_p}$ die Temperaturleitzahl.

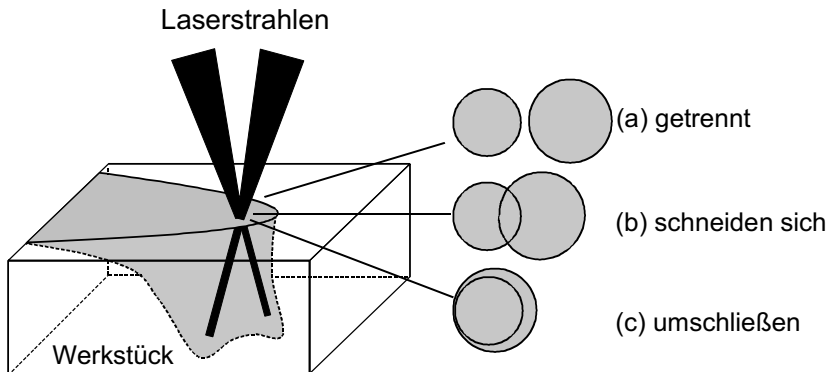


Bild 11: Kombinationsmöglichkeiten von mehreren Laserstrahlen.

3 Physikalische Grundlagen und mathematische Formulierungen

In diesem Kapitel werden die physikalischen Grundlagen und mathematischen Formulierungen der Einkopplung der Laserenergie in ein Bauteil beim Lasertiefschweißen dargelegt. Verschiedene Modelle werden aufgezeigt und miteinander verglichen. Die Übertragung dieser Theorien vom „Ein-Keyhole“-Modell auf die Mehrfokustechnik sowie die Konsequenzen auf die Kapillargeometrie werden beschrieben. Mit Hilfe einiger Annahmen und passender Randbedingungen wird für die quasidreidimensionale Wärmeleitungsgleichung mit einem linearen Gleichungssystem eine Lösung vorgestellt. Schließlich wird die Vorgehensweise zur Berechnung charakteristischer Werte der Schweißnaht dargestellt.

3.1 Einkopplung der Laserleistung

Mit der Entwicklung von Hochleistungslasern in Verbindung mit verbesserter Strahlqualität gewinnt das Lasertiefschweißen zunehmend an Bedeutung. Einen wesentlichen Beitrag zur Energieeinkopplung dabei liefert die Mehrfachreflexion des Laserstrahls innerhalb der Dampfkapillare. Es gibt bereits ein selbstkonsistentes Modell unter Berücksichtigung dieser Mehrfachreflexion zur Ermittlung der Kapillarform [28, 29] und damit auch zur Berechnung der Einkopplung der Laserleistung. Jedoch ist dieses Modell mit sehr viel Rechenzeit verbunden, was beim Einsatz in der Mehrfokustechnik zu Schwierigkeiten führt. Um die Voraussagen der Simulationsergebnisse für das Lasertiefschweißen mit Mehrfokustechnik schneller zu erzielen, wird in dieser Arbeit die Anwendung vereinfachender Modelle für die Berechnung der Einkopplung der Laserleistung gezeigt. Bevor auf die Beschreibung des Einkoppelgrads bei der Mehrfokustechnik eingegangen wird, werden zunächst einige theoretische Modelle für die Berechnung des Gesamtabsorptionsgrads einer Kapillare vorgestellt.

3.1.1 Verschiedene vereinfachende Modelle

3.1.1.1 GOUFFÉ - Theorie

Eine sehr einfache Beschreibung der Energieabsorption der Laserstrahlung in einer Dampfkapillare ist mit Hilfe der Theorie von GOUFFÉ [75] möglich. Die Grundlagen des Modells besagen, daß eine Einheit der Strahlungsenergie durch eine Öffnung in einen Hohlraum einfällt, dessen innere Oberfläche einen Reflexionsgrad ρ besitzt, und

auf der inneren Oberflächen diffus reflektiert wird. Ein Anteil $\rho\Omega/\pi$ verläßt den Hohlraum wiederum durch diese Öffnung, siehe Bild 12.

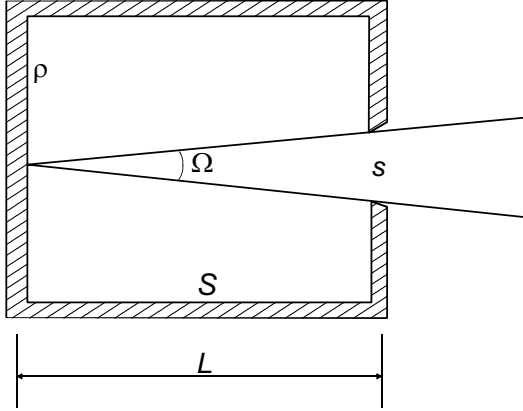


Bild 12: GOUFFÉ-Modell zur Strahlungsabsorption im Hohlraum, s ist die Fläche der Eintrittsöffnung, S ist die inneren Fläche des Hohlraums (inklusive s) [75].

In einer ersten Näherung hat dieser Hohlraum eine effektive Absorption von $1 - \rho\Omega/\pi$. Berücksichtigt man nun eine zweite Reflexion unter der Annahme einer gleichmäßigen Temperaturverteilung in diesem Hohlraum, dann wird ein Anteil $\rho^2[1 - \Omega/\pi](s/S)$ der einfallenden Energie aus dem Hohlraum hinaus reflektiert. Zugleich wird ein Anteil $\rho^2[1 - \Omega/\pi](1 - s/S)$ in diesem Hohlraum absorbiert.

Unter Berücksichtigung der Mehrfachreflexion der Strahlung an die inneren Wänden ergibt sich für die gesamte Energiemenge, die diesem Hohlraum verläßt [75]:

$$\rho\frac{\Omega}{\pi} + \rho^2\left(1 - \frac{\Omega}{\pi}\right)\frac{s}{S}\left[1 + \rho\left(1 - \frac{s}{S}\right) + \rho^2\left(1 - \frac{s}{S}\right)^2 + \dots\right] = \rho\frac{\Omega}{\pi} + \frac{\rho^2\left(1 - \frac{\Omega}{\pi}\right)\frac{s}{S}}{1 - \rho\left(1 - \frac{s}{S}\right)}, \quad (3.1)$$

woraus für den Gesamtabsorptionsgrad in diesem Hohlraum dann folgt:

$$\eta_A = 1 - \left(\rho \frac{\Omega}{\pi} + \frac{\rho^2 \left(1 - \frac{\Omega}{\pi}\right) \frac{s}{S}}{1 - \rho \left(1 - \frac{s}{S}\right)} \right) = \frac{(1 - \rho) \left[1 + \rho \left(\frac{s}{S} - \frac{\Omega}{\pi} \right) \right]}{1 - \rho \left(1 - \frac{s}{S} \right)}. \quad (3.2)$$

Setzt man nun einen über alle Einfallswinkel und Polarisationsrichtungen gemittelten Absorptionsgrad $A = 1 - \rho$ in Gl. (3.2) ein, dann kann die Gleichung folgendermaßen umgeformt werden:

$$\eta_A = \frac{A \cdot \left[1 + (1 - A) \cdot \left(\frac{s}{S} - \frac{\Omega}{\pi} \right) \right]}{A \cdot \left(1 - \frac{s}{S} \right) + \frac{s}{S}}. \quad (3.3)$$

Der zweite Term Ω/π im Zähler kann im Fall der Kugel mit der Eintrittsöffnung s in Verbindung gebracht werden (siehe Bild 13). Daraus ergibt sich:

$$s = r \cdot 2\Omega; \quad (3.4)$$

$$S = 2 \cdot \pi \cdot r. \quad (3.5)$$

Aus den Gleichungen (3.4) und (3.5) ergibt sich das Verhältnis:

$$\frac{s}{S} = \frac{\Omega}{\pi}. \quad (3.6)$$

Damit kann eine allgemeine Formel zur Berechnung des Einkoppelgrads in einer Kapillargeometrie Gl. (3.3) vereinfacht dargestellt werden durch:

$$\eta_A = \frac{A \cdot (1 + k)}{A \cdot \left(1 - \frac{s}{S} \right) + \frac{s}{S}} \quad (3.7)$$

mit

$$k = (1 - A) \cdot \left(\frac{s}{S} - \frac{s}{S_0} \right), \quad (3.8)$$

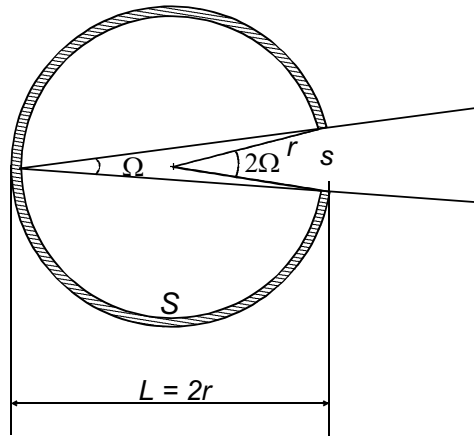


Bild 13: GOUFFÉ-Modell zur Strahlungsabsorption im kugelförmigen Hohlraum, s ist die Fläche der Eintrittsöffnung, S ist die inneren Fläche des Hohlraums (inklusive s).

worin S_0 die Oberfläche einer Kugel ist, die die Tiefe des Hohlraums zum Durchmesser hat. So wird deutlich, daß der Einkoppelgrad vornehmlich von dem Verhältnis zwischen s und S beeinflusst wird.

3.1.1.2 Modifikation des GOUFFÉ-Modells durch DAUSINGER

Ausgehend vom Modell GOUFFÉs hat DAUSINGER [76] für den Hohlraum eine kegelförmige Geometrie angesetzt, um den Einkoppelgrad in der Dampfkapillare beim Tiefschweißen zu berechnen. Durch die Vereinfachung des Flächenverhältnisses s/S und s/S_0 des GOUFFÉ-Modells zum Aspektverhältnis (L/d_f) erhält er folgende Gleichung des Einkoppelgrads:

$$\eta_A = A \cdot \frac{1 + (1 - A) \cdot \left(\frac{d_f}{2L} - \left(\frac{d_f}{2L} \right)^2 \right)}{A \cdot \left(1 - \frac{d_f}{2L} \right) + \frac{d_f}{2L}} . \quad (3.9)$$

Bei vorgegebenem Aspektverhältnis ($S_v = L/d_f$) läßt sich der Einkoppelgrad schnell und leicht abschätzen. In Bild 14 und Bild 15 sind die so berechneten Einkoppelgrade für Eisen und Aluminium bei verschiedenen Wellenlängen dargestellt. In den Bildern ist

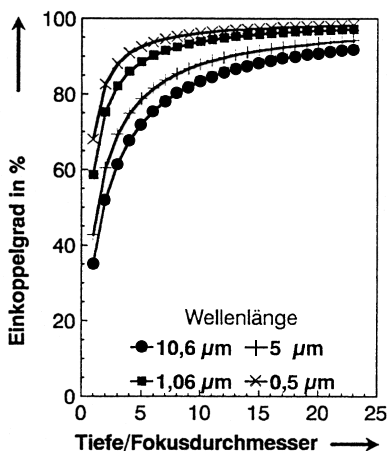


Bild 14: Einkoppelgrad beim Schweißen von Eisen; berechnet mit Modell von DAUSINGER [76].

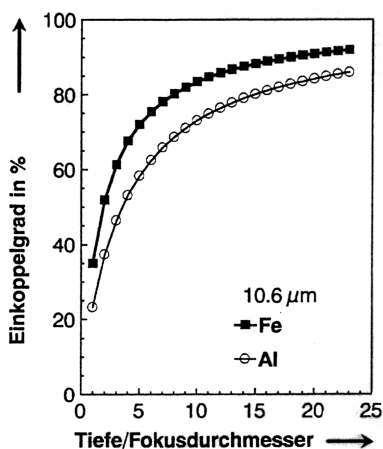


Bild 15: Einkoppelgrad beim Schweißen von Eisen und Aluminium; berechnet mit Modell von DAUSINGER [76].

deutlich zu erkennen, daß im Unterschied zum konventionellen Wärmeleitungsschweißen bei einer tieferen Dampfkapillare bzw. großen Werten des Aspektverhältnisses infolge der Mehrfachreflexion ein höherer Einkoppelgrad erreicht werden kann. Beeindruckend wird dieser Effekt besonders bei Aluminium, siehe Bild 15, das einen hohen Reflexionsgrad besitzt. Erst durch diesen Mehrfachreflexionseffekt in einer Dampfkapillare kann der Laser beim Schweißen so erfolgreich verwendet werden. Bild 14 ist ebenso zu entnehmen, daß bei der Bearbeitung dünner Bleche und somit kleiner Aspektverhältnisse ein Laser mit kürzerer Wellenlänge von Vorteil ist, wohingegen für dicke Werkstücke die Wahl des Lasers bezüglich der Wellenlänge nur noch geringen Einfluß hat.

3.1.1.3 BECK et al. - Modell

In einem von BECK [32] entwickelten Modell wurde die Kapillargeometrie als kegelförmige Form angenähert abgebildet, siehe Bild 16. Die Absorption wird entsprechend den FRESNELschen Beziehungen unter der Annahme eines über der gesamten Kapillaroberfläche konstanten Absorptionsgrads berechnet. Bei jedem Auftreffen auf die Kapillarwand wird die Strahlung teilweise absorbiert und so lange hin und her reflektiert, bis sie wieder die Eintrittsöffnung verläßt. Der Gesamtabsorptionsgrad, der als Einkoppelgrad bezeichnet wird, läßt sich unter der

Annahme einer kegelförmigen Kapillarform mit der Tiefe z_{kap} und dem Öffnungsradius r_{kap} berechnen. Die Anzahl der Reflexionen kann folgendermaßen abgeschätzt werden:

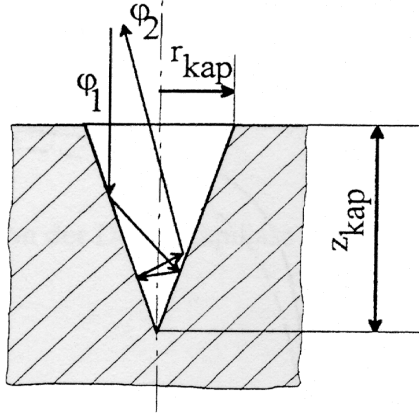


Bild 16: Berechnung des Einkoppelgrades mit kegelförmig angenäherte Kapillare [32].

$$n_{ref} = \frac{\varphi_{ges}}{2 \cdot \operatorname{atan}\left(\frac{r_{kap}}{z_{kap}}\right)}, \quad (3.10)$$

wobei $\varphi_{ges} = \varphi_1 - \varphi_2$ ist. Da der gesamte Umlenkwinkel mindestens 90° und maximal 270° beträgt, kann der Einkoppelgrad in einfacher Weise mit

$$A_g = 1 - (1 - A_m)^{n_{ref}} \quad (3.11)$$

berechnet werden.

Überlegungen zum Einfluß der Polarisation in den FRESNEL-Beziehung der Laserstrahlung auf die Absorption wurden von BEYER et al. [77] und KERN et al. [32, 78, 79] vorgestellt. Die Ergebnisse zeigen, daß die Polarisation zu einer ortsabhängigen Verteilung des Absorptionsgrads auf der Kapillaroberfläche führt. Senkrecht zur Vorschubrichtung polarisierte Strahlung resultiert in einem Absorptionsmaximum an den Seiten der Dampfkapillare, während bei parallel zur

Vorschubrichtung polarisierter Strahlung dieses an der Vorder- und Rückseite der Dampfkapillare auftritt. Besonders bemerkenswert ist, daß der mit dem aufwendigen numerischen Verfahren des Mehrfachreflexionsmodell berechneten Einkoppelgrad eine gute Übereinstimmung mit der von GOUFFÉ angegebenen Näherungsformel zeigt [75]. Damit kann hier der Einkoppelgrad bereits mit einer einfachen Näherungsformel in ausreichender Genauigkeit ermittelt werden.

3.1.1.4 Vergleich des Einkoppelgrades der verschiedenen Modelle

Für einen Vergleich der drei in 3.1.1.1, 3.1.1.2 und 3.1.1.3 vorgestellten Modelle wird eine kegelförmige Kapillare angenommen. Damit ergibt sich für das Verhältnis s/S und s/S_0 in den Gleichungen (3.7) und (3.8) folgende Formel:

$$\left(\frac{s}{S}\right)_{Kegel} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2}{\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2 + \pi \cdot \frac{d_f}{2} \cdot \sqrt{\left(\frac{d_f}{2}\right)^2 + L^2}} = \frac{l}{l + \sqrt{l + 4 \cdot \left(\frac{L}{d_f}\right)^2}} \quad (3.12)$$

und

$$\frac{s}{S_0} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2}{4 \cdot \pi \cdot \left(\frac{L}{2}\right)^2} = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{d_f}{L}\right)^2 \quad (3.13)$$

und für den Gesamtabsorptionsgrad:

$$\eta_A = A \cdot \frac{1 + (1 - A) \cdot \left(\frac{1}{1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{L}{d_f}\right)^2}} - \left(\frac{1}{4} \cdot \left(\frac{d_f}{L}\right)^2\right) \right)}{A \cdot \left(1 - \frac{1}{1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{L}{d_f}\right)^2}} \right) + \frac{1}{1 + \sqrt{1 + 4 \cdot \left(\frac{L}{d_f}\right)^2}}} \quad (3.14)$$

Die Bilder 17 und 18 zeigen die nach den Gleichungen (3.14 , GOUFFÉ), (3.9 , DAUSINGER) und (3.11 , BECK) berechneten Einkoppelgrade für Aluminium und Eisen

bei $10,6 \mu\text{m}$. Deutlich wird in diesen Bildern, daß bei einer sehr tiefen Kapillare bzw. einem großen Aspektverhältnis ($L/d_f \gg 1$) die Gleichungen (3.14) und (3.9) fast zu gleichen Einkoppelgraden führen. Jedoch ergeben sich in diesem Fall große Abweichungen zu Gl. (3.11). Bei einem kleinen Aspektverhältnis ist der Einfluß des in Gl. (3.12) stehenden ersten Terms im Nenner nicht zu vernachlässigen. Dieser Term beschreibt die Größe der Eintrittsöffnung und wird in dem Modell von DAUSINGER weggelassen, was zu der in Bild 17 gezeigten Abweichung der Modelle von GOUFFÉ und DAUSINGER für kleine Aspektverhältnisse führt.

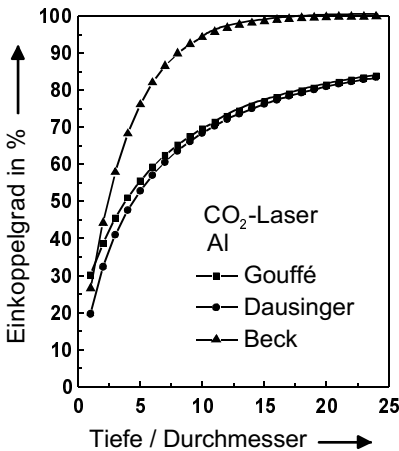


Bild 17: Vergleich der Einkoppelgrade nach Gl. (3.14), (3.9) und (3.11) bei Al.

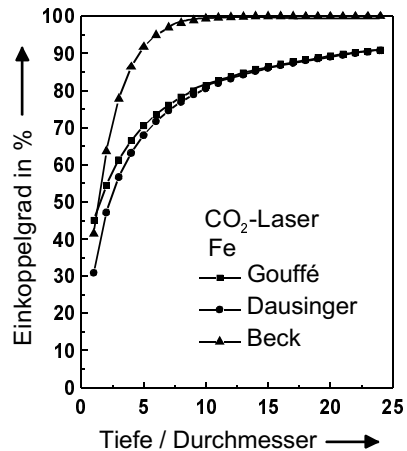


Bild 18: Vergleich der Einkoppelgrade nach Gl. (3.14), (3.9) und (3.11) bei Fe.

Ein weiterer Aspekt des Modells von GOUFFÉ ist die mögliche Berücksichtigung unterschiedlicher Kapillargeometrien bei der Berechnung des Einkoppelgrads. Im folgenden wird ein Vergleich zwischen einer kegel- und einer zylinderförmigen sowie einer elliptischen zylinderförmigen Geometrie durchgeführt, siehe Bild 19. Gl. (3.15) und Gl. (3.16) zeigen die Beziehungen von s/S für die zylindrischen und elliptisch zylindrischen Kapillargeometrien nach dem GOUFFÉ-Modell:

$$\left(\frac{s}{S}\right)_{\text{Zylinder}} = \frac{\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2}{2\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2 + 2\pi \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right) \cdot L} = \frac{1}{2\left(1 + \frac{2L}{d_f}\right)}; \quad (3.15)$$

$$\left(\frac{s}{S}\right)_{\text{E-Zylinder}} = \frac{\frac{3}{2}\pi\left(\frac{d_f}{2}\right)}{3 \cdot \left(\frac{d_f}{2}\right)^2 + \pi\left(\frac{15}{4} - \sqrt{\frac{3}{2}}\right) \cdot d_f \cdot L} = \frac{3}{6 + 8\left(\frac{15}{4} - \sqrt{\frac{3}{2}}\right) \cdot \left(\frac{L}{d_f}\right)}. \quad (3.16)$$

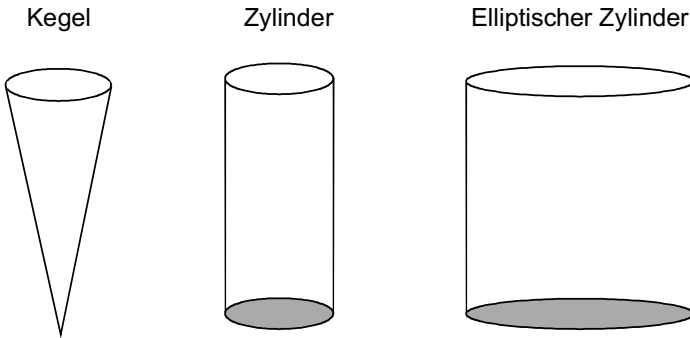


Bild 19: Die unterschiedliche Kapillargeometrie: Kegel, Zylinder und elliptischer Zylinder.

Die Ergebnisse sind in Bild 20 und Bild 21 für Aluminium und Eisen bei 10,6 μm aufgezeigt. Interessant ist, daß bei unterschiedlichen Kapillargeometrien sich ein erheblicher Unterschied im Einkoppelgrad ergeben kann. Für Aluminium ergibt sich die größte Abweichung der Berechnung bei mittleren Aspektverhältnissen von 5 bis 15. Für Eisen ist der Unterschied durch die Kapillargeometrie im Vergleich zu Aluminium gering ausgeprägt. Die Abweichung ist in diesem Fall bei Aspektverhältnissen von 5 bis 10 am stärksten.

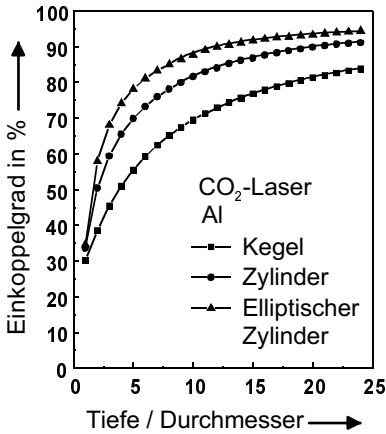


Bild 20: Vergleich des Einkoppelgrads nach GOUFFÉ bei Al in Abhängigkeit von der Kapillargeometrie.

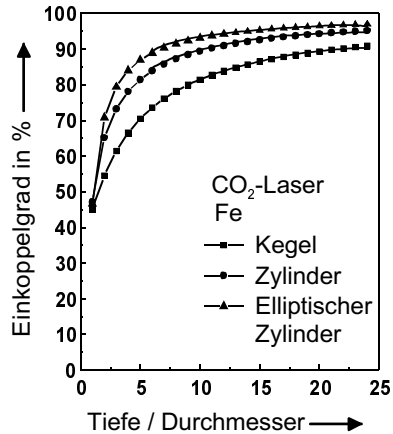


Bild 21: Vergleich des Einkoppelgrads nach GOUFFÉ bei Fe in Abhängigkeit von der Kapillargeometrie.

3.1.2 Kapillarform bei Mehrfokustechnik und Modellierung des Einkoppelgrades

Die Kapillarform bei der Mehrfokustechnik wird erheblich von der Art der Anordnung der Foki zueinander bestimmt. In der Literatur aufgeführte experimentelle Untersuchungen [48, 80-83] zeigen, daß sich bei sehr geringen Abständen sowohl bei Längs- als auch Queranordnung infolge der Oberflächenspannung eine gemeinsame Kapillare mit größerer Eintrittsöffnung entwickelt. Bei größeren Fokiabständen können sich getrennte Kapillaren ausbilden.

Bei der Berechnung des gesamten Einkoppelgrads werden nun zur Vereinfachung drei Fälle unterschieden:

- getrennte Dampfkapillaren, siehe Bild 22(a),
- teilgetrennte Dampfkapillare(n), siehe Bild 22(b) und
- eine einzige resultierende „eingeschlossene“ Dampfkapillare, siehe Bild 22(c).

Im ersten Fall (Fall(a)) kann man direkt durch GOUFFÉ'S Formel Gl. (3.7) den Gesamteinkoppelgrad berechnen. Allerdings muß man berücksichtigen, daß sich

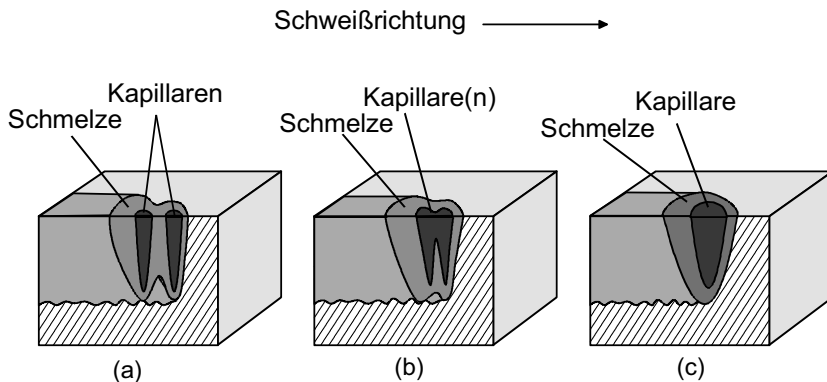


Bild 22: Mögliche Kapillargeometrien bei verschiedenen Fokiabständen.

aufgrund des Vorwärmungseffektes der vorlaufenden Kapillare unterschiedliche Einzelkapillartiefen ergeben können. Der Einfluß dieses Vorwärmungseffektes hängt vom Abstand und der Anordnung der Foki ab.

Auf Fall(b) wird an späterer Stelle detailliert eingegangen, da die Berechnung nicht mehr mit Hilfe der obengenannten vereinfachten Modelle möglich ist.

Im Fall(c), bei dem sich alle Dampfkapillaren zu einer einzigen „eingeschlossenen“ Dampfkapillaren vereinen, läßt sich wiederum sehr einfach das Modell von GOUFFÉ anwenden. Damit kann der Gesamteinkoppelgrad wieder mit Gl. (3.7) und Gl. (3.8) abgeschätzt werden. Wie in vorigem Abschnitt 3.1.1.1 beschrieben wurde, bezeichnet s nun die „eingeschlossene“ Eintrittsöffnung und S steht für die „eingeschlossene“ Kapillarinnenfläche (s.S.33).

Mit dem Abstand verändert sich nun die Form der Eintrittsöffnung und somit s , siehe Bild 23. Bei Fokusabstand null bildet sich eine kreisrunde Kapillaröffnung aus, mit zunehmendem Fokiabstand nimmt die Eintrittsöffnung die Form ähnlich einer Cassinischen Kurve bis hin zu einer Lemniskate an. Bei sehr großem Fokiabstand bilden sich schließlich zwei getrennte kreisförmige Eintrittsöffnungen aus.

Die Näherung der Kapillarform als eine Kegelgeometrie wurde in [33, 84, 85] durch numerische Berechnung des dreidimensionalen Simulationsmodells dargestellt. Bei Mehrfokustechnik kommt es auch für einen sehr engen Fokiabstand zur Ausbildung einer kegelförmigen bzw. kegelstumpfförmigen eingeschlossenen Kapillare, wie sie in Bild 24 schematisch dargestellt ist. Bei steigendem Fokiabstand geht die

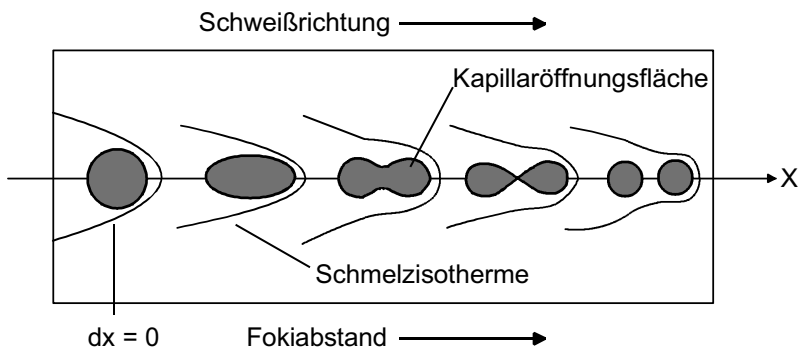


Bild 23: Variation der Kapillaren mit zunehmendem Fokiabstand von Einfokus- bis Doppelfokustechnik.

eingeschlossene Kapillare in eine teilweise getrennte Kapillare (Fall(b)) über. Dieser allgemeine Fall teilweise getrennter Kapillaren ist in Bild 25 dargestellt.

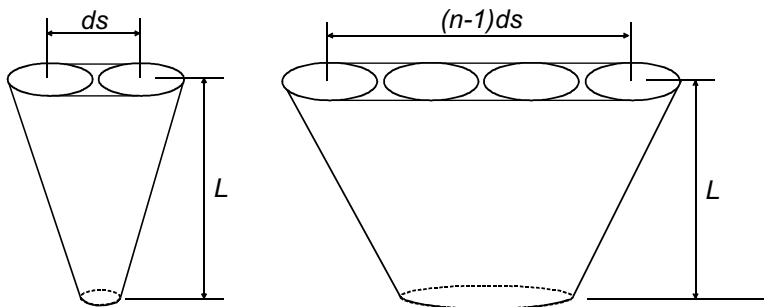


Bild 24: Kegelstumpfförmige Kapillare bei der Mehrfokustechnik.

Die Berechnung des Einkoppelgrads für diesen Fall erfolgt mit folgenden Gleichungen:

$$\eta_A = \frac{A \cdot \left[1 + (1 - A) \cdot \left(\frac{s'}{S''} - \frac{s'}{S_0} \right) \right]}{A \cdot \left(1 - \frac{s'}{S''} \right) + \frac{s'}{S''}} \quad (3.17)$$

$$S'' = s' + s_l + s_k + n \cdot (s_c + s_b) \quad (3.18)$$

mit

$$s' = d_f^2 \cdot \left((n-1) + \frac{\pi}{4} \right) \quad (3.19)$$

$$s_l = \frac{L}{d_f} \cdot \tau \cdot \left(2(n-1) + \pi - \frac{\pi}{2} \cdot \left(1 - \frac{1}{m} \right) \cdot \tau \right) \quad (3.20)$$

$$s_k = (n-1) \cdot d_f^2 \cdot \frac{m - (m-1) \cdot \tau}{m} \cdot \left(1 - \frac{\pi}{4} \cdot \frac{m - (m-1) \cdot \tau}{m} \right) \quad (3.21)$$

$$s_c = \frac{\pi \cdot d_f^2}{2} \cdot \frac{L}{d_f} \cdot (1 - \tau) \cdot \left(\frac{m + 1 - (m-1) \cdot \tau}{m} \right) \quad (3.22)$$

$$s_b = \frac{\pi \cdot d_f^2}{4 \cdot m^2} \cdot \quad (3.23)$$

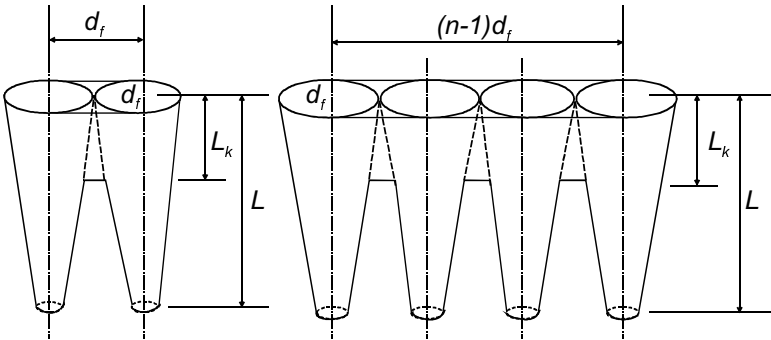


Bild 25: Teilweise getrennte Kapillargeometrie bei der Mehrfokustechnik.

Darin gibt τ das Verhältnis von L_k/L und damit eine Art Modulation der Tiefe einer „eingeschlossenen“ Kapillaren wieder. In Bild 26 und Bild 27 sind die Ergebnisse der Berechnungen des Einkoppelgrads für verschiedene Modulationen τ für Aluminium

und Eisen dargestellt. Bei der Berechnung wurde die Fläche der Eintrittsöffnung s' konstant gelassen, um deren Einfluß zu demonstrieren. Man kann sehen, daß der Einkoppelgrad in beiden Fällen von τ fast unbeeinflusst bleibt. Dies ist insofern von Bedeutung, als im Hinblick auf reale Gegebenheiten ein verlässlicher Wert von τ nicht anzugeben ist.

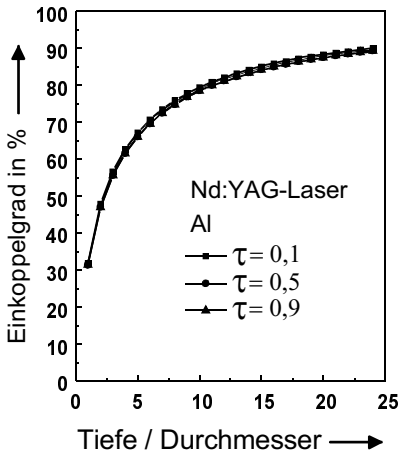


Bild 26: Beeinflussung des Einkoppelgrades bei verschiedenen Werten von τ für Aluminium.

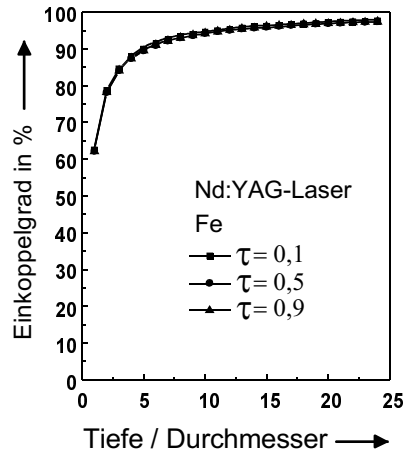


Bild 27: Beeinflussung des Einkoppelgrades bei verschiedenen Werten von τ für Eisen.

In Bild 28 und Bild 29 sind die berechneten Abhängigkeiten des Einkoppelgrades bei unterschiedlicher Anzahl der Einzelkapillaren gezeigt. In diesem Fall wurde τ konstant gelassen. Auch hier zeigt sich ein sehr geringer Einfluß der Zahl der Strahlen.

Aus diesen Ergebnissen ist klar zu sehen, daß auch bei einer nur noch geringfügig getrennten bzw. teilweise „eingeschlossenen“ Kapillarform der Einkoppelgrad im wesentlichen und in guter Näherung - siehe den Vergleich der in den Bildern 26 bis 29 mit jenen in Bildern 14 und 15 - durch das Verhältnis L/d_f einer einzigen kegelförmigen Kapillare wiedergegeben werden kann.

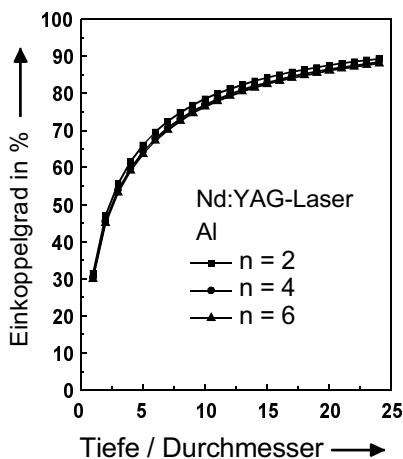


Bild 28: Beeinflussung des Einkoppelgrades bei verschiedener Anzahl der von teilgeschlossenen Kapillaren für Aluminium.

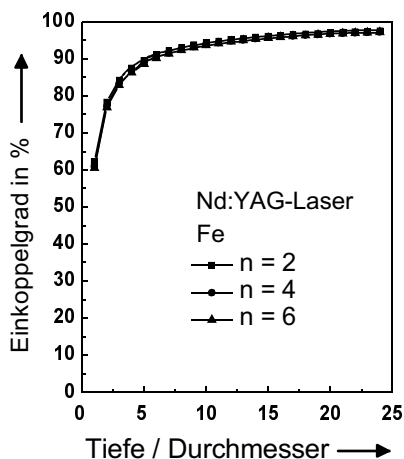


Bild 29: Beeinflussung des Einkoppelgrades bei verschiedener Anzahl der teilgeschlossenen Kapillaren für Eisen.

3.1.3 Vergleich des Einkoppelgrades bei der Ein- und Mehrfokustechnik

Ein Vergleich des Einkoppelgrades bei der Mehrfokustechnik mit dem der Einstrahltechnik wird nun im folgenden dargelegt. Prinzipiell kann gesagt werden, daß beim Lasertiefschweißen mit Einstrahltechnik immer von einem Aspektverhältnis $L/d_f \gg 1$ ausgegangen wird. Bei der Mehrfokustechnik entsteht einerseits wegen der Strahlkombination eine vergrößerte Eintrittsöffnung und andererseits wegen der Energieverteilung bei gleicher Gesamtleistung mit Einstrahltechnik eine geringere Dampfkapillartiefe. Dies führt bei der Mehrfokustechnik zu einem vergleichsweise kleinen Aspektverhältnis, was wiederum einen niedrigen Einkoppelgrad ergibt, siehe Bild 30.

In Bild 31 und Bild 32 sind mit dem Modell von GOUFFÉ durch eine kegelförmigen Kapillare berechnete Abhängigkeiten des Einkoppelgrades von Aluminium bei Ein- und Mehrfokustechnik (getrennte Kapillaren) dargestellt. Da die Einschweißtiefe und damit das Aspektverhältnis mit der Vorschubgeschwindigkeit korreliert, wird in Bild 31 auf den Einfluß der Vorschubgeschwindigkeit eingegangen. Die jeweilige Tiefe wird durch die Energiebilanz und die Iterationsmethode berechnet (siehe Kapitel 3.4). Der dabei verwendete Fokusbereich von 0,45 mm ist experimentell vorgegeben. Die gesamte Leistung ist bei den jeweiligen Berechnungen gleich. Zum einen zeigt sich, daß mit

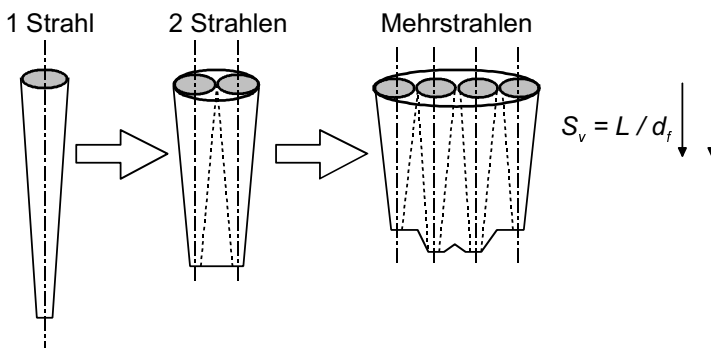


Bild 30: Variation von Eintrittsöffnung der Kapillare durch die Mehrfokustechnik.

zunehmender Vorschubgeschwindigkeit der Einkoppelgrad infolge der abnehmenden Einschweißtiefe sinkt. Zum anderen wird in Bild 31 deutlich, daß wie oben erläutert, beim Übergang von Einstrah- zur Mehrfokustechnik ebenfalls der Einkoppelgrad abnimmt. In Bild 32 wird auf die Abhängigkeit des Einkoppelgrads vom normierten Fokiabstand eingegangen. Dabei werden unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten

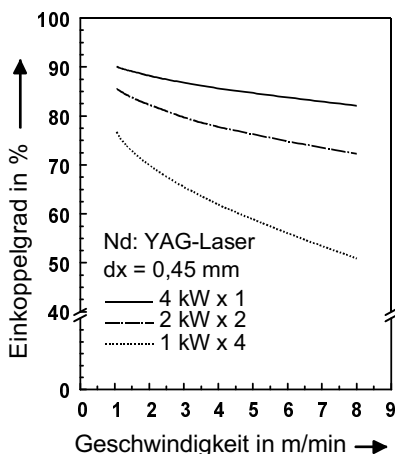


Bild 31: Vergleich des Einkoppelgrads bei Einstrah- und Mehrfokustechnik für Al in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit.

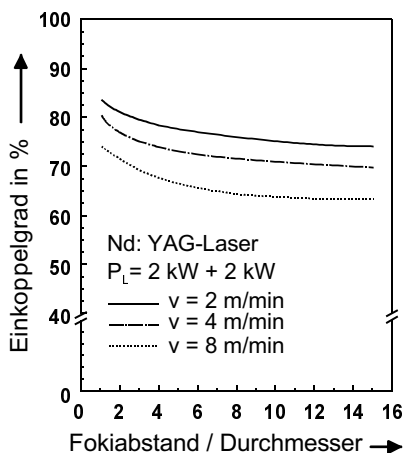


Bild 32: Vergleich des Einkoppelgrads bei verschiedenen Geschwindigkeiten für Al in Abhängigkeit vom Fokiabstand.

berücksichtigt. Es zeigt sich, daß mit zunehmendem Fokiabstand sowie mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit der Einkoppelgrad fällt, was wiederum auf ein abnehmendes Aspektverhältnis zurückzuführen ist. Zusammenfassend kann gesagt werden, daß sich im Vergleich zum Fokiabstand die Vorschubgeschwindigkeit und die Anzahl der Foki bei gleicher Leistung stärker auf den Einkoppelgrad auswirken.

3.2 Applikation der Superpositions- und Spiegelungsmethode

Nach der Diskussion des Einkoppelgrades in das Werkstück bei der Mehrfokustechnik wird im folgenden auf das für die Materialbearbeitung geeignete mathematische Modell der integrierten Punktquellen noch etwas näher eingegangen. Es geht vor allem um die Frage, dieses so zu vereinfachen, daß es den Anforderungen der praktischen Anwendung noch genügt. Dabei gilt es, zweckmäßige Annahmen und Vereinfachungen zu treffen und geeignete mathematische Formulierungen für die Wärmeausbreitung im begrenzten Körper zu entwickeln. Diese Vereinfachungen und Methoden zur theoretischen Berechnung werden in den folgenden Abschnitten ausführlich erläutert.

3.2.1 Das Superpositionsprinzip bei der Mehrfokustechnik

In Kapitel 2.2 wurde das Superpositionsprinzip beim integrierten Punktquellen-Modell bereits vorgestellt. Für die Mehrfokustechnik läßt sich dieses Prinzip mit beliebiger Anzahl und Verteilung der Laserstrahlen verwenden. Ausgehend von der allgemeinen Gl. (2.15) für das integrierte Punktquellen-Modell, resultiert das Temperaturfeld im Bauteil aus der Überlagerung der Wärmepunktquellen aller Dampfkapillaren. Vereinfacht ausgedrückt bedeutet dies, daß die Temperatur eines Punktes P aus der Summe der Wechselwirkungen jeder einzelnen Wärmequelle resultiert. Das Superpositionsprinzip ist beispielhaft in Bild 33 für einen bestimmten Punkt $P(x,y,z)$ im Falle der Zweifokustechnik dargestellt.

Eine lineare Wärmeleitungsgleichung ist die Grundvoraussetzung für die Anwendbarkeit des Superpositionsprinzips, wie bereits in Kapitel 2 erläutert, wozu einige Annahmen getroffen werden müssen:

- die in der Wärmeleitungsgleichung Gl. (2.1) vorhandenen Kennwerte der thermischen Eigenschaften sind temperaturunabhängig,
- die Randbedingungen sind linear und
- Änderungen des Aggregatzustandes und Phasenumwandlungen werden nicht berücksichtigt.

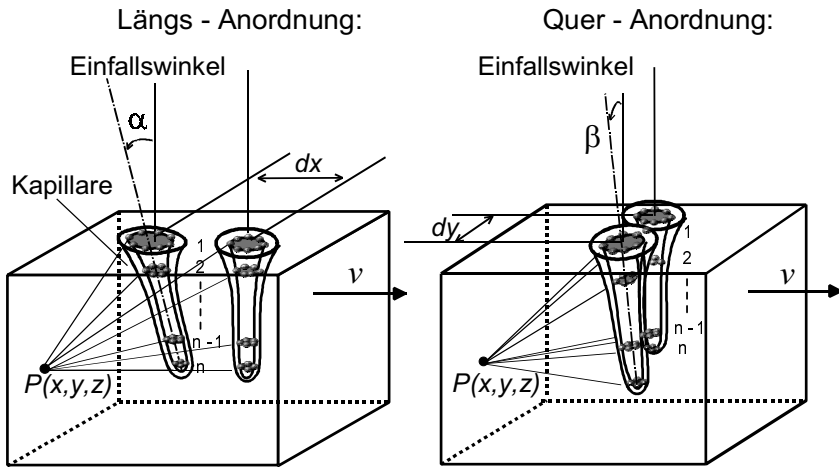


Bild 33: Temperatur eines Punktes $P(x,y,z)$ als Ergebnis der Überlagerung von integrierten Wärmepunktquellen durch das Superpositionsprinzip bei der Zweifokustechnik - Einfallswinkel α , β und Fokiabstand dx , dy bei der Längs- und Queranordnung.

3.2.2 Spiegelungsmethode zur Berücksichtigung von Grenzeffekten

Bei Bestrahlung einer Werkstückoberfläche mit einem Laser wird die absorbierte Energie in das Bauteil mittels Wärmeleitung abgeleitet. Da die Abmessungen der zu bearbeitenden Werkstücke beschränkt sind, wird die Temperaturverteilung im gesamten Bauteil von einem Grenzeffekt, dem sogenannten Wärmestau, an den Grenzflächen beeinflusst. Die Auswirkungen des Wärmestaus auf die Wärmeausbreitung ist um so stärker, je kleiner der Abstand der Wärmequelle von der Bauteilberandung ist. In der Praxis gibt es darüber hinaus noch einige Einflüsse infolge der Wechselwirkung des Bauteils mit der Umgebung durch Energieaustausch beispielsweise durch Konvektion und Wärmestrahlung.

Zur Berechnung der Temperaturverteilung müssen die Randbedingungen, d. h. die ursprüngliche Temperaturverteilung im Bauteil und die Verhältnisse an den Grenzflächen gegeben sein. Der charakteristische Kennwert für den Wärmeaustausch mit der Umgebung ist die Wärmeübergangszahl α . Nach dem FOURIER'schen Gesetz der Wärmeleitung ist die Wärmestromdichte in der Isothermenfläche gleich dem negativen Produkt aus Wärmeleitfähigkeit λ und Temperaturgradient $\partial T / \partial n$:

$$q = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} . \quad (3.24)$$

Der Wärmeübergang von der Werkstückoberfläche in die Umgebung basiert auf Konvektions- und Strahlungseffekten. Nach NEWTON gilt für die Konvektion

$$q_k = \alpha_k (T - T_\infty) . \quad (3.25)$$

Für die Wärmestrahlung nach STEFAN-BOLTZMANN gilt

$$q_s = \sigma \cdot (T^4 - T_\infty^4) . \quad (3.26)$$

Führt man nach [67] einen Koeffizienten α_s für den Wärmeübergang durch Strahlung ein, dann gilt für Gl. (3.26) näherungsweise:

$$q_s = \alpha_s \cdot (T - T_\infty) . \quad (3.27)$$

Daraus folgt für den Wärmeaustausch mit der Umgebung

$$q = q_k + q_s = (\alpha_k + \alpha_s)(T - T_\infty) = \alpha(T - T_\infty) \quad (3.28)$$

und

$$\alpha(T - T_\infty) = -\lambda \cdot \frac{\partial T}{\partial n} \quad (3.29)$$

mit einer „kombinierten“ Wärmeübergangszahl α . Aus Gl. (3.29) ergibt sich mit der zulässigen Annahme $\alpha \ll \lambda$ die adiabatische Randbedingung

$$\frac{\partial T}{\partial n} = 0 . \quad (3.30)$$

In der Praxis existiert wegen des Grenzeffekts ein Wärmestau an der Bauteilgrenze. Um die Berechnung der Temperaturverteilung durchführen zu können, wird die sogenannte Spiegelungsmethode verwendet, um das Phänomen des Wärmestaus an der Werkstückgrenze zu berücksichtigen. Im Hinblick auf die Abmessungen der in der Praxis zu bearbeitenden Werkstücke können grundsätzlich zwei unterschiedliche Grenzfälle betrachtet werden:

- der halbunendliche Körper, siehe Bild 34, und
- dünne Bleche oder begrenzte Körper, siehe Bild 35.

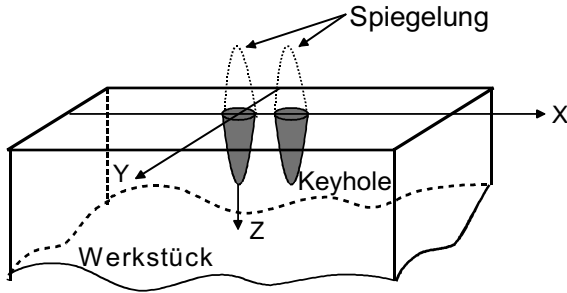


Bild 34: Spiegelung an der Oberseite eines halbunendlichen Körpers.

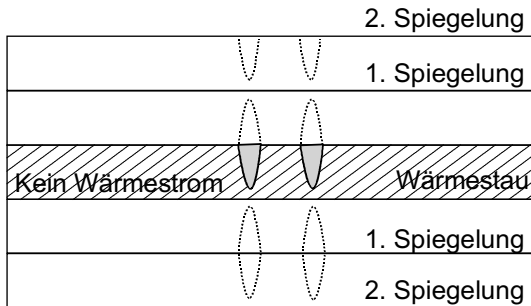


Bild 35: Spiegelung an der Ober- und Unterseite eines dünnen Blechs.

Ein Werkstück kann als halbunendlicher Körper betrachtet werden, wenn die Randgebiete des Werkstücks nicht oder nur unwesentlich von der Wechselwirkungszone beeinflusst werden. Zur Ermittlung der Temperaturverteilung bei einem halbunendlichen Körper wird zur Erfüllung der adiabaten Randbedingung das in Bild 34 gezeigte Spiegelungsbild eingesetzt. Bei der Spiegelungsmethode werden die Wärmequellen an der Werkstückoberfläche gespiegelt. Damit ergibt sich für die Bestimmung der Temperatur folgende Gleichung:

$$T = \sum_i^K \sum_j^N (T_{ij} + T_{ijs}) \quad . \quad (3.31)$$

T_{ij} bezeichnet die Temperaturerhöhung durch die Wärmequelle im Bauteil, T_{ijs} jene durch die Wärmequelle der Spiegelung. Damit tritt an der Grenzoberfläche kein Temperaturgradient auf, und der Gesamtwärmestrom durch diese Begrenzungsfläche ist gleich Null. Damit ist die Randbedingung der Wärmeundurchlässigkeit laut Gl. (3.30) erfüllt.

Für eine geringe Blechdicke ist die Spiegelungsmethode nicht nur auf die zu bearbeitende Oberfläche anzuwenden, sondern auch auf die Unterseite. Hinsichtlich des Wärmestaus an der Unterseite muß eine symmetrische zweifache Spiegelung der Wärmepunktquellen, wie in Bild 35 gezeigt, angewendet werden. Die Anzahl der Spiegelungen wird durch die erforderliche Rechengenauigkeit bestimmt und durch die zur Verfügung stehende Rechenzeit begrenzt. Allgemein gilt, daß der Fehler mit steigender Zahl der Spiegelungen durch die wachsende Entfernung der Wärmequelle zur Oberfläche abnimmt. So ist beim Schweißen von dünnen Blechen die in Bild 35 dargestellte zweifache Spiegelung bereits ausreichend.

3.3 Lösung der quasi-dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung

Nach der Beschreibung von Einkoppelgrad, Superpositionsprinzip mit den damit verbundenen Randbedingungen sowie der Spiegelungsmethode wird die Lösung der Differentialgleichung der Wärmeleitung in diesem Abschnitt aufgezeigt. Die unter den getroffenen Annahmen abgeleitete Lösung der Differentialgleichung bei der Mehrfokustechnik lautet:

$$T(x, y, z) - T_{\infty} = \frac{1}{4\pi\lambda} \sum_{j=1}^N \sum_{i=1}^K \left[\frac{1}{|\vec{R} - \vec{R}_{ij}|} \exp \left\{ \frac{v}{2\kappa} [(x - x'_{ij}) - |\vec{R} - \vec{R}_{ij}|] \right\} \right] \cdot Q_{ij} \quad . (3.32)$$

Die konkreten Randbedingungen sind dabei folgende:

- Die Temperatur der Kapillarwand wird gleich der Verdampfungstemperatur gesetzt:

$$T_{Kapillarwand} = T_{Verdampfung} = T_v \quad .$$

- Es fließt kein Wärmestrom über die Werkstückoberfläche hinaus - adiabate Randbedingung:

$$\frac{\partial T(x, y, z)}{\partial z} = 0 .$$

- An einem weit entfernten Ort herrscht Umgebungstemperatur:

$$T(x, y, z) = T_{\infty} \quad \begin{matrix} x, y \rightarrow \pm\infty, \\ z \rightarrow \infty \end{matrix} .$$

Damit ergibt sich gemäß der Matrixform mit den Randbedingungen die Lösung der Wärmeleitungsgleichung zu:

$$T_v - T_{\infty} = \sum_i^K \sum_j^N A_{ij} \cdot Q_{ij} \quad (3.33)$$

bzw. vereinfacht als Matrixform:

$$[T] = [A] \cdot [Q] \quad (3.34)$$

wobei

- $[T]$ die eingesetzte Temperaturmatrix,
- $[A]$ die vom Material abhängige Koeffizientenmatrix und
- $[Q]$ die in der Kapillare eingesetzte Wärmepunktquellenmatrix

ist. Mit dem linearen Gleichungssystem und der inversen Matrix läßt sich die Stärke der Wärmepunktquellen durch folgende Gleichung ermitteln:

$$[Q] = [A]^{-1} \cdot [T] . \quad (3.35)$$

Basierend auf diesen nun bekannten Wärmepunktquellen kann in gleicher Art und Weise durch Gl. (3.34) die Temperaturverteilung der lokalen Stellen im Bauteil ohne Schwierigkeiten berechnet werden.

3.4 Simulationsrechnungen für das Lasertiefschweißen mit Mehrfokustechnik

Für die Simulation des Laserschweißens steht die Berechnung der Schweißnahtkenngrößen im Vordergrund. Dabei stehen vor allem die Einschweißtiefe,

die Nahtbreite und Nahtfläche sowie die Abkühlrate im Mittelpunkt des Interesses. Die Vorgehensweise zur Berechnung dieser Größen wird im folgenden dargestellt.

Die genannten Schweißkenngrößen gewinnen im Zusammenhang mit der Mehrfokustechnik weiter an Bedeutung. Im Vergleich zur konventionellen Einstrahltechnik ergeben sich bei der Mehrfokustechnik außergewöhnliche Schmelzbad- und Schweißnahtformen, die mittels der sehr variablen Fokikonfiguration gezielt verändert werden können. So kann beispielsweise die Nahtbreite zur Überbrückung von Spalten durch Mehrfokustechnik in Queranordnung vergrößert werden.

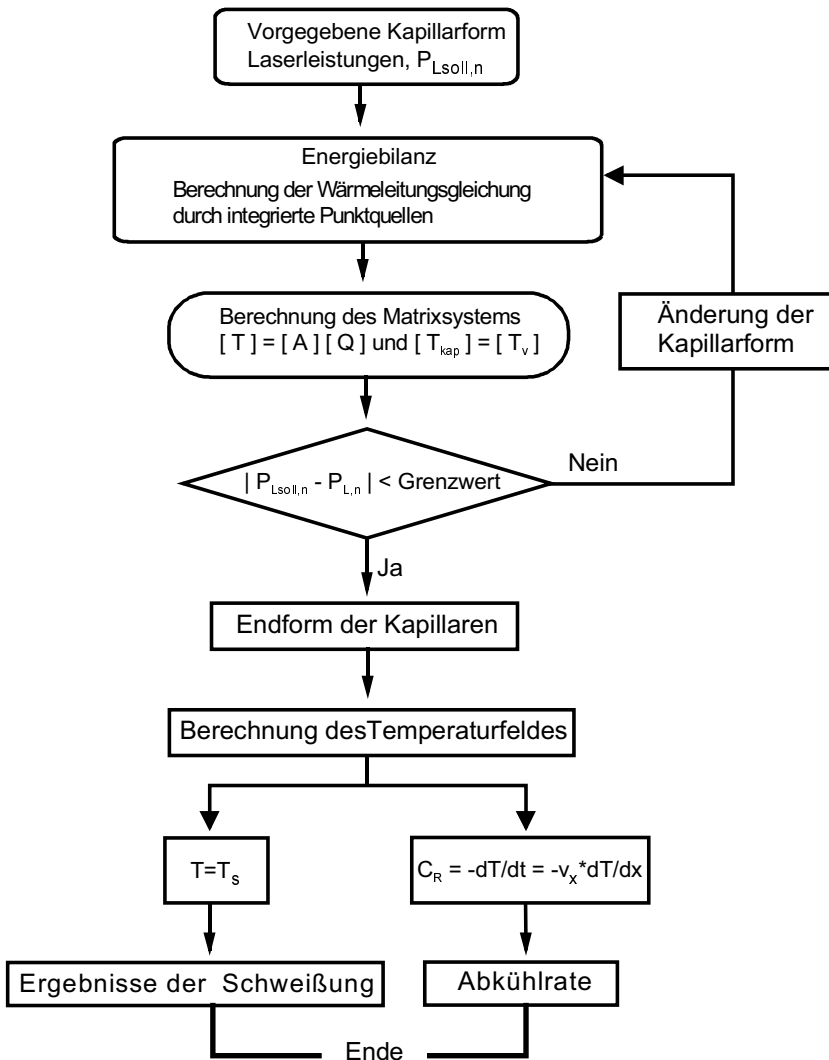
Ein weiterer wesentlicher Aspekt ist die vom Temperaturgradienten abhängige Abkühlrate, die sich entscheidend auf das Gefüge und entstehende Eigenspannungen auswirkt. Durch Variation des Fokiabstandes in Verbindung mit einer flexiblen Leistungsdichteverteilung der Einzelstrahlen kann die Abkühlrate bei der Mehrfokustechnik wiederum gezielt beeinflusst werden.

3.4.1 Die Kennwerte der Schmelzbadgeometrie

Ausgehend von der numerischen Lösung der quasi-dreidimensionalen Wärmeleitungsgleichung können die Kennwerte des Schmelzbades mit Hilfe der Energiebilanz berechnet werden. Zur Feststellung der wichtigen Größen des Schmelzbades, wie Länge und Breite sowie die Einschweißtiefe und Nahtfläche muß zuerst die Kapillarkontur bei einer gegebenen Laserleistung bestimmt werden. Mit einer entsprechend der experimentellen Beobachtungen festgelegten Kapillarform als Ausgangskontur wird die Verteilung der Wärmepunktquellen in der Kapillaren festgelegt. Die Stärke der einzelnen Wärmepunktquellen wird gemäß der Energiebilanz mit der Wärmeleitungsgleichung berechnet.

Bild 36 zeigt das Flußdiagramm zur Berechnung der Schweißergebnisse. Auf der Basis der vorgegebenen Kapillarform und Laserleistung wird die endgültige Kapillarform in mehreren Iterationsschritten ermittelt. Ausgehend von dem daraus resultierenden Temperaturfeld wird die Schweißnahtgeometrie bestimmt und die Abkühlrate berechnet. Die wichtigen Kennwerte der Schweißnaht werden mittels einer Isothermen, die der Schmelztemperatur entspricht ($T=T_s$), bestimmt. Darüber hinaus kann die Abkühlrate aus dem Temperaturgradienten und der Vorschubgeschwindigkeit berechnet werden. Die ausführliche Ableitung und Berechnung der Abkühlrate wird in Kapitel 3.4.2 beschrieben.

An dieser Stelle ist es noch wichtig zu bemerken, daß die Schweißnahtfläche beim Laserschweißen sehr eng mit dem thermischen Wirkungsgrad und dem Prozeßwirkungsgrad verbunden ist (siehe Kapitel 7). Um eine möglichst genaue Schweißnahtfläche bestimmen zu können, wird eine Näherungsmethode angewendet.

**Bild 36:** Flußdiagramm der Berechnung von Schweißergebnissen und Abkühlrate.

Dabei werden die einzelnen Schmelzbadquerschnitte an eine virtuelle Wand projiziert. Der Schweißnahtquerschnitt ergibt sich aus der Umhüllenden aller Einzelquerschnitte. Bild 37 veranschaulicht diese Projektionsmethode. Beispielhaft sind die beiden charakteristischen Querschnitte mit der größten Einschweißtiefe und der höchsten Nahtbreite herausgestellt. Man erkennt, daß es sich dabei um unterschiedliche Schnittebenen handelt. Gerade bei der Mehrfokustechnik wird dieser Unterschied aufgrund der mannigfaltigen Leistungsverteilung und Fokianordnung noch deutlicher. Mit geeigneter Anzahl von Schnitten werden alle kritischen bzw. maximalen Werte auf die virtuelle Wand projiziert.

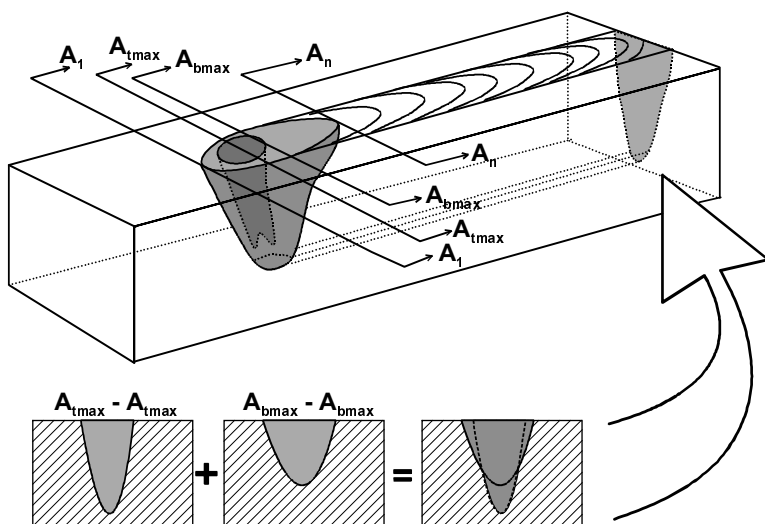


Bild 37: Ermittlung des Schweißnahtquerschnitts durch Projektion und Überlagerung einzelner Querschnitte ($A_{tmax} - A_{tmax}$: Ebene der max. Einschweißtiefe; $A_{bmax} - A_{bmax}$: Ebene der max. Nahtbreite).

Im Vergleich zur konventionellen Einstrahltechnik sind bei der Mehrfokustechnik wegen der variablen Anordnung der einzelnen Laserstrahlquellen und Verteilung der Laserleistung sowie der unterschiedlichen Einfallswinkel ungewöhnliche Schweißnahtquerschnitte zu erwarten. Die vorgestellte Näherungsmethode stellt jedoch auch für diesen Fall ein geeignetes Werkzeug zur realistischen Ermittlung der Schweißnaht dar.

3.4.2 Herleitung der Abkühlrate

Bei Betrachtung der beim Laserschweißen entstehenden Schweißspannungen und -verzüge auf der Grundlage der thermischen Elastizitätstheorie [86-89] und Plastizitätstheorie [90], wird deutlich, daß die Abkühlrate eine signifikante Rolle spielt. Weiterhin ist sie auch für die beim Schweißen stattfindenden Gefügeumwandlungen von großer Bedeutung. Aus diesem Grund wird die Ableitung der Abkühlrate ausführlich beschrieben.

Beim Laserschweißen wird das Bauteil durch eine bewegte Wärmequelle aufgeheizt und kühlt anschließend durch Selbstabschreckung wieder ab. Das Abkühlverhalten wird durch die Änderung der Temperatur in Abhängigkeit von der Zeit charakterisiert. Für diese sogenannte Abkühlgeschwindigkeit bzw. Abkühlrate gilt:

$$C_R = -\frac{dT}{dt} = -\frac{dT(x, y, z, t)}{dt} . \quad (3.36)$$

Nach der mathematischen Kettenregel gilt:

$$\frac{dT(x, y, z, t)}{dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial x} \cdot \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial y} \cdot \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial z} \cdot \frac{\partial z}{\partial t} \quad (3.37)$$

beziehungsweise

$$\frac{dT(x, y, z, t)}{dt} = \frac{\partial T}{\partial t} + v_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} + v_y \cdot \frac{\partial T}{\partial y} + v_z \cdot \frac{\partial T}{\partial z} . \quad (3.38)$$

Für den stationären Fall und einen in Richtung x bewegten Laserstrahl folgt aus Gl. (3.38):

$$\frac{dT(x, y, z, t)}{dt} = v_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} . \quad (3.39)$$

Damit erhält man für die Abkühlrate:

$$C_R = -v_x \cdot \frac{\partial T}{\partial x} . \quad (3.40)$$

Somit ist die Abkühlrate für den stationären Fall von der Vorschubgeschwindigkeit und dem Temperaturgradienten abhängig.

4 Ergebnisse der Modellierung

Nachdem in den vorangegangenen Kapiteln die theoretischen Grundlagen der Mehrfokustechnik und das methodische Vorgehen erarbeitet wurden, sollen in diesem Kapitel die Simulationsergebnisse vorgestellt werden. Sie sollen sowohl zur Diskussion der Wechselwirkung zwischen Laserstrahlen und Werkstück, als auch zum Transfer dieser Technologie in die industrielle Praxis beitragen. Es werden Möglichkeiten aufgezeigt, wie abhängig von den Prozeßparametern dieser Technik Vorteile bei der Bearbeitung erreicht werden können. Im folgenden werden diese gegliedert und erörtert.

4.1 Einfluß der Parameter beim Lasertiefschweißen

Im folgenden werden die Ergebnisse des Lasertiefschweißens bei der Mehrfokustechnik unter Einfluß verschiedener Prozeßparameter durch die Simulationsberechnungen zu unterschiedlichen Anwendungszwecken diskutiert. Zur Veranschaulichung der Einflußparametern dient Bild 38.

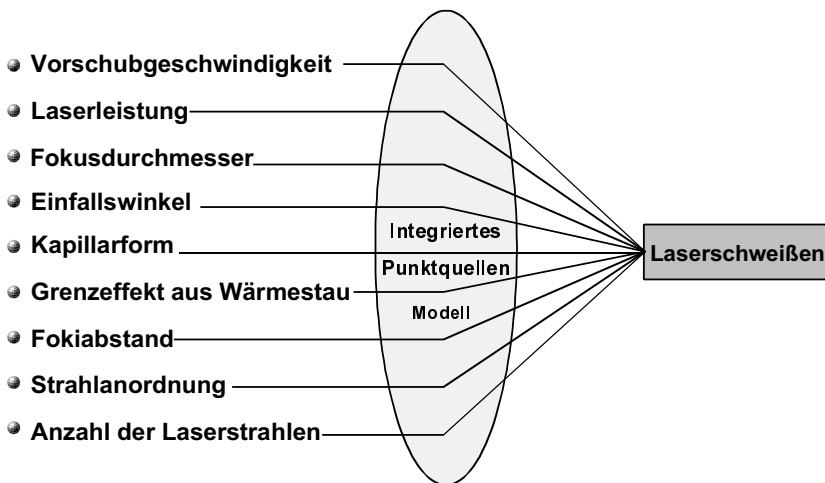


Bild 38: Prozeßparameter beim Lasertiefschweißen.

4.1.1 Grundsätzliche Betrachtung zur Ein- bzw. Mehrfokustechnik

Zunächst werden die Unterschiede zwischen der Ein- und Mehrfokustechnik aufgezeigt. Anhand von Rechenergebnissen der erreichbaren Einschweißtiefe und Nahtbreite werden in Bild 39 Ein- und Zweifokustechnik verglichen. In diesem und den nachfolgenden Bildern kennzeichnet die schwarze Farbe die Verdampfungstemperatur und die dunkelgraue Farbe die Schmelzbadgrenze. Die Linien innerhalb des Schmelzbades sind Isothermen mit jeweils 150 Kelvin Temperaturdifferenz.

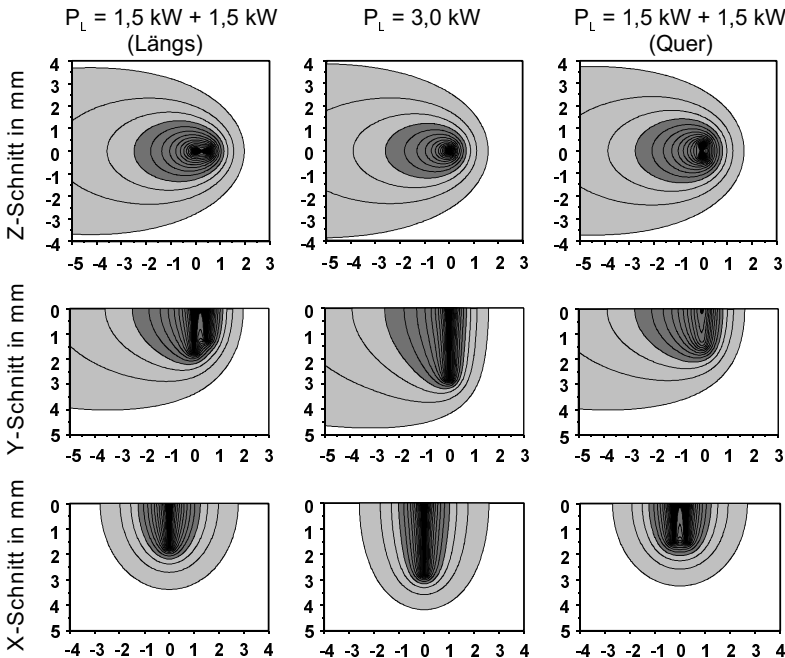


Bild 39: Vergleich der Ein- und Zweifokustechnik bei gleicher Laserleistung;
Nd:YAG- Laser, $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $dx = 0,5 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$, Blechdicke = 5
mm, AlMgSi 1.

Zugleich wird auch die Abhängigkeit der Schweißtiefe von der Vorschubgeschwindigkeit beider Techniken in Bild 40 gezeigt. Diese Berechnungsergebnisse zeigen einen Einschweißtiefenrückgang der Zweifokustechnik im Vergleich zur Einfokustechnik bei gleicher Laserleistung. Dagegen besitzt die

Zweifokustechnik den Vorteil einer größeren Nahtbreite, insbesondere bei Queranordnung. Die Wirtschaftlichkeit beim Laserschweißen wird vom Nahtquerschnitt F (näherungsweise Produkt aus mittlerer Nahtbreite b und Einschweißtiefe d) beeinflusst. Bei der Mehrfokustechnik wird infolge der größeren Nahtbreite ein im Vergleich zur Einfokustechnik ähnlicher Nahtquerschnitt erreicht, obwohl ein Einschweißtieferückgang vorliegt. Das bedeutet, daß eine zweckmäßige Nahtfläche nicht unbedingt nur durch eine skalierte zunehmende Laserleistung des Einstrahls, sondern auch mittels der Kombination von mehreren Strahlen mit geringerer Laserleistung (Summe der Einzelstrahlleistungen entspricht der Laserleistung der Einstrahltechnik) erreicht werden kann.

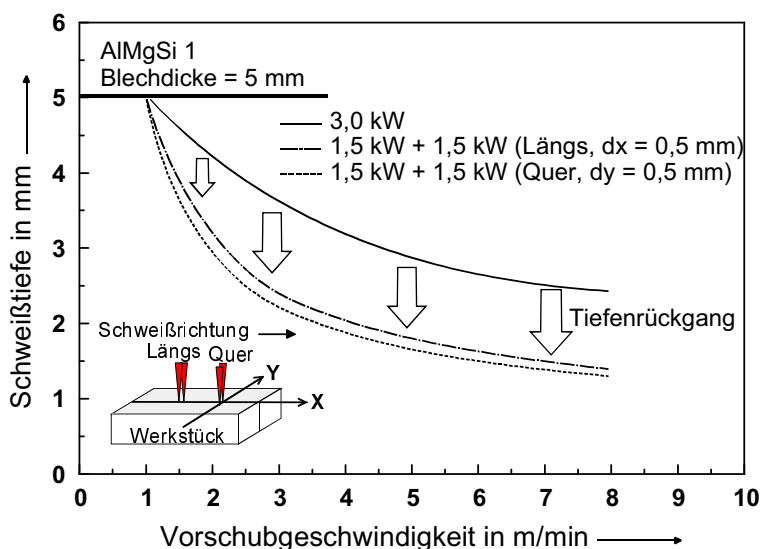


Bild 40: Einschweißtiefenvergleich der Ein- und Mehrfokustechnik in Abhängigkeit der Vorschubgeschwindigkeit.

Von praktischer Bedeutung ist die Reduzierung der Energieverluste durch die Wahl einer geeigneten Anordnung der Laserstrahlen bei gleicher Gesamtleistung. Die Mehrfokustechnik bietet genau diesen Vorteil. Wie von DAUSINGER et al. [51] schon vorgestellt, wird in Bild 41, Bild 42 und Bild 43 gezeigt, daß im Vergleich zum Einstrahlschweißen mittels der Mehrfokustechnik mit kleinerer Laserleistung bei gleichzeitig besserer Strahlqualität eine größere Schmelzbadbreite und auch größere Nahtquerschnitte erzielt werden können. Allerdings führt dies wegen des relativ großen Fokialabstandes wieder zu geringeren Einschweißtiefen. Andererseits kann durch die

Kombination der Laser bei kleinem Fokiabstand die Einschweißtiefe gesteigert werden, siehe Bild 44 und Bild 45.

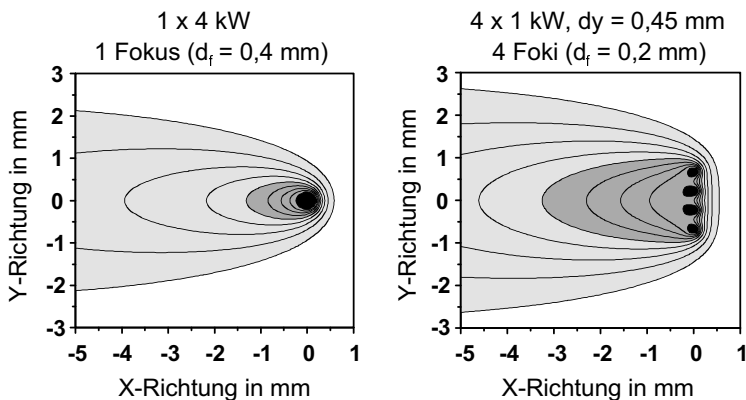


Bild 41: Vergleich der Temperaturverteilungen für die Ein- und Mehrfokustechnik. (Stahl, $v = 4 \text{ m/min}$).

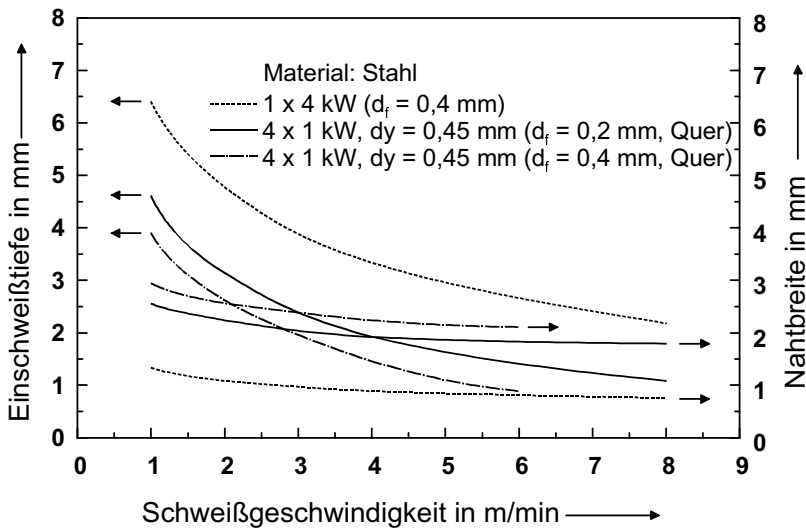


Bild 42: Berechnete Schweißergebnisse für die Ein- und Mehrfokustechnik mit verschiedenen Fokussdurchmessern (Stahl, $v = 4 \text{ m/min}$).

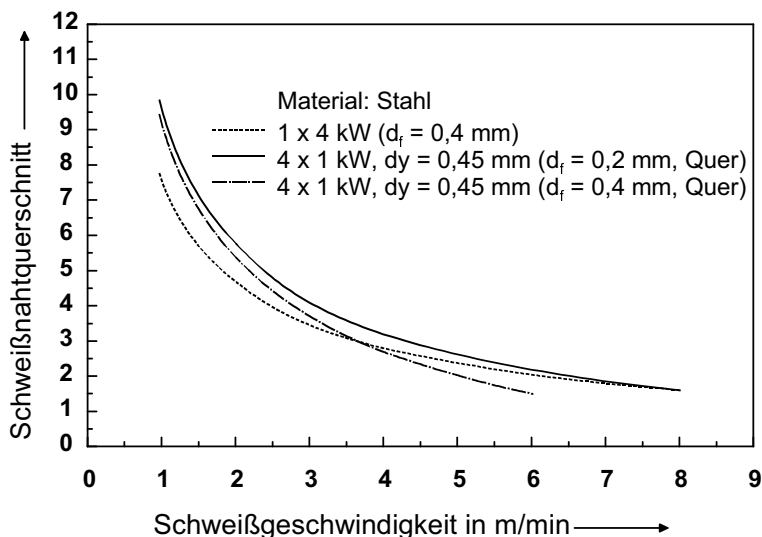


Bild 43: Berechnete Schweißnahtquerschnitte für die Ein- und Mehrfokustechnik mit verschiedenen Fokusdurchmessern (Stahl, $v = 4$ m/min).

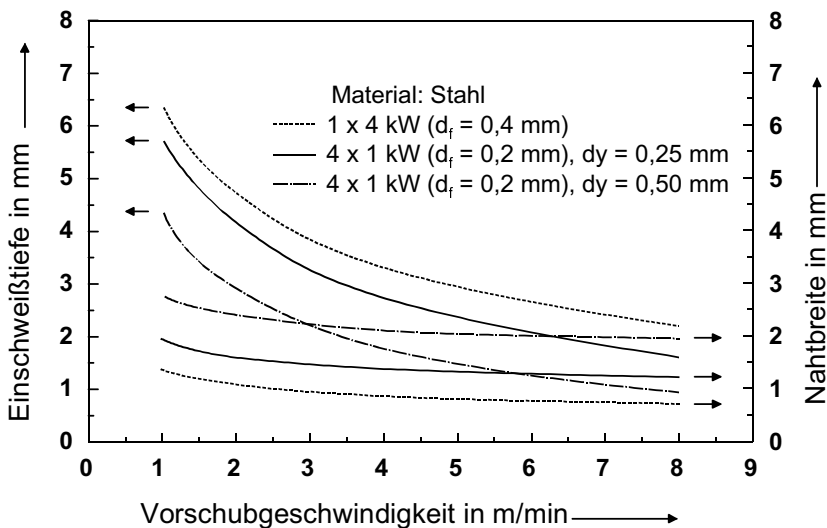


Bild 44: Berechnete Schweißergebnisse für die Ein- und Mehrfokustechnik mit verschiedenen Fokusdurchmessern und Fokiabständen (Stahl, $v = 4$ m/min).

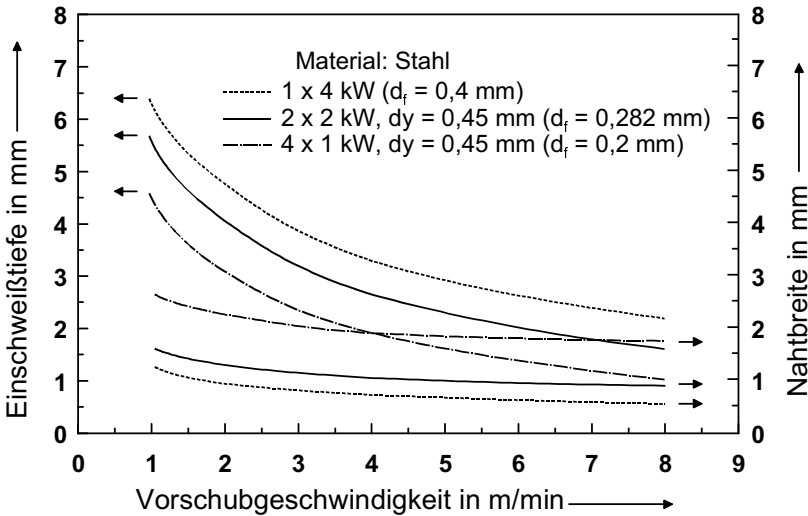


Bild 45: Berechnete Schweißergebnisse für die Ein- und Mehrfokustechnik mit verschiedenen Fokusburchmessern und Fokiabständen (Stahl, $v = 4$ m/min).

Im Vergleich zur Einstrahltechnik kann mit der Mehrfokustechnik mit derselben oder mehr Laserleistung entweder eine größere Schmelzbaddlänge bei Längsanordnung oder eine größere Schmelzbadbite bei Queranordnung erreicht werden. Mit anderen Worten, die Schmelzbadkontur beim Laserschweißen ist nicht mehr eine passive Folge, sondern ein steuerbarer Parameter zur gezielten Verbesserung der Schweißergebnisse. Die ausführliche Diskussion dieses Variationsresultates wird später in Abschnitt 4.1.3 dargestellt.

4.1.2 Einfluß des Fokiabstandes und der Strahlanordnung

In Gegensatz zur herkömmlichen Einstrahltechnik stehen die Verfahrensparameter Fokiabstand und die Strahlanordnung zusätzlich zur Verfügung. In diesem Abschnitt wird deren Einfluß auf die Schweißergebnisse eingehend diskutiert.

Mit steigendem Fokiabstand bei konstanter Gesamtleistung wird bei den verschiedenen Strahlkonfigurationen einerseits die Einschweißtiefe, andererseits die Schmelzbadkontur verändert, siehe Bild 46 und Bild 47. Hier bestätigt sich nochmals, daß durch die Variation des Fokiabstandes die Nahtbreite vergrößert werden kann, so daß eventuell

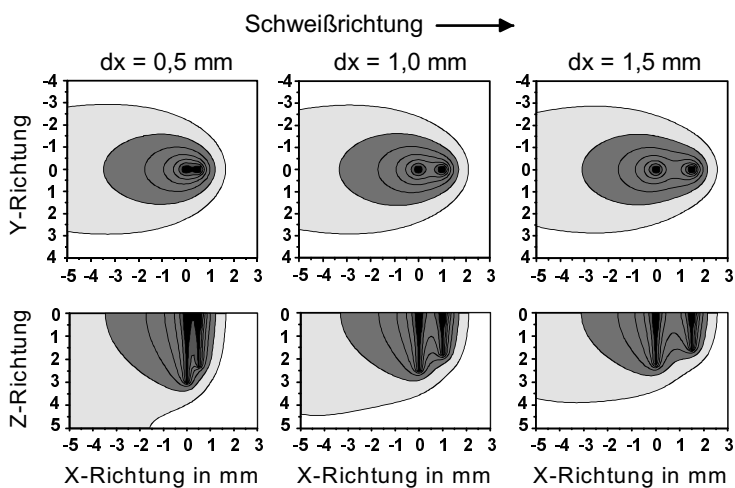


Bild 46: Temperaturfelder und Schmelzbadkonturen als Funktion der Fokiabstände in Längsanordnung; $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$, $v = 4 \text{ m/min}$, AlMgSi 1.

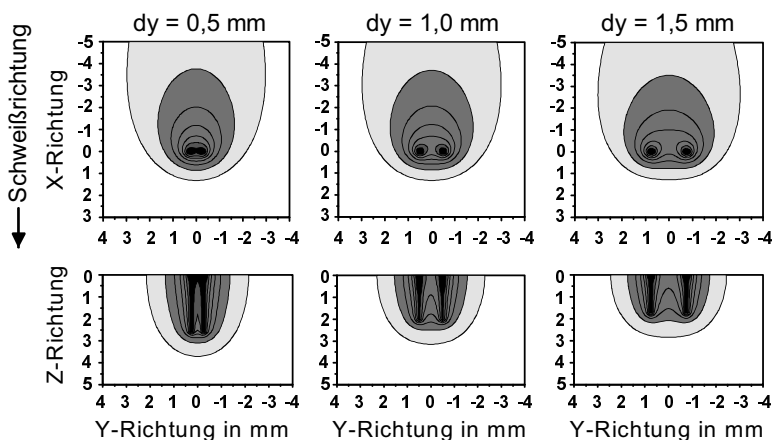


Bild 47: Temperaturfelder und Schmelzbadkonturen als Funktion der Fokiabstände in Queranordnung; $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$, $v = 4 \text{ m/min}$, AlMgSi 1.

vorhandene Spalte sicher überbrückt werden können. Bild 48 zeigt die Auswirkungen unterschiedlicher Fokiabstände auf die Einschweißtiefe in 5-mm-Aluminiumblech. Daraus wird ersichtlich, daß bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit um so größere Tiefen erzielbar sind, je enger der Fokiabstand ist. Außerdem sieht man, daß die Strahlen in Längsanordnung bei gleichem Fokiabstand eine größere Einschweißtiefe erzielen als in Queranordnung. Dieser Effekt ist auf den Vorwärmeeffekt des vorlaufenden Strahls zurückzuführen.

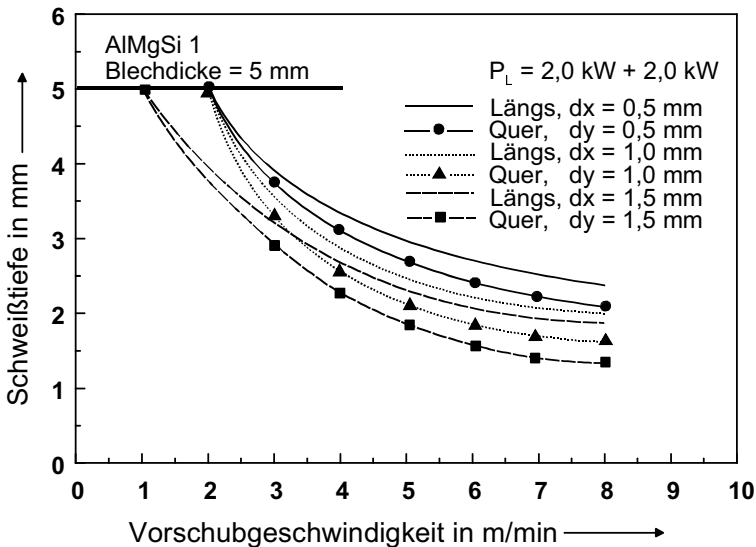
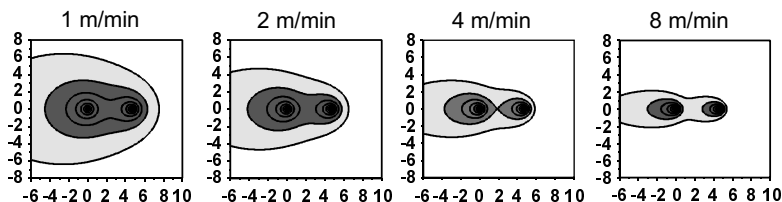


Bild 48: Schweißtiefe bei verschiedenen Strahlanordnungen und variiertem Fokiabstand in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit.

Eine weitere Vergrößerung des Fokiabstandes kann zwei getrennte Schmelzbäder erzeugen. Zugleich hängt auch für einen festgehaltenen Fokiabstand die Schmelzbadgeometrie von der Vorschubgeschwindigkeit stark ab. Bild 49 zeigt die Schmelzbadänderung in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit für einen festgehaltenen Fokiabstand bei Längsanordnung. Das Schmelzbad verjüngt sich mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit bis hin zu zwei voneinander getrennten einzelnen Schmelzbädern. Um eine bei der Mehrfokustechnik unerwünschte Schmelzbadtrennung zu vermeiden, müssen Vorschubgeschwindigkeit und Fokiabstand gleichzeitig an die jeweiligen Schweißbedingungen angepaßt werden.

In Bild 50 und Bild 51 wird deutlich, daß eine unerwünschte Schmelzbadtrennung im Falle eines zu großen Fokiabstand auftreten kann; gezeigt werden Situationen bei jenen

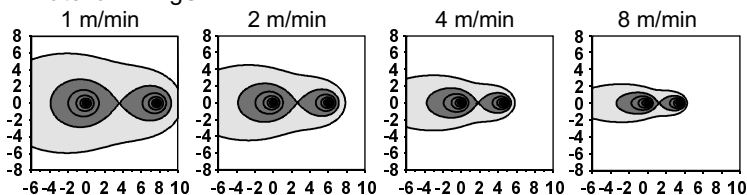
Material: AlMgSi 1



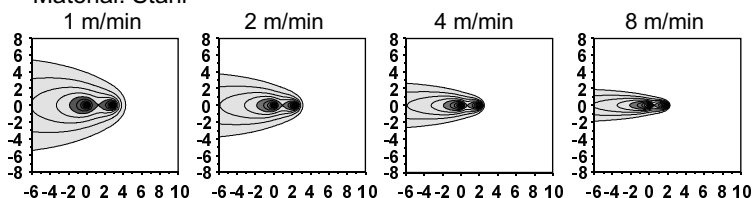
Schweißrichtung →

Bild 49: Variation des Schmelzbades bei festgehaltenem Fokiabstand in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit; $dx = 4,6 \text{ mm}$, $P_L = 3 \text{ kW} + 3 \text{ kW}$, $d_f = 0,45 \text{ mm}$, Längsanordnung, AlMgSi 1.

Material: AlMgSi 1



Material: Stahl



Schweißrichtung →

Bild 50: Getrennte Schmelzbäder beim Zweistrahl-Lasertiefschweißen; $P_L = 3 \text{ kW} + 3 \text{ kW}$, $d_f = 0,45 \text{ mm}$, Längsanordnung, AlMgSi 1 und Stahl.

Werten der Vorschubgeschwindigkeit, bei denen eine Trennung auftritt. Im Falle getrennter Schmelzbäder kann das Schweißergebnis unvorteilhaft beeinflusst werden. Bild 52 zeigt den minimalen möglichen Fokiabstand bevor die Schmelzbadtrennung beim Zweistrahl-Strahl Lasertiefschweißen eintritt. Für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten ergibt sich eine „Grenzkurve“ gemäß der Daten aus Bild 50 und Bild 51. Im Vergleich zu Stahl ergibt sich bei Aluminium wegen der höheren Wärmeleitfähigkeit ein größerer „Grenzabstand“. Der Abstand wird bei beiden

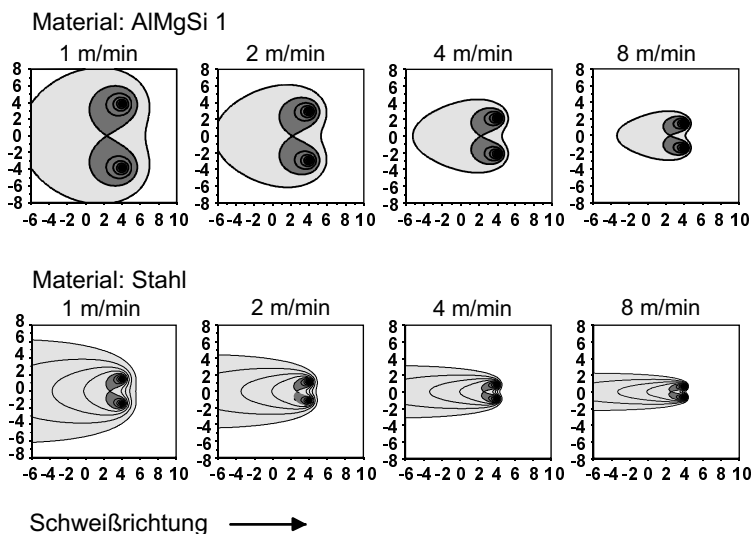


Bild 51: Getrennte Schmelzbäder beim Zweistrahl-Lasertiefschweißen; $P_L = 3 \text{ kW} + 3 \text{ kW}$, $d_f = 0,45 \text{ mm}$, Queranordnung, AlMgSi 1 und Stahl.

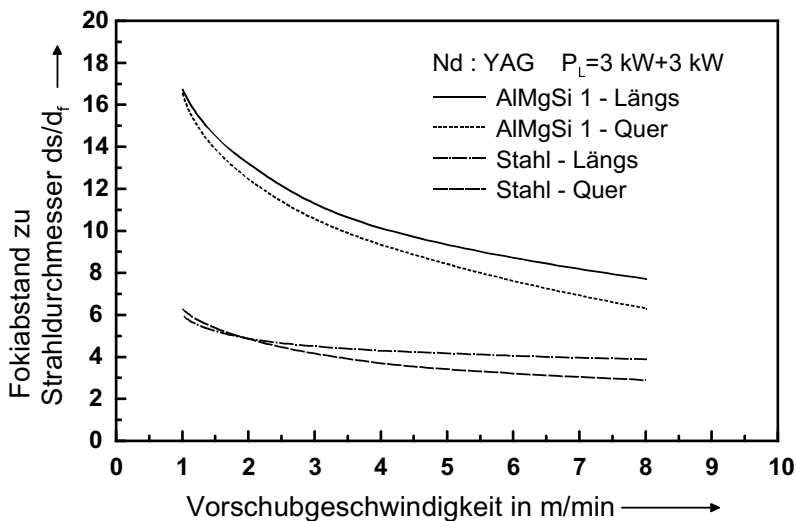


Bild 52: Minimaler Fokusbstand für Schmelzbadtrennung beim Zweistrahl-Lasertiefschweißen; $P_L = 3 \text{ kW} + 3 \text{ kW}$, $d_f = 0,45 \text{ mm}$.

Materialien mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit verkürzt. Außerdem ist bei Aluminium in Längsanordnung des Strahls im Vergleich zur Queranordnung ein größerer Wert des Fokiabstands möglich, bevor die Schmelzbadtrennung einsetzt. Bei Stahl ist dies bei langsamer Vorschubgeschwindigkeit umgekehrt. In diesem Fall ist die Wärmeausbreitung seitlich ins Werkstück stärker ausgeprägt als in Vorschubrichtung. Die Schmelzbäder fließen bei Stahl auch für sehr langsame Geschwindigkeiten, unterstützt durch die niedrigere Wärmeleitfähigkeit, bei Quer-Anordnung noch zusammen.

Natürlich sind diese Ergebnisse nur unter Berücksichtigung der Wärmeleitungsgleichung zu betrachten. Eine Modifikation der Ergebnisse könnte die Berücksichtigung der Konvektion, Wärmestrahlung und der Oberflächenspannung im Schmelzbad zur Folge haben.

4.1.3 Einfluß des Einfallswinkels

Der Einfallswinkel beim Schweißen ist manchmal wegen der Zugänglichkeit der Bearbeitungsstelle nicht ganz genau senkrecht zur Werkstückoberfläche zu gewährleisten. Andererseits können Laserstrahlen mit gewissen Einfallswinkeln angeordnet werden, um eine bestimmte Schmelzbadgeometrie zu erzielen. Deswegen soll der Einfluß des Einfallswinkels auf die Ergebnisse des Lasertiefschweißens bei der Mehrfokustechnik erörtert werden.

In Bild 53 wird zuerst der Einfluß verschiedener Einfallswinkel auf die Temperaturverteilung bei festgehaltenen Fokiabständen veranschaulicht. Es zeigt sich, daß mit gleicher bestrahlter Laserleistung bei einem Einfallswinkel von 7,5 Grad (hier in diesem Fall) eine größere Einschweißtiefe erreicht wird. Weiterhin kann durch einen entsprechenden Einfallswinkel nicht nur eine größere Einschweißtiefe realisiert, sondern auch die gewünschte Schmelzbadkontur, siehe Quer-Anordnung bei einem Einfallswinkel von 15 Grad, erzielt werden.

Im Zusammenhang mit den Fokiabständen ist in Bild 54 der Einfluß des Einfallswinkels zweier Laserstrahlen auf die Ergebnisse von Temperaturverteilung und Einschweißtiefe dargestellt. Hierzu erfolgt zunächst eine Erweiterung der in Bild 53 erläuterten Definition der geometrischen Anordnung der beiden Laserstrahlen. Bild 53 bezieht sich auf eine Anwendung der Laserstrahlen, deren Achsen sich innerhalb des Werkstückes kreuzen. Wird der vorlaufende Laserstrahl hin zum nachlaufenden verschoben, ändert sich die Lage des Kreuzungspunktes in z-Richtung. Dadurch können nun auch Laserstrahlen mit einem Kreuzungspunkt oberhalb des Werkstückes betrachtet werden (negative dx -Werte). Es ist möglich, ein gewünschtes Verhältnis zwischen Nahtbreite und Nahttiefe einzustellen, um zum Beispiel eine höhere

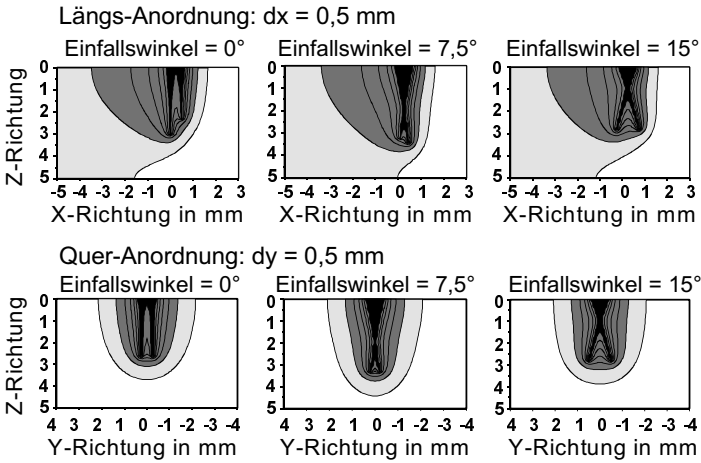


Bild 53: Die Variation der Einschweißtiefe bei verschiedenen Einfallswinkeln und Strahlanordnung für festgehaltenen Fokiabstand bei AlMgSi 1; $P_L = 2 \text{ kW}$ + 2 kW , $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$.

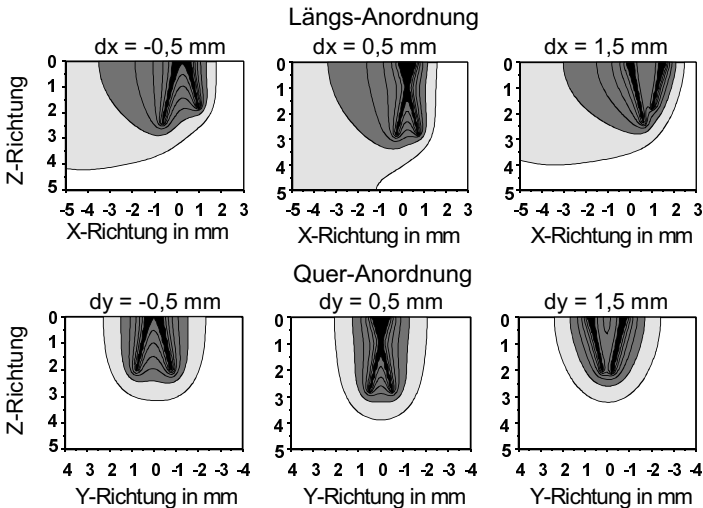


Bild 54: Temperaturverteilungen und Schmelzbadkonturen bei variiertem Fokiabstand und verschiedener Strahlanordnung. Das negative Vorzeichen des Fokiabstands bedeutet zwei nach außen gerichtete Laserstrahlen; $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$, $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$.

Festigkeit im Überlappstoß zu realisieren. Durch die geeignete Einstellung der Parameter Einfallswinkel und Fokiabstand wird dies steuerbar.

Die in Bild 55 dargestellten Ergebnisse der Einschweißtiefe zeigen nochmals diesen Zusammenhang in Abhängigkeit von Fokiabstand und Einfallswinkel. Es ist weiter zu beachten, daß sich die maximal erreichbare Schweißtiefe bei größer werdenden Einfallswinkeln hin zu größeren Fokiabständen verschiebt. Bei engerem Fokiabstand erzielen die senkrecht auf der Oberfläche einfallenden Laserstrahlen, d. h. null Grad Einfallswinkel, eine größere Schweißtiefe. Darüber hinaus sieht man wiederum, daß bei festgelegtem Einfallswinkel die Längsorientierung der Strahlen zu größeren Einschweißtiefen führt als die Querorientierung.

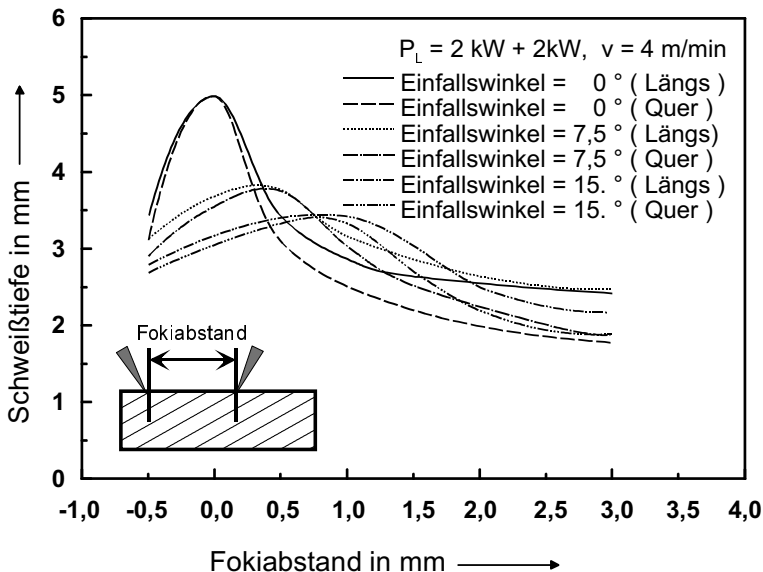


Bild 55: Ergebnisse der Schweißtiefe in Abhängigkeit von Einfallswinkeln und Fokiabstand. AlMgSi 1, $v = 4 \text{ m/min}$.

4.1.4 Bedeutung der Kapillarform und der Strahlqualität

Basierend auf der Kapillargeometrie wurden in den vergangenen Jahren viele Simulationsrechnungen zum Lasertiefschweißen veröffentlicht [6, 30, 91]. Die

Kapillarform selbst ergibt sich aus dem Zusammenspiel von Strahlkenngrößen, Prozessparametern und Werkstückeigenschaften; in diesem Sinne ist sie auch eine Folge der Strahlqualität. Generell kann gesagt werden, daß aus technologischen Gründen Laserstrahlen mit zunehmender Leistung Moden höherer Ordnung aufweisen. Gegenüber dem Gaußmode besitzen diese bei gleichen Fokussierbedingungen einen größeren Strahldurchmesser und Divergenzwinkel. Das bedeutet auch, daß bei der Bestrahlung des Werkstücks mit dem Laser bei gleichen Fokussierzahlen ein großflächigerer Brennfleck entstehen kann. Mit einer besseren Strahlqualität kann eine kleiner Brennfleck erreicht und die notwendige Leistungsdichte erhöht werden. Den Variationen der Schweißergebnisse in diesen durchgeführten Modellrechnungen liegt zugrunde, daß nach Erreichen der Verdampfungstemperatur an der Werkstückoberfläche die Dampfkapillaren durch Verdampfen des Werkstoffes ausgebildet werden. Deren Geometrien bzw. Volumina sind deshalb auch von den unterschiedlichen Lasermoden abhängig. Um dem Einfluß unterschiedlicher Modenstrukturen (Intensitätsverteilungen im Strahl) näherungsweise Rechnung zu tragen, wird im folgenden die Auswirkung unterschiedlicher Kapillarformen gezeigt.

Bild 56 und Bild 57 geben die Einschweißtiefe bei zylinder-, trompeten- und kegelstumpfförmigen Kapillaren wieder. Es ist hier naheliegend zu erwarten, daß mit größerer Oberfläche der Dampfkapillare mehr Laserleistung für die Bildung und Aufrechterhaltung der Kapillare bei gleicher Einschweißtiefe erforderlich ist. Im Umkehrschluß erreicht deshalb die trompetenförmige Kapillare, mit dem gleichen Verhältnis von oberem zu unterem Durchmesser, bei gleicher Laserleistung eine größere Einschweißtiefe als die kegelstumpfförmige. Die zylinderförmige Kapillare wird bei gleichem Fokusedurchmesser auf der Werkstückoberfläche die kleinste Einschweißtiefe erzielt.

Die gegenwärtige Entwicklungstrend bei Laserstrahlquellen wird zu Geräten mit höherer Strahlqualität führen. Dadurch eröffnen sich neue Möglichkeiten der Fokussierung auf dem Werkstück. Eine Prinzipdarstellung mit verschiedenen Fokusedurchmessern wird im folgenden diskutiert. Bild 58 zeigt deutlich, daß mit gleichem auf den Fokusedurchmesser bezogenen Fokusbereich selbst bei einer kleineren Laserleistung infolge eines kleineren Fokusedurchmessers eine größere Einschweißtiefe erreicht werden kann! Die Ergebnisse verdeutlichen den Vorteil einer hohen Strahlqualität (Bildung einer schlankeren Dampfkapillare) und zeigen zudem das große Potential dieser Technologie zur Materialbearbeitung. In der Tat könnten in naher Zukunft mit diodengepumpten Festkörperlasern neuester Generation diese kleinen Fokusedurchmesser realisiert werden [56]. In Verbindung mit der Mehrfokustechnik eröffnen sich weitere Anwendungsgebiete.

Darüber hinaus zeigt Bild 59 berechnete Nahtquerschnitte, wobei im Falle sehr stark fokussierter Laserstrahlen infolge der wenigen Leistung und des kleinen Fokusbereiches die niedrige Querschnittsflächen entstehen (Große Schweißtiefe bei geringer Schweiß-

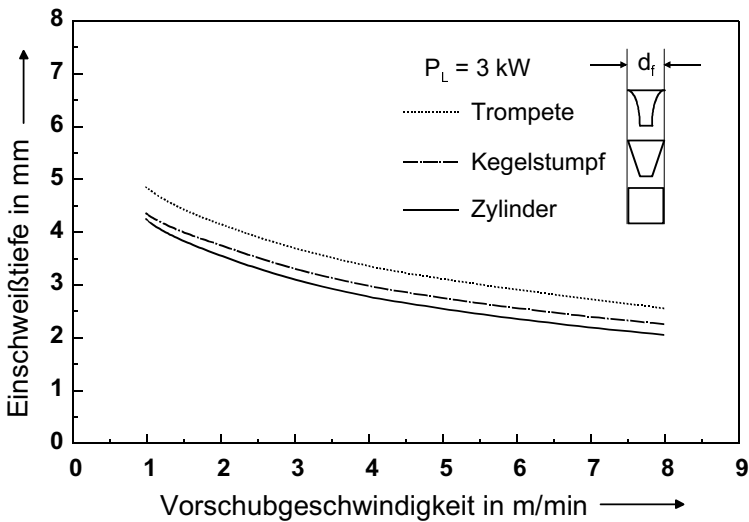


Bild 56: Einfluß der Kapillargeometrie auf die Einschweißtiefe bei Einstrahltechnik in Abhängigkeit von der Vorschubgeschwindigkeit bei gleichem Fokusbereich $d_f = 0,3 \text{ mm}$ auf der Werkstückoberfläche, AlMgSi 1.

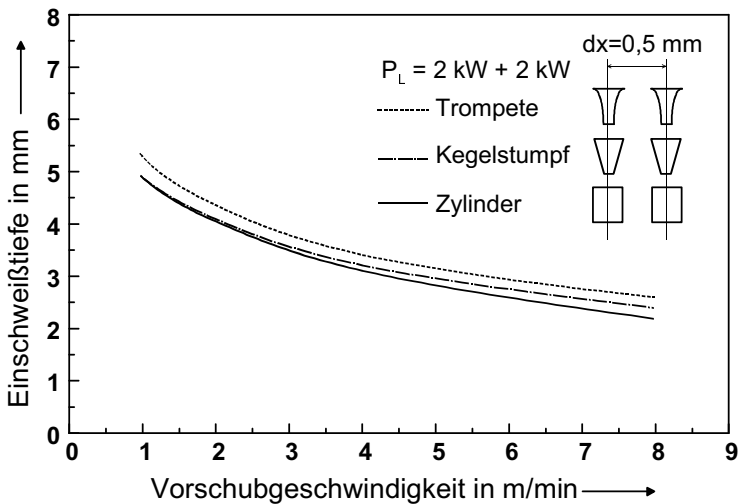


Bild 57: Einfluß der Kapillargeometrie auf die Einschweißtiefe bei Mehrfokustechnik in Abhängigkeit von Vorschubgeschwindigkeit bei gleichem Fokusbereich $d_f = 0,3 \text{ mm}$ auf der Werkstückoberfläche, $dx = 0,5 \text{ mm}$, AlMgSi 1.

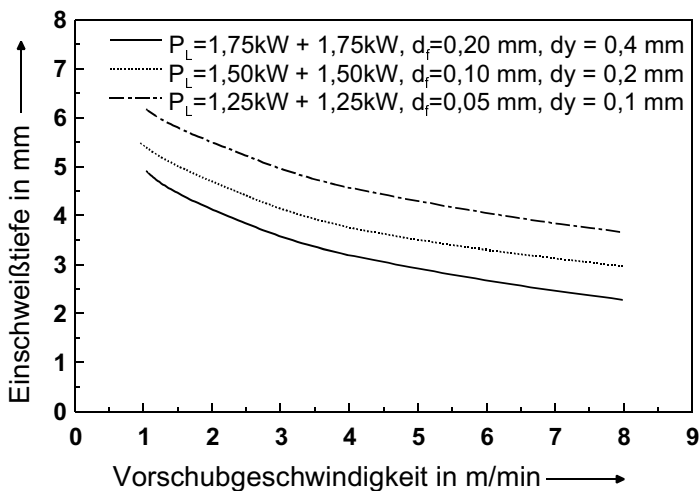


Bild 58: Berechnete Einschweißtiefe für Mehrfokustechnik als Funktion von Leistung P_L , Fokusbereich d_f , Fokiabstand dy (Queranordnung), AlMgSi 1.

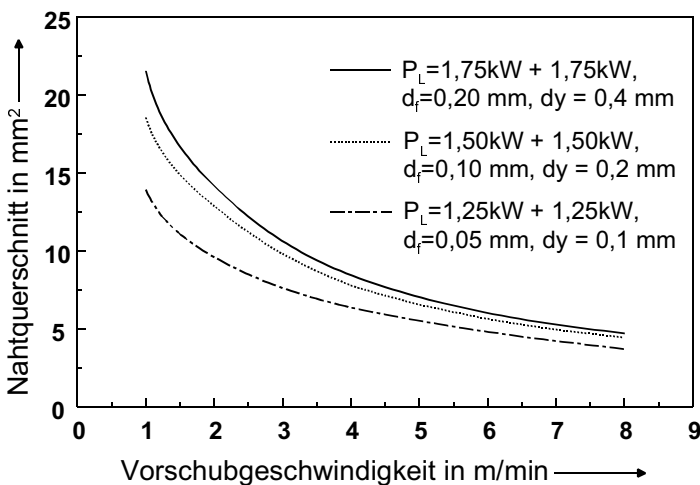


Bild 59: Berechnete Nahtquerschnitte für Mehrfokustechnik als Funktion von Leistung P_L , Fokusbereich d_f , Fokiabstand dy (Queranordnung), AlMgSi 1.

breite). Bei höherer Leistung und größerem Fokiabstand (größerem Fokusbereich) ist eine große Nahtbreite zu erreichen. Mit Hilfe der Mehrfokustechnik soll die größere Nahtbreite durch Queranordnung mehrerer stark fokussierter Laserstrahlen mit größerem Fokiabstand erfolgen. Es ist nun möglich, sowohl die Einschweißtiefe als auch die Nahtquerschnittsfläche zu optimieren (Vgl. Bild 43 und Bild 44). Außerdem werden die Unterschiede der Ergebnisse in Bild 59 durch die Erhöhung der Vorschubgeschwindigkeit verkleinert. Das bedeutet auch, daß mit der Mehrfokustechnik und hoher Strahlqualität des Lasers bei hoher Schweißgeschwindigkeit (hohe Prozesseffizienz) die beiden Kenngrößen Einschweißtiefe und Nahtquerschnitt zugleich gezielt verändert werden können.

4.1.5 Anzahl der Laserstrahlen

Ein ganz wichtiger und zusätzlicher Verfahrensparameter, der in dieser Arbeit berücksichtigt wird, ist neben dem Fokiabstand die Anzahl der Laserstrahlen. Dieser Verfahrensparameter kann sowohl durch die unterschiedlichen Fokuskonfigurationen zu verschiedenen Temperaturfelder führen als auch durch eine Verteilung der Laserleistung oder des Fokusbereichs die Kennwerte der Schweißnaht beeinflussen. Im folgenden soll insbesondere der Frage nachgegangen werden, bis zu welcher Zahl von Strahlen bzw. Foki sinnvollerweise gegangen werden soll, um einen bestimmten Effekt (Vorwärmung bzw. Erwärmung) zu erzielen.

Die Temperaturfelder verschiedener Fokuskonfigurationen mit 3 bis 6 Laserstrahlen werden hier in Bild 60 und Bild 61 dargestellt. Die Variation der Schmelzbadlänge ist bei beiden Anordnungen stark von der Anzahl der Strahlen abhängig. Die Einschweißtiefe steigt deutlich mit zunehmender Anzahl in Längsanordnung, während die Nahtbreite bei derselben Anzahl in Queranordnung zunimmt. Die Veränderungen der Nahtcharakteristiken in Abhängigkeit der Anzahl der Laserstrahlen werden in Bild 62, Bild 63, Bild 64 und Bild 65 demonstriert; es gilt festzuhalten, daß dabei auch Leistung P_L zunimmt. Diese Ergebnisse zeigen, daß mit abnehmendem Fokiabstand, sinkender Geschwindigkeit und steigender Anzahl der Laserstrahlen eine größere Einschweißtiefe erreicht werden kann. Bei Längsanordnung wird immer eine große Einschweißtiefe erzielt als bei Queranordnung. Darüber hinaus führt eine steigende Anzahl der Laserstrahlen bei Queranordnung leichter zu einer Sättigungswerte der Einschweißtiefe als Längsanordnung. Bei sehr hohen Geschwindigkeiten oder großem Fokiabstand ist die Anzahl der Strahlen von geringer Bedeutung. Dies bietet wichtige Hinweise, daß man bei vorgegebener Laserleistung zu einer bestimmten Zielsetzung des Lasertiefschweißens bei Mehrfokustechnik eine geeignete Wahl der Anzahl der Laserstrahlen treffen soll. Dies führt zu einer effektiveren Nutzung der Energie und damit zu hoher Wirtschaftlichkeit des Verfahrens.

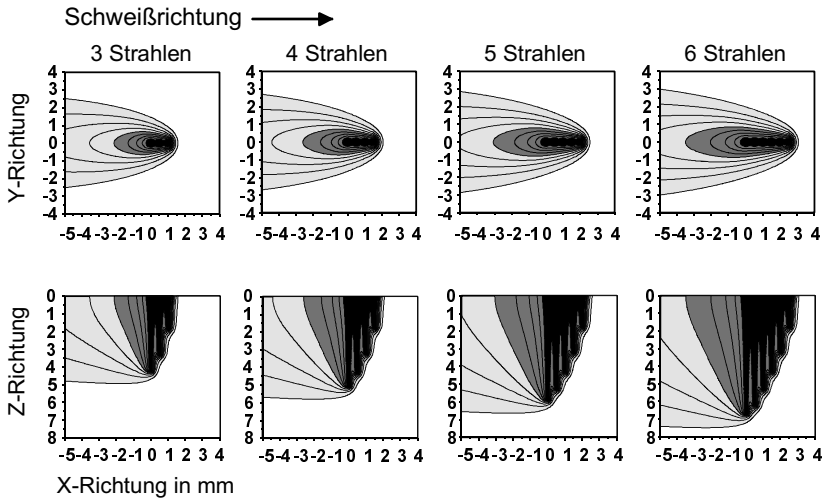


Bild 60: Die Temperaturfelder und Schmelzbäder bei verschiedener Anzahl von längsangeordneten Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $dx = 0,5 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$, Stahl.

Aufgrund der hohen Flexibilität der Mehrfokustechnik eröffnen sich weitere Möglichkeiten zur Anpassung von Schweißergebnissen an die jeweilige Aufgabenstellung. Die Laserstrahlen können nicht nur auf einer Linie, sondern auch in jeder beliebigen räumlichen Verteilung angeordnet werden. Bild 66 zeigt die erzielbaren Schmelzbadgeometrien zur Steigerung der Prozeßsicherheit durch unterschiedliche Fokusanordnungen (Fokusmatrix). Bilder 67 und 68 zeigen die Schweißergebnisse bei gleicher Gesamtleistung und verschiedenen räumlichen Verteilungen sowie die Anzahl der Laserfoki. Aus diesen Ergebnissen ist ersichtlich, daß mit Mehrfokustechnik (2-Foki) infolge der größeren Nahtbreite ein größerer Nahtquerschnitt erreicht werden kann als mit Einfokustechnik, obwohl die Einschweißtiefe kleiner als bei der Einfokustechnik ist. Damit kann durch die Anwendung der Fokusmatrix bei der Mehrfokustechnik sowohl eine effektive Nutzung der Energie als auch eine höhere Prozeßsicherheit gewährleistet werden. Insbesondere ist durch die steuerbare Nahtbreite eine bessere Überbrückung der bei der Fertigstellungsvorbereitung entstehender Stoßspalte möglich. Das Potential der Mehrfokustechnik für industrielle Anwendungen wird dadurch nochmals unterstrichen.

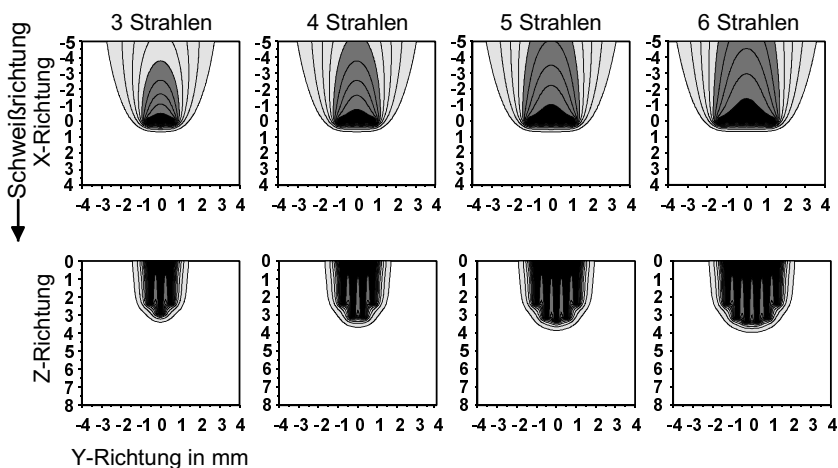


Bild 61: Die Temperaturfelder und Schmelzbäder bei verschiedenen Anzahl von quer-angeordneten Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $dx = 0,5 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$, Stahl.

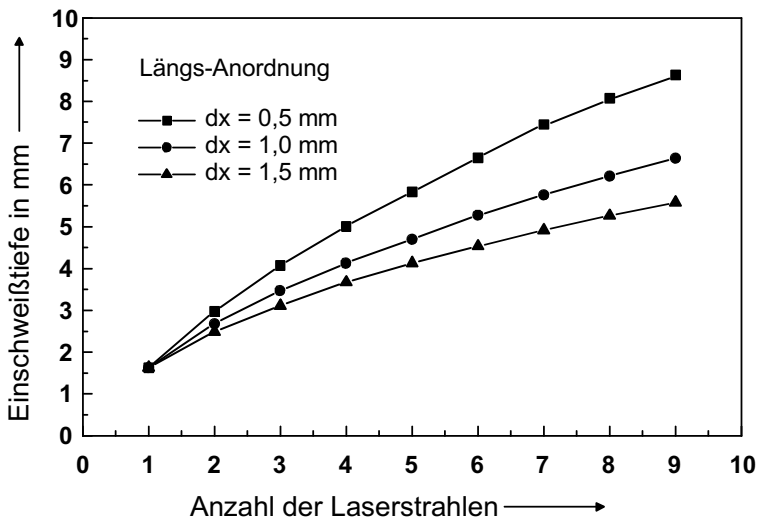


Bild 62: Berechnete Einschweißtiefe für Stahl als Funktion von Fokusbereich und der Anzahl der Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $v = 4 \text{ m/min}$.

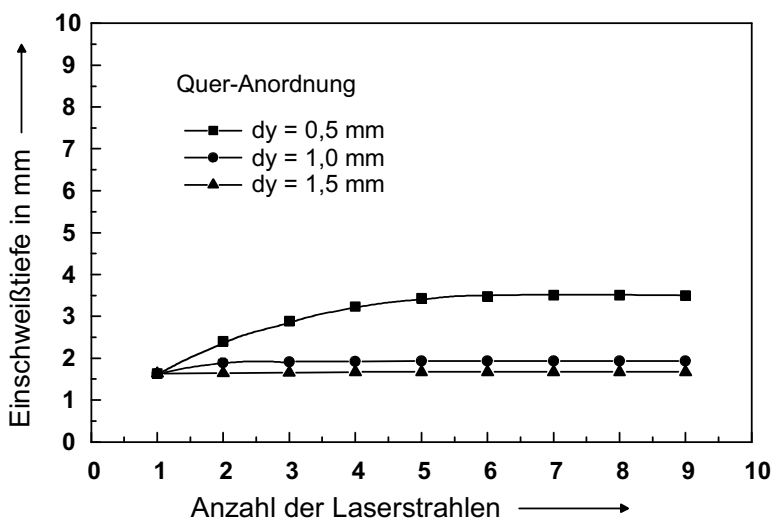


Bild 63: Berechnete Einschweißtiefe für Stahl als Funktion Fokusbereich und Anzahl der Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $v = 4 \text{ m/min}$.

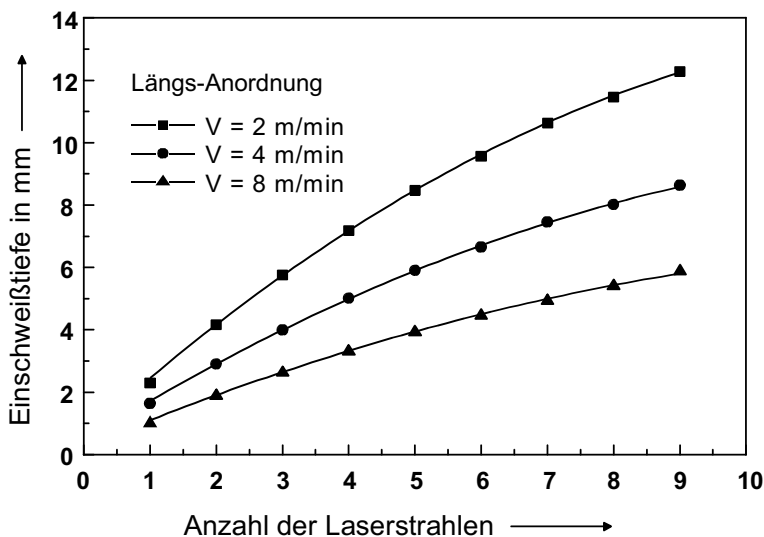


Bild 64: Berechnete Einschweißtiefe für Stahl als Funktion von Vorschubgeschwindigkeit und Anzahl der Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $dx = 0,5 \text{ mm}$.

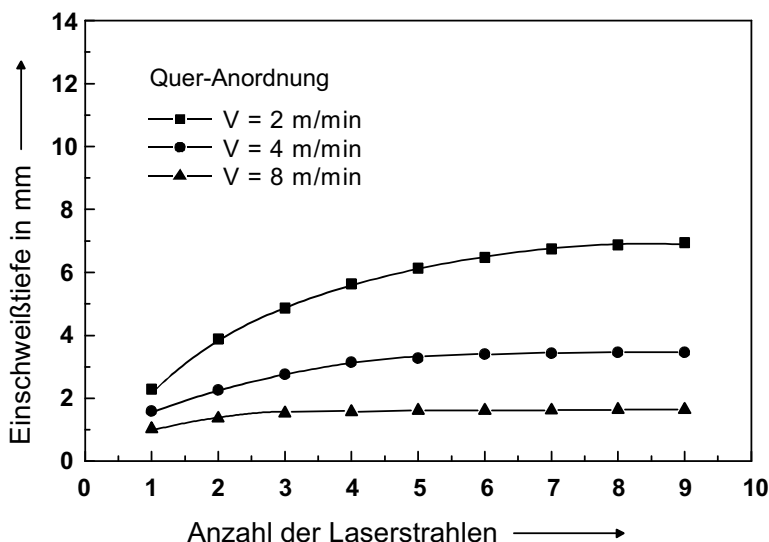


Bild 65: Berechnete Einschweißtiefe für Stahl als Funktion von Vorschubgeschwindigkeit und Anzahl der Laserstrahlen. $P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $d_f = 0,5 \text{ mm}$.

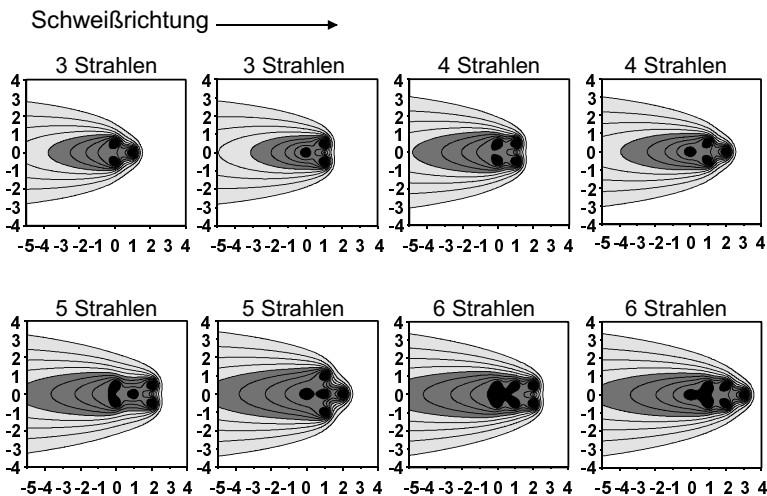


Bild 66: Die Temperaturverteilungen bei verschiedenen räumlichen Verteilungen und Anzahl der Laserstrahlen ($P_L = 2 \text{ kW/Strahl}$, $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $v = 4 \text{ m/min}$, Stahl).

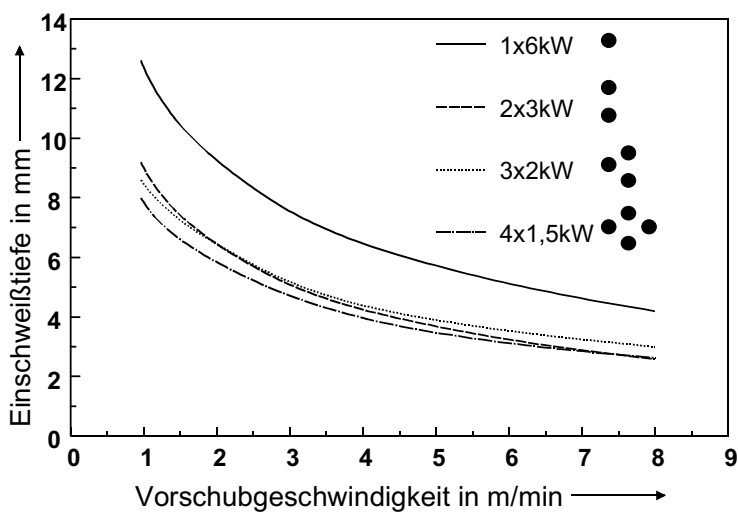


Bild 67: Berechnete Einschweißtiefe bei gleicher Gesamtleistung $P_L = 6 \text{ kW}$ mit verschiedenen räumlichen Verteilungen und Anzahl der Foki, $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $ds = 0,5 \text{ mm}$, Stahl.

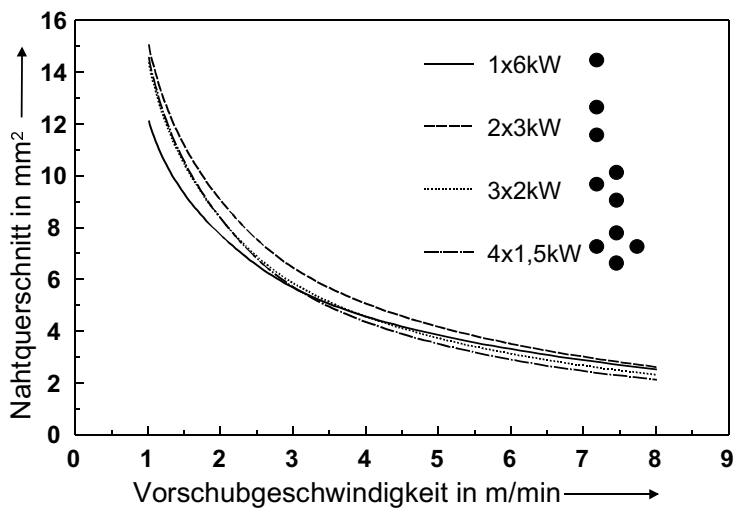


Bild 68: Berechnete Schweißnahtquerschnitte bei gleicher Gesamtleistung $P_L = 6 \text{ kW}$ mit verschiedenen räumlichen Verteilungen und Anzahl der Foki, $d_f = 0,3 \text{ mm}$, $ds = 0,5 \text{ mm}$, Stahl.

4.2 Beeinflussung der Abkühlrate durch die Mehrfokustechnik

Beim Laserstrahlschweißen treten sehr hohe Abkühlraten auf. Diese werden dadurch verstärkt, daß die Vorschubgeschwindigkeiten aus wirtschaftlichen Gesichtspunkten möglichst hoch eingestellt werden. Als Begleiterscheinung treten sehr oft im Bereich der Schweißnaht Änderungen der Härte, Festigkeit und Verformungsfähigkeit des Werkstoffes auf. Teilweise ergeben sich zusätzlich Volumenänderungen infolge Umlappen des Kristallgitters. Bei der Abkühlung von nichtaustenitischem Stahl geschieht dies durch das Umlappen des dichteren in das weniger dicht gepackte Gitter [92]. Es kann zur Martensitbildung und damit zu einer Aufhärtung und Versprödung des Grundwerkstoffes kommen. Diese Martensitbildung wird einerseits bestimmt durch den Kohlenstoffgehalt und die Legierungselemente, andererseits durch die Spitztemperatur, die Haltezeit und die Abkühlrate beim Schweißprozeß [93].

Insbesondere bei empfindlichen Materialien bilden sich bei hohen Abkühlraten oftmals spröde Phasen oder Risse, die in der industriellen Anwendung üblicherweise durch Vorwärmen oder Anlassen des Werkstücks vermieden werden. Wie in Kapitel 1 bereits beschrieben, liegt der Vorteil der Mehrfokustechnik darin, daß durch diese Technik die Temperaturverteilung beeinflußt werden kann. Um diesen Vorteil klar herauszuarbeiten, wird im folgenden auf den Einfluß der Mehrfokustechnik auf die Abkühlrate kurz eingegangen.

In Bild 69 sind die Abkühlraten für unterschiedliche Vorschubgeschwindigkeiten in Abhängigkeit der auftretenden Temperatur der Austenitumwandlung dargestellt. Typische Arbeitspunkte beim Laserschweißen liegen bei Vorschubgeschwindigkeiten größer als 4 m/min. Besonders bei rißempfindlichen Werkstoffen ist die damit verbundene hohe Abkühlrate als kritisch einzuordnen. Die Ergebnisse in Bild 69 zeigen, daß insbesondere bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten sich die Zweifokustechnik als vorteilhaft erweist. Wie bereits bei den Simulationsergebnissen zum Laserschweißen gezeigt, besteht durch die Mehrfokustechnik eine Möglichkeit der Beeinflussung der Schweißergebnisse. So kann insbesondere durch Längsanordnung zweier Strahlen eine höhere Einschweißtiefe infolge des Vorwärmungseffekts des vorlaufenden Strahls erreicht werden. Andererseits kann ein nachlaufender Strahl die Aufgabe übernehmen, eine geringere Abkühlrate zu realisieren.

Bild 70 zeigt die Beeinflussung der Abkühlrate des Werkstücks aufgrund der Mehrfokustechnik für zwei hintereinander in Vorschubrichtung angeordnete Laserstrahlen im Vergleich zur Einstrahltechnik. Die dargestellten Abkühlraten beziehen sich auf die Nahtmitte an der Oberfläche der Schweißnaht, wo sowohl die höchsten Temperaturen als auch größten Abkühlgradienten vorliegen.

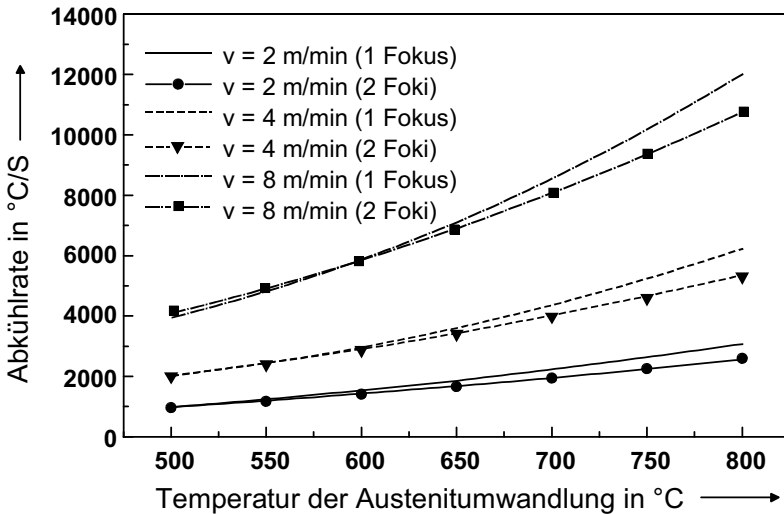


Bild 69: Abkühlrate im Temperaturbereich der Austenitumwandlung bei drei verschiedenen Geschwindigkeiten ($v = 2, 4, 8 \text{ m/min}$) bei Einstrahltechnik und Zweifokustechnik für Längsanordnung und festgehaltenem Fokiabstand $dx = 0,5 \text{ mm}$, $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$.

Beim Schweißprozeß ergeben sich im Bereich der Fügezone manchmal Gefügeumwandlungen mit damit verbundener Härtesteigerung sowie der Gefahr der Rißbildung. Diese ist im wesentlichen durch eine Umwandlung von Austenit in das Martensitgefüge bestimmt. Der Temperaturbereich für die Austenitumwandlung liegt typischerweise zwischen 500°C und 800°C . Beim Laserschweißen ist zu erwarten, daß infolge der gewählten Randbedingungen die obere Temperaturgrenze erreicht wird. Bild 70 zeigt, daß in diesem Fall die Mehrfokustechnik Vorteile gegenüber der Einstrahltechnik ergeben kann.

Durch Variation der Strahlkonfigurationen in Richtung Queranordnung der Laserstrahlen sind weitere Steigerungen des beobachteten Effekts zu erwarten, die - wie Bild 71 demonstriert - letztlich über die Form des Schmelzbads zur Geltungen gelangen. So führt insbesondere die Queranordnung dreier Foki, welche ein sehr breites Schmelzbad erzeugt, auf die geringste Abkühlrate.

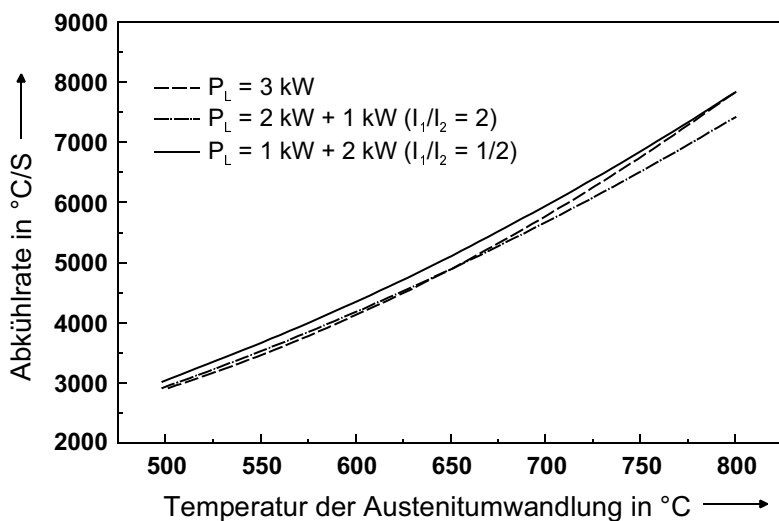


Bild 70: Vergleich der Abkühlraten im Temperaturbereich der Austenitumwandlung für die Ein- und Zweistrahltechnik und zugleich durch unterschiedliche Leistungsverteilung bei Zweistrahltechnik, $v = 4 \text{ m/min}$.

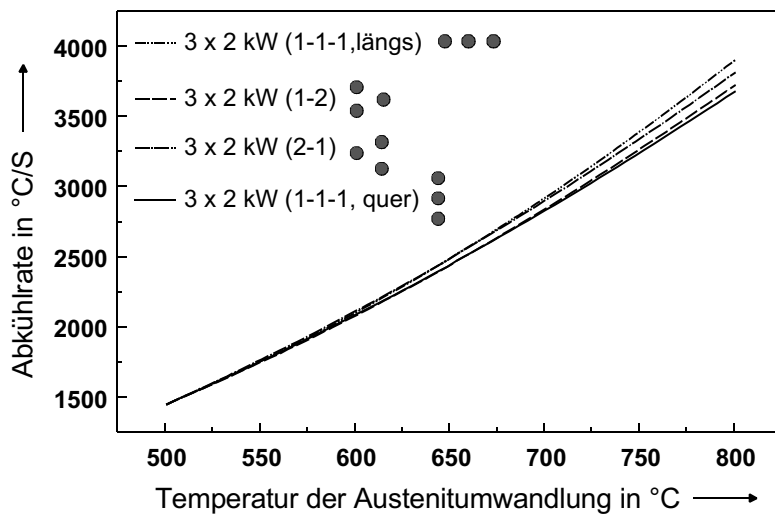


Bild 71: Vergleich der Abkühlrate im Temperaturbereich der Austenitumwandlung für verschiedene Strahlkonfigurationen, $v = 4 \text{ m/min}$, Stahl.

5 Vergleich mit Experimenten

Im vorherigen Abschnitt wurden die Ergebnisse der Modellierung und die Einflüsse der den Mehrstrahlschweißprozeß maßgeblich beeinflussenden Faktoren beschrieben. Im folgenden sollen nun diese Ergebnisse mit experimentell ermittelten Daten verglichen werden. Es wird dargestellt, daß das Modell ein geeignetes Mittel ist, um die Ergebnisse vorherzusagen und damit die Anzahl der Versuche zu reduzieren.

Zum Vergleich stehen im Moment einige Experimente der Mehrfokustechnik zur Verfügung, die mit Nd:YAG-Laser für Aluminiumlegierung und Stahl erhalten wurden [55, 56, 94, 95]. Diese werden im folgenden Teil in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit und dem Fokiabstand auf dem Werkstück betrachtet.

5.1 Vergleich von Einschweißtiefe, Nahtbreite und Nahtfläche

In Bild 72 wird der Vergleich zwischen Rechnung und Experiment für das Probenmaterial AlMgSi 1 dargestellt. Die Blechdicke beträgt 5 mm, der Fokiabstand $dx = 0,5$ ist mm längs zur Vorschubrichtung angeordnet. In dieser Abbildung sieht man,

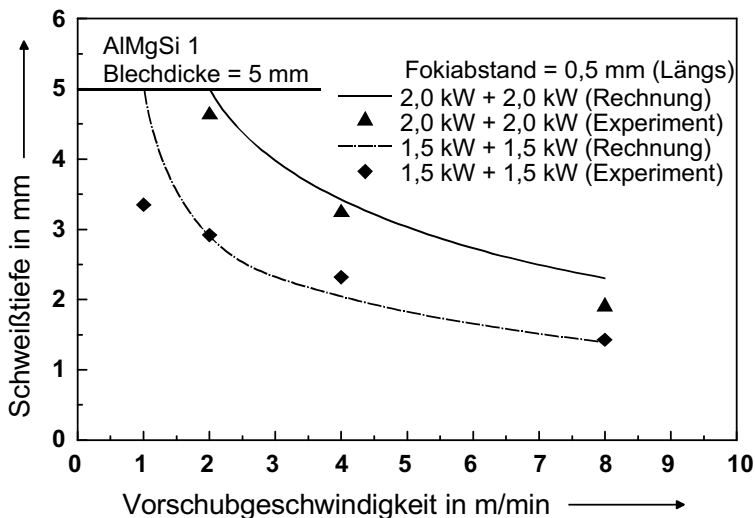


Bild 72: Vergleich der Schweißergebnisse von Rechnung und Experiment für unterschiedliche Leistung, $dx = 0,5$ mm, $d_f = 0,3$ mm, AlMgSi 1.

daß außer bei sehr geringen Schweißgeschwindigkeiten die berechneten Ergebnisse gut mit den experimentellen Befunden übereinstimmen. Die Ursache dieser Abweichung zwischen theoretischer Berechnung und Experiment bei langsamen Schweißgeschwindigkeiten ist wahrscheinlich darauf zurückzuführen, daß das Modell nur Wärmeleitung, keine Umströmung und keine Oberflächenspannung insbesondere im Bereich der Werkstückoberfläche berücksichtigt.

Bild 73 und Bild 74 zeigen, daß im Laserleistungsbereich von 4 kW die experimentellen und theoretischen Ergebnisse auch bei Stahl eine gute Übereinstimmung aufweisen. Zu bemerken ist, daß je schneller der Vorschub, desto besser ist die Übereinstimmung. Die Nahtfläche zeigt für die Einstrahltechnik und Zweistrahltechnik [56] nahezu das gleiche Resultat. Obgleich eine gute Übereinstimmung zwischen experimentellen und theoretischen Ergebnissen gefunden wurde, ergibt sich bei kleiner Schweißgeschwindigkeit noch etwas Abweichung. Erklärt werden kann einerseits dies durch eine Defokussierung des realen Laserstrahls aufgrund des ausströmenden Metaldampfes, welcher aufgrund des temperaturabhängigen Brechungsindex wie eine konkave Linse wirkt, andererseits daß sich bei geringer Vorschubgeschwindigkeit der Marangoni-Effekt in seitlicher Richtung stärker auswirkt.

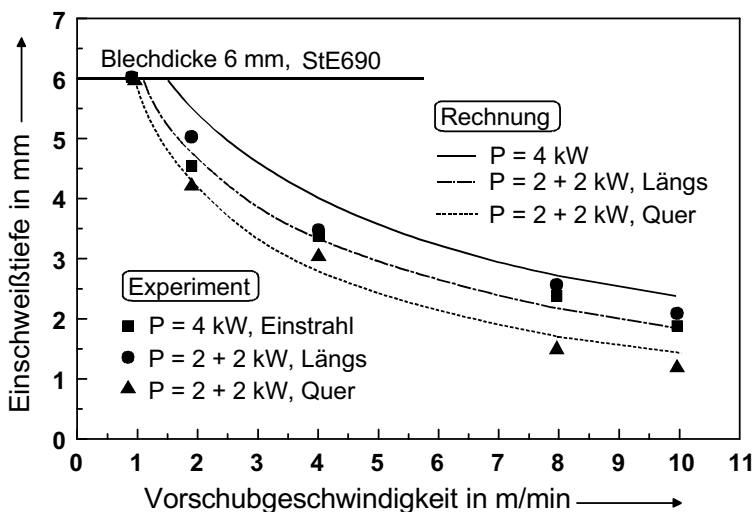


Bild 73: Vergleich die Nahtfläche beim Lasertiefschweißen für Material StE 690, 6 mm Blechdicke, mit Ein- und Mehrfokustechnik bei gleichen Fokusedurchmesser ($d_f = 0,3 \text{ mm}$) von Rechnung und Experiment [95]; $ds = 0,36 \text{ mm}$.

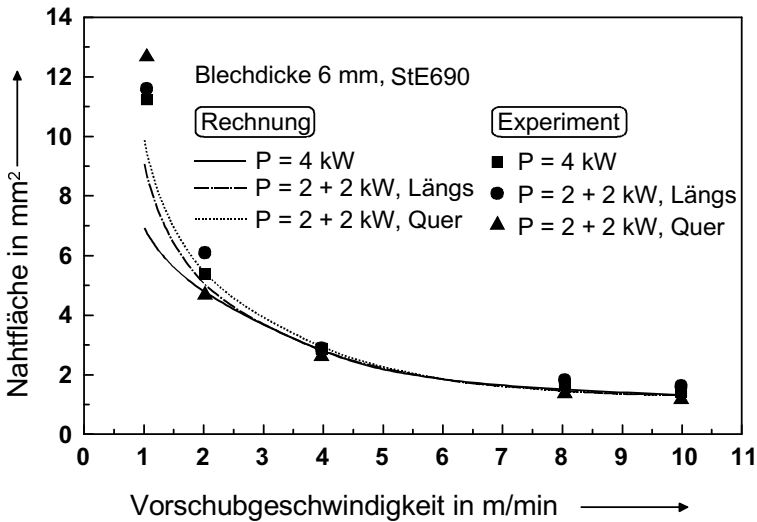


Bild 74: Vergleich der Nahtflächen beim Lasertiefschweißen für Material StE 690, 6 mm Blechdicke, mit Ein- und Mehrfokustechnik bei gleichem Fokusedurchmesser ($d_f = 0,3 \text{ mm}$) von Rechnung und Experiment [95]; $ds = 0,36 \text{ mm}$.

5.2 Vergleich der Schweißnahtform

Eine weitere wichtige Kenngröße der Schweißergebnisse ist die Nahtquerschnittsform, welche die Festigkeit der zu bearbeitenden Bauteile maßgeblich beeinflusst. Im Stumpfstoß zeigen tiefe und schlanke Nähte mit geringen Wärmeeinflußzonen die größten Festigkeiten, wohingegen bei Überlappnähten die Nahtbreite in der Fügeebene das entscheidende Kriterium darstellt. Nach [49] tritt beim Überlappstoß das Versagen solange als Scherbruch in der Fügeebene auf, bis der Anbindequerschnitt die Größe des dünneren Fügepartners erreicht. Eine weitere Steigerung des Anbindequerschnitts führt nicht zu einer Erhöhung der Festigkeit, da das Versagen dann als Trennbruch im dünneren Bauteil auftritt.

Bild 75 zeigt den Vergleich zwischen der Berechnung und dem Experiment bei zwei verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten und Fokusanordnungen für die Aluminiumlegierung AlMgSi 1; die Ergebnisse zeigen eine gute Übereinstimmung. Bei hohen Geschwindigkeiten stimmt die Nahtgeometrie besser überein, da das Modell den Nagelkopf nicht abbilden kann und dieses bei hohen Geschwindigkeiten weniger stark auftritt. Ebenfalls ist in Bild 76 bei einem vergrößerten Fokusabstand $ds = 1,0 \text{ mm}$ diese Übereinstimmung deutlich festzustellen.

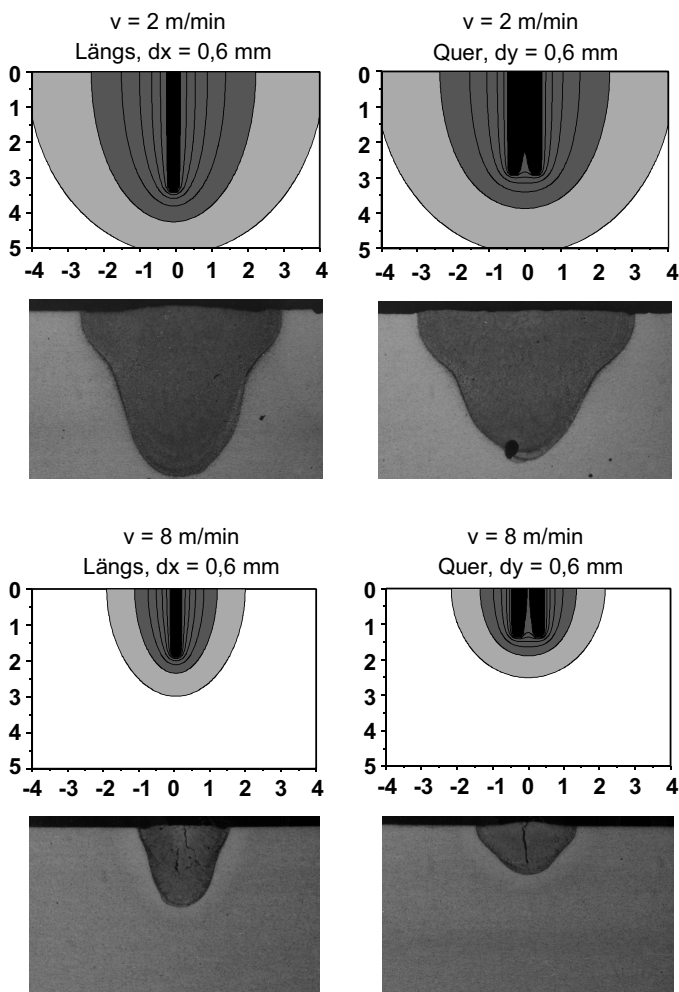


Bild 75: Vergleich der Schweißnahtgeometrie aus Rechnung und Experiment [94] bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten (2 m/min, 8 m/min) mit Längs- und Queranordnung bei dem Fokiabstand $ds = 0,6 \text{ mm}$ für AlMgSi1.

Bild 77 und Bild 78 zeigen eine Serie von Schliffbildern und Simulationsergebnissen mit drei Foki an StE690 in Abhängigkeit von der Orientierung zur Vorschubrichtung und der Schweißgeschwindigkeit. Ausgehend von diesen Bildern wird deutlich, daß mit

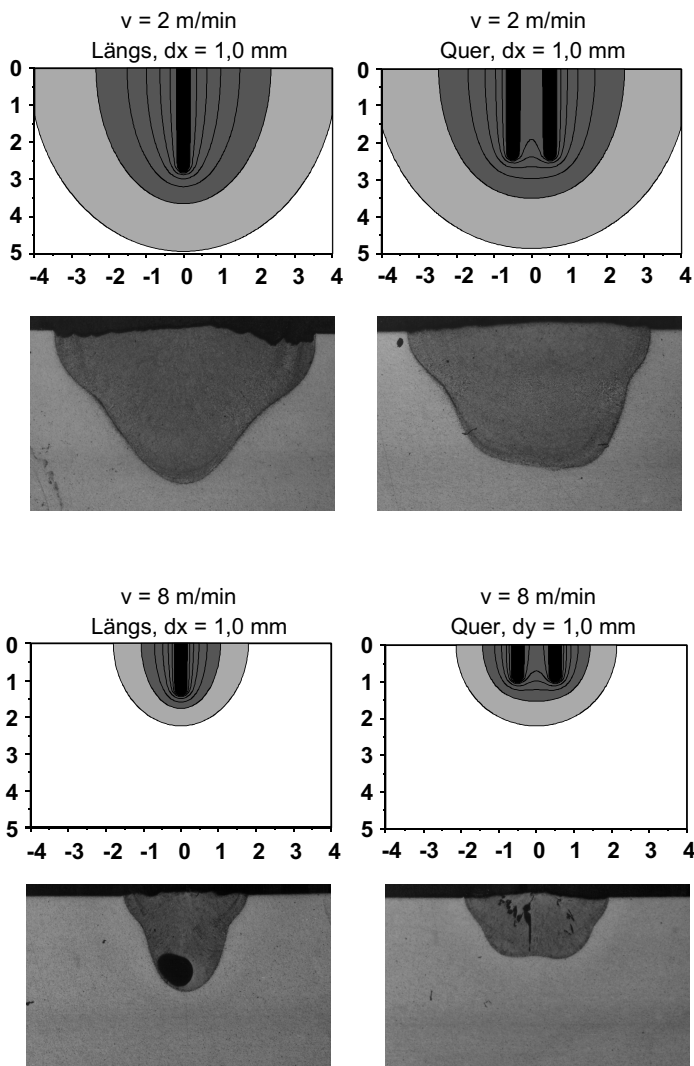


Bild 76: Vergleich der Schweißnahtgeometrie aus Rechnung und Experiment [94] bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten (2 m/min, 8 m/min) mit Längs- und Queranordnung bei dem Fokiabstand $ds = 1,0 \text{ mm}$ für AlMgSi 1.

zunehmender Schweißgeschwindigkeit ein schlanker Nahtquerschnitt erwartet und durch ein berechnetes Temperaturfeld gut simuliert werden kann. Die Queranordnung neigt zu einer Verbreiterung der Nahtfläche insbesondere im Bereich der Nahtwurzel. Dies korrespondiert gut mit der berechneten Darstellung des Temperaturfeldes.

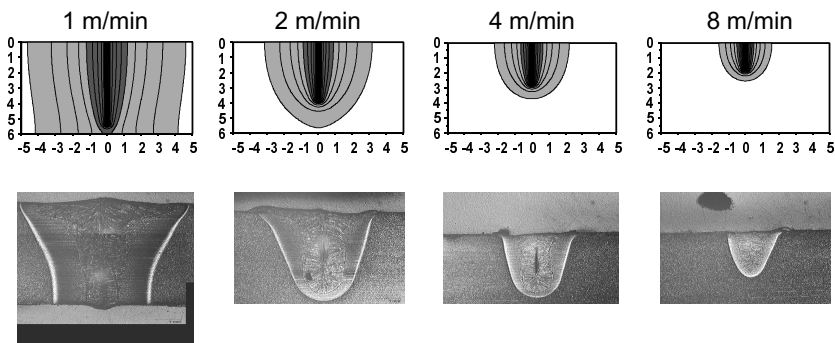


Bild 77: Vergleich der Nahtquerschnitte aus Rechnung und Experiment [95] bei Längsanordnung mit Dreifokustechnik bei StE 690, $dx = 1,0$ mm.

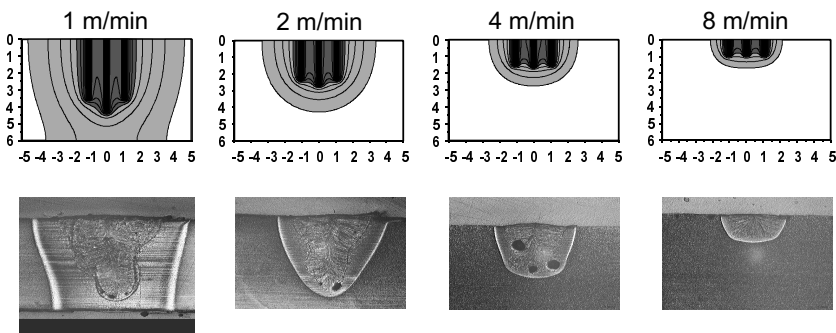


Bild 78: Vergleich der Nahtquerschnitte aus Rechnung und Experiment [95] bei Queranordnung mit Dreifokustechnik bei StE 690, $dy = 1,0$ mm.

Zusammenfassend läßt sich sagen, daß das Modell der integrierten Punktquellen eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment aufweist. Das Modell zeigt den Einfluß der verschiedenen Prozeßparameter der Mehrfokustechnik und gibt Tendenzen richtig wieder. Es kann somit das Potential für die praktische Anwendung aufgezeigt werden, und das Modell kann als Basis zur Reduzierung für Experimente dienen.

6 Anwendung der Modellierung auf konkrete Aufgabenstellungen

Eine der Aufgaben der Simulationsrechnungen besteht darin, konkrete Anwendungen näher zu untersuchen und mit den Rechenergebnissen Fragestellungen aus der Praxis zu beantworten, so daß bestehende Anwendungen verbessert werden bzw. neue Anwendungen entstehen. Die vorliegende Arbeit untersucht die Potentiale der neuen Mehrfokustechnik beim Lasertiefschweißen mit Hilfe eines theoretischen Modells. Die Simulationsrechnungen des Schweißprozesses der Mehrfokustechnik erlauben neben den bereits unterschiedlichen Parametern auch den „Grenzeffekt“ und die Auswirkungen auf die thermische Effizienz aufzuzeigen.

6.1 Auswirkung der Nahtbreite und -fläche auf verschiedene Anwendungen

Eine wichtige Einsatzmöglichkeit der Mehrfokustechnik besteht in der Praxis in der kontrollierbaren Veränderung der Nahtbreite. Wie in [49] dargestellt wird die Tragfähigkeit einer Schweißnaht durch ein geeignetes Verhältnis von Schweißtiefe und Nahtbreite gewährleistet. Seither wird dies durch Laserschweißen mit kleinen Vorschubgeschwindigkeiten oder mit der Defokussierung des Laserstrahls erreicht. Dies ist mit einer Verringerung des Prozeßwirkungsgrades verbunden. Die Mehrfokustechnik bietet die Möglichkeit, gezielt die Schweißnahtbreite zu optimieren. Dies wird dadurch erreicht, daß zusätzliche Freiheitsgrade, beispielsweise die Anordnung und Ausrichtung der Laserstrahlen, genutzt werden. Darüber hinaus kann der Energiebedarf zum Herstellen einer anwendungsbezogenen Schweißnahtgeometrie minimiert werden.

Ausgehend von den in Bild 79 vorgestellten Simulationsergebnissen ist klar zu erkennen, daß mit mehreren Laserstrahlen eine größere Nahtbreite erreichbar ist im Vergleich zu einem einzelnen Laserstrahl bei vergleichbarer Leistung. Wie in Kapitel 4 erörtert, kann die Variation der Nahtfläche sowohl durch einstellbare Fokiabstände, als auch den gewählten Einfallswinkel sowie die Anzahl der Laserstrahlen erfolgen, Bild 80.

Weiterhin besteht mittels der Mehrfokustechnik die Möglichkeit, eine optimale Nahtfläche mit möglichst geringem Energieeinsatz zu erzeugen. In Bild 81 sind drei Möglichkeiten zum Erzielen gleicher Nahtbreiten mit unterschiedlicher Anzahl Laserstrahlen gegenübergestellt. Der optimale Strahldurchmesser sowie der Fokiaabstand ist zum Erzielen einer bestimmten Nahtbreite durch vorausgehende Berechnungen worden. Die hierzu notwendige Laserleistung wurde minimiert und ist

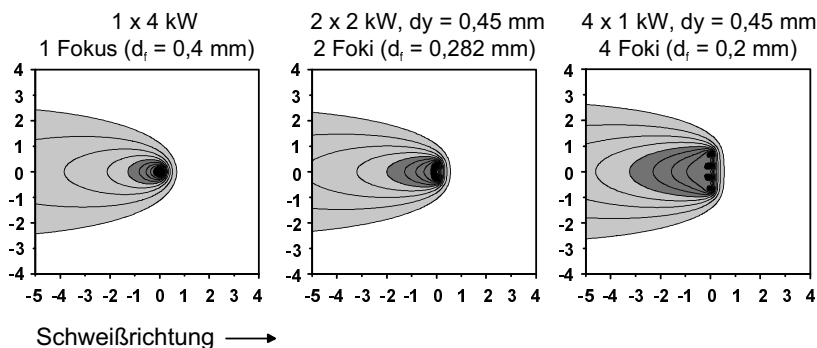


Bild 79: Vergleich der Nahtbreite von Ein- und Mehrfokustechnik. Vorschubgeschwindigkeit: $v = 4 \text{ m/min}$.

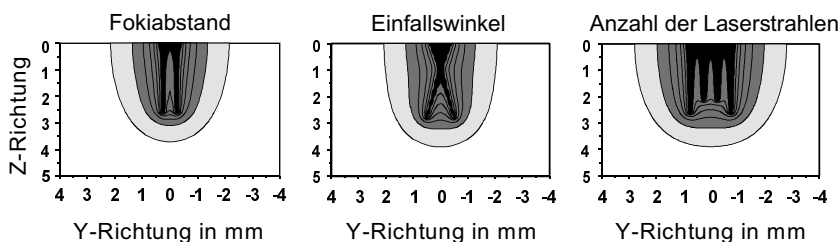


Bild 80: Variation der Schweißnahtfläche durch verschiedene Verfahrensparameter.

dargestellt. Es wird gezeigt, daß die Queranordnung mit Mehrfokustechnik den höchsten Vorteil bezüglich der Energieeinsparung ergibt. Bei näherer Betrachtung dieser Fälle wird auch deutlich, daß hiermit eine Steigerung des thermischen Wirkungsgrads verbunden ist, woraus in der Praxis weitere positive Effekte entstehen. Eine Übertragung der Ergebnisse auf andere Lasermaterialbearbeitungsverfahren, beispielsweise das Laserhärten, erscheint vielversprechend.

Neben der Gestaltung von Schweißnahtfläche und -tiefe ergeben sich weitere Probleme, die mit der Mehrfokustechnik besser beherrschbar werden. Generell besteht in der Praxis beispielsweise die Problematik des spaltfreien Spanns der Werkstücke. Falls dies nicht gelingt, sind zusätzliche Maßnahmen zur Erhöhung der Schweißsicherheit zu ergreifen. Im Gegensatz zur Einfokustechnik besteht beim Lasertiefschweißen mit mehreren Foki bzw. mit zwei Foki unterschiedlicher Einfallswinkel die Möglichkeit, auf weitere zur Verfügung stehende Schweißparameter zurückzugreifen. Bild 82 zeigt einige Aufspannsituationen und Schweißgeometrien sowie die räumlichen Positionierungen der Laserstrahlen.

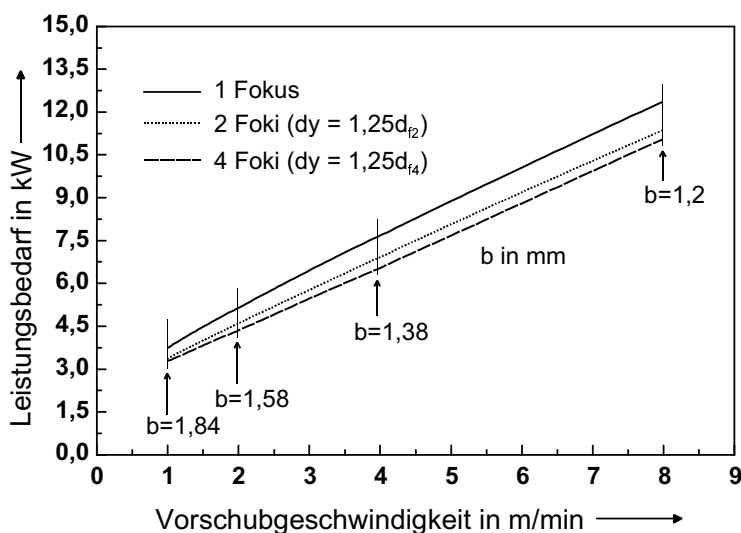


Bild 81: Vergleich des Leistungsbedarfs zum Erzielen jeweils gleicher Nahtbreiten bei entsprechender Vorschubgeschwindigkeit und gleicher Kapillartiefe ($t = 4$ mm) für die Ein- und Mehrfokustechnik; $d_{f2} = 0,36$ mm, $d_{f4} = 0,2$ mm.

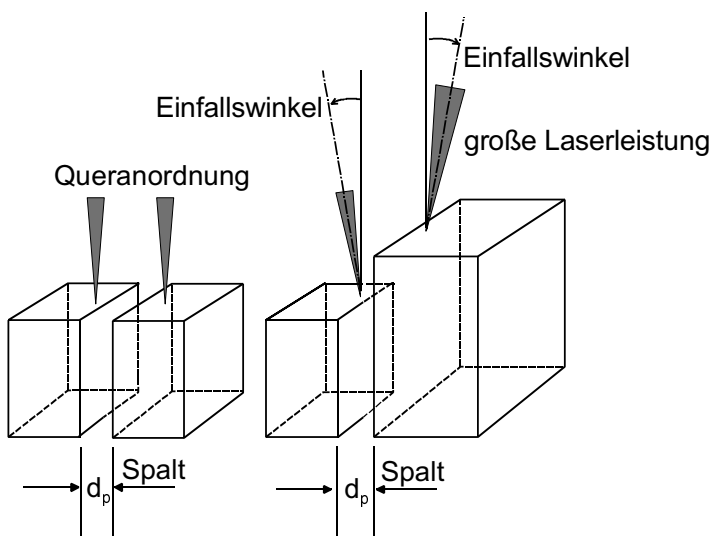


Bild 82: Erhöhung der Prozeßsicherheit beim Lasertiefschweißen durch zusätzliche Parameter der Mehrfokustechnik.

6.2 Grenzeffekt

Die Schweißergebnisse werden sowohl durch die beschriebenen Verfahrensparameter, als auch durch die Form des Werkstücks beeinflusst; hierzu zählt auch die Schweißposition auf dem Werkstück. Bei einer Überlappschweißung muß die Laserstrahlposition unter Umständen in die Nähe der Kanten gelegt werden (Bild 83). In diesem Fall ist der „Grenzeffekt“ für das Schweißergebnis von großer Bedeutung, da die zugeführte Wärme nicht nach allen Seiten hin gleichermaßen abfließen kann und dadurch die Schmelzbadgeometrie und schließlich der Nahtquerschnitt beeinflusst wird.

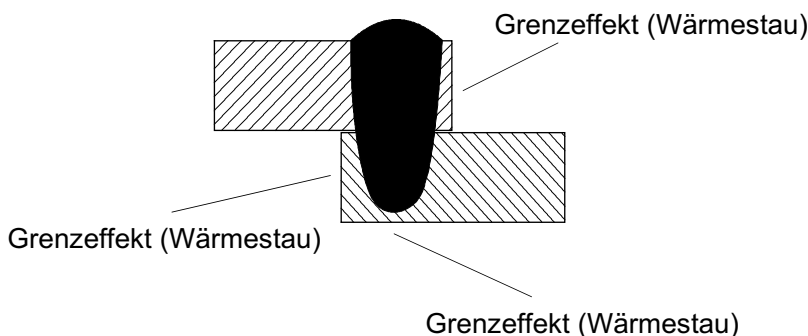


Bild 83: Erläuterung des „Grenzeffektes“ (Wärmestau in den Grenzen des Werkstückes) beim Überlappschweißen.

Bild 84 zeigt die Auswirkung des „Grenzeffektes“ für verschiedene Blechbreiten. Durch diesen Wärmestau vor allem bei der Queranordnung der Laserstrahlen werden größere Nahtbreiten erzielt. Darüber hinaus wird die Temperaturverteilung im Bereich der Fügestelle stark beeinflusst. Die Position des Laserstrahls auf der Werkstückoberfläche ist in diesem Fall besonders genau einzustellen, damit eine Überhitzung an den Kanten vermieden wird. Der Effekt trägt andererseits zur Erhöhung des thermischen Wirkungsgrads bei, was den größeren Nahtquerschnitt folgt.

Analog hierzu verhält sich das Schweißen unterschiedlicher Blechdicken. Aus Bild 85 ist ersichtlich, daß bei einer Laserleistung von insgesamt 4 kW bei dünnen Blechdicken Durchschweißen möglich ist. Ferner ergibt sich hin zu größeren Blechdicken infolge des „Grenzeffektes“ eine Beeinflussung der Einschweißtiefe. Weiterhin ist zu sehen, daß die Schweißtiefe bei verschiedenen Blechdicken mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit geringere Abweichungen zeigt. Das bedeutet, daß die Schweißtiefe bei größeren Vorschubgeschwindigkeiten mit Hilfe der analytischen

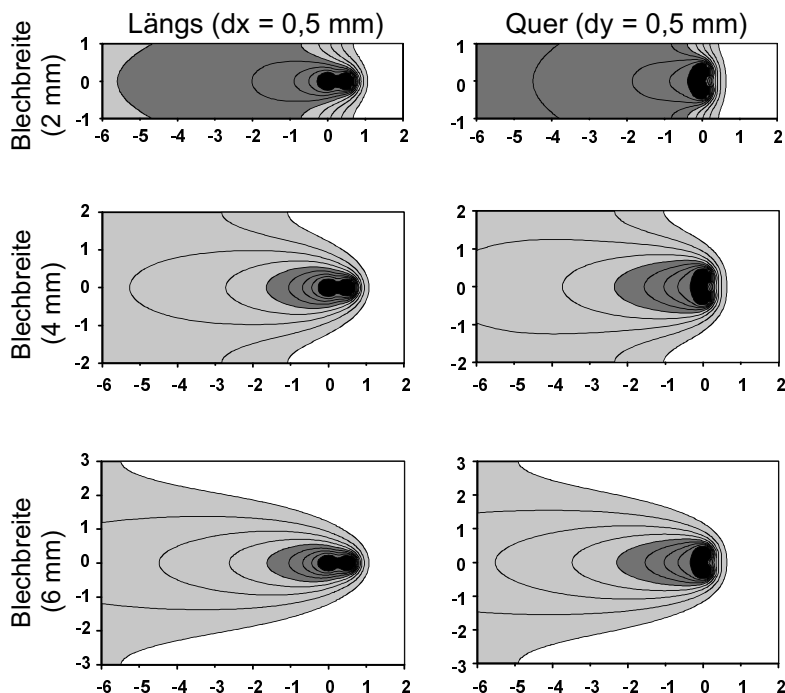


Bild 84: Grenzeffekt für unterschiedliche Blechbreiten bei Variation der Fokianordnungen, $v = 4$ m/min, Stahl, Einschweißung im halbunendlichen Körper.

Beschreibung des halbunendlichen Körpers, verbunden mit erheblich verkürzten Rechenzeiten, hinreichend genau berechnet werden kann.

Der bereits beschriebene „Grenzeffekt“ kann bei der Queranordnung zweier Laserstrahlen auf die Zone zwischen den Laserstrahlen erweitert werden. Die seitlichen Wärmeverluste sind in diesem Fall stark verringert, wodurch eine Vergrößerung des Schmelzbades resultiert. Dies ist mit einer weiteren Steigerung des thermischen Wirkungsgrads und damit auch des Prozeßwirkungsgrads verbunden. Durch das seitliche Hinzufügen weiterer Laserstrahlen in Queranordnung kann der Effekt noch gesteigert werden.

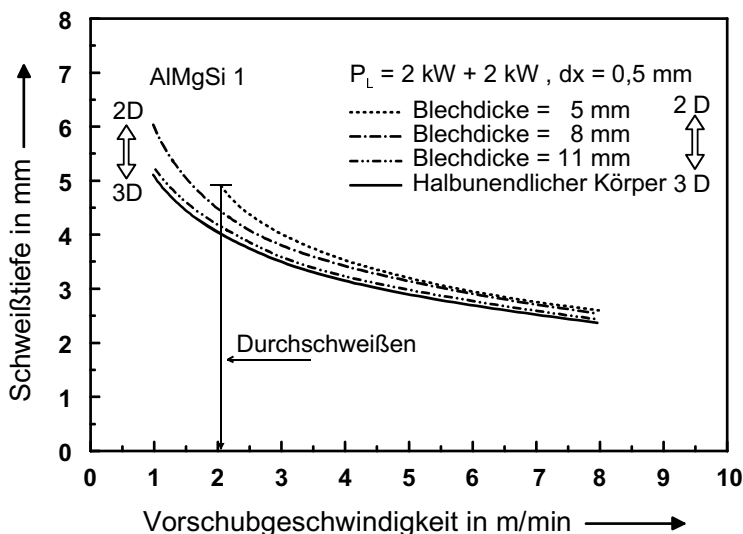


Bild 85: Grenzeffekt bei unterschiedlichen Blechdicken für die Längsanordnung der Laserstrahlen, AlMgSi 1.

6.3 Laserschweißen zweier Materialien unterschiedlicher Werkstoffeigenschaft

Normalerweise werden beim Lasertiefschweißen gleiche Werkstoffe verbunden. In der Praxis besteht jedoch immer wieder die Anforderung, unterschiedliche Werkstoffe zu fügen. In [96] wird darüber berichtet, daß unterschiedliche Werkstoffe dann durch Schweißen gefügt werden können, wenn der gleiche Kristallaufbau besteht und zusätzlich ihre Atomdurchmesser sich um weniger als 13% unterscheiden. Tabelle 1 [97] gibt eine Zusammenstellung der Schweißbeignung unterschiedlicher Materialkombinationen. Es wird deutlich, daß beispielsweise Eisen und Nickel gut schweißbar sind, Nickel und Aluminium trotz gleichem Kristallaufbau aufgrund ihres großen Unterschieds des Atomdurchmessers nur schwer miteinander verschweißt werden können.

Auf der Basis der theoretischen Modellierung kann das Schweißergebnis beliebiger unterschiedliche Werkstoffe simuliert werden, auch wenn zunächst keine Rücksicht auf deren tatsächliche Schweißbarkeit genommen wird. Es werden drei Gebiete mit

	W	Ta	Mo	Cr	Co	Ti	Be	Fe	Pt	Ni	Pd	Cu	Au	Ag	Mg	Al
W																
Ta	H															
Mo	H	H														
Cr	H	S	H													
Co	N	S	N	G												
Ti	N	H	H	G	N											
Be	S	S	S	S	N	S										
Fe	N	N	G	H	H	N	N									
Pt	G	N	G	G	H	N	H	G								
Ni	N	G	N	G	H	N	N	H	H							
Pd	N	G	G	G	H	N	N	G	H	H						
Cu	S	S	S	S	N	N	N	N	H	H	H					
Au			S	N	S	N	N	N	H	H	H	H				
Ag	S	S	S	S	S	N	S	S	N	S	H	N	H			
Mg	S		S	S	S	S	S	S	S	S	S	N	N	N		
Al	S	S	S	S	N	N	S	N	S	N	S	N	N	N	N	

H: hervorragend G: gut S: schlecht N: nicht möglich

Tabelle 1: Übersichtstabelle über die Schweißbarkeit verschiedener Materialkombinationen, nach [97].

zugeordneten Werkstoffeigenschaften betrachtet. Neben der aufgeschmolzenen Zone sind die Ausgangswerkstoffe vorhanden. In der aufgeschmolzenen Zone entsteht eine Legierung, die sich aufgrund der geschmolzenen Werkstoffanteile zusammensetzt. Die Simulationsergebnisse der nicht aufgeschmolzenen Bereiche basieren auf Werkstoffkennwerten entsprechend der Ausgangswerkstoffe. Die Zone des Schmelzbades ist dadurch gekennzeichnet, daß die Zusammensetzung des Werkstoffs unbekannt ist. Zur Bestimmung der Schmelzbadzusammensetzung wird folgende Vereinfachung eingeführt. Entlang von Längsschnitten durch das Schmelzbad in Vorschubrichtung wird die Zusammensetzung der Schmelze als konstant angenommen und aufgrund des Hebelgesetzes [98, 99] für die Mengenverhältnisse miteinander im Gleichgewicht befindlicher Phasen berechnet. Im folgenden wird das Lasertiefschweißen beim Ein- und Mehrfokusschweißen näher untersucht.

6.3.1 Stumpfstoßschweißung

Beim Simulieren des Fügeprozesses der Aluminiumlegierungen AlSi 7 Mg und AlMgSi 0,5 ergeben sich unsymmetrische Temperaturverteilungen im Werkstoff. Bild 86 zeigt dies exemplarisch bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten. Je größer die Vorschubgeschwindigkeit gewählt wird, desto kleiner ist die zu beobachtende Asymmetrie der Temperaturverteilung. Dies wirkt sich auch günstig auf den Prozeßwirkungsgrad aus, da bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten weniger Wärmeverluste entstehen.

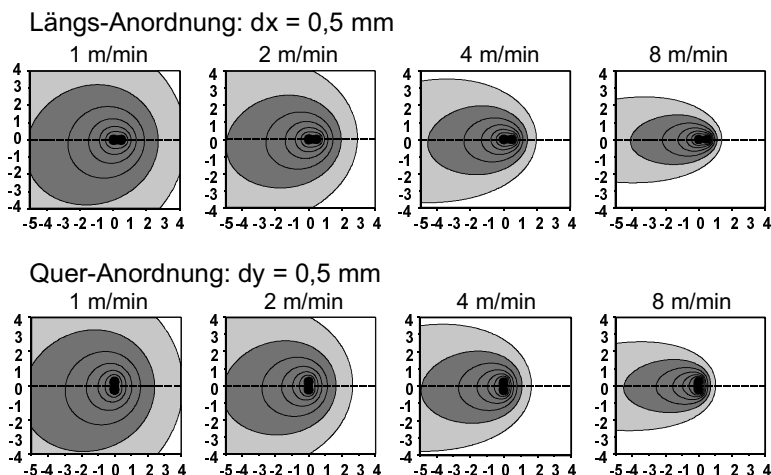


Bild 86: Unsymmetrische Temperaturfelder beim Schweißen von zwei verschiedenen Materialien AlMgSi 0,5 und AlSi7Mg, $ds = 0,5 \text{ mm}$, $P_L = 3 \text{ kW} + 3 \text{ kW}$.

Bei Werkstoffen unterschiedlicher Eigenschaften wäre mit der Mehrfokustechnik folgende Vorgehensweise denkbar: Es besteht die Möglichkeit, die zu fügenden Partner durch einen dritten Werkstoff, der sich zwischen beiden Fügepartnern befindet, zu verschweißen. Der Zusatzwerkstoff übernimmt hierbei die Aufgabe der Gewährleistung hinreichender Tragfähigkeit bei gleichzeitig ausreichender Verformbarkeit der Schweißnaht. Bild 87 erläutert die Fügesituation schematisch. Die mit A und B gekennzeichneten Fügepartner sind nicht direkt miteinander schweißbar. Der mit C gekennzeichnete Werkstoff stellt das Zusatzmaterial dar, welches mit A und B verschweißbar ist. Als Praxisbeispiel sei die Verbindung von Aluminium mit Eisen genannt. Gemäß Tabelle 1 sind beide Werkstoffe grundsätzlich nicht verschweißbar.

Als Schweißzusatz kommt Chrom in Betracht, da Chrom mit Eisen gut zu fügen ist und bedingt gut mit Aluminium.

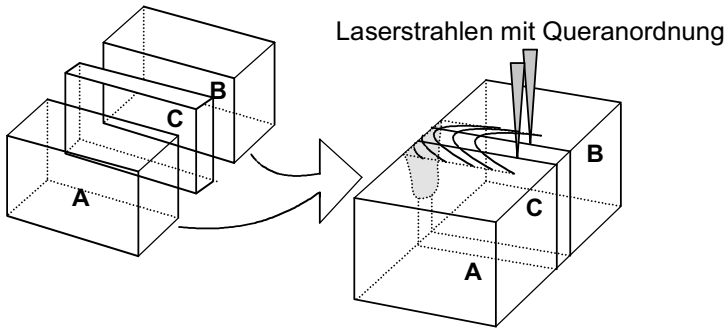
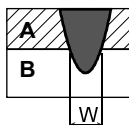
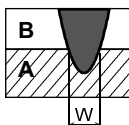


Bild 87: Ansatz zum Schweißen zweier seither nicht miteinander schweißbarer Werkstoffe mit Hilfe der Mehrfokustechnik in Queranordnung.

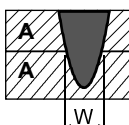
6.3.2 Überlappschweißung und deren Varianten

Die Überlappschweißung ist von der Einschweißtiefe und dem minimal geforderten Anbindequerschnitt, der durch die Schweißnahtbreite beeinflusst wird, gekennzeichnet. In Bild 88 sind drei unterschiedliche Konfigurationen der Überlappschweißverbindung aufgeführt. Unter den bereits beim Stumpfstoß getroffenen Annahmen der thermischen Eigenschaften der zwei zu fügenden Blechen sind die berechneten Schweißergebnisse mit zwei längs angeordneten Laserstrahlen in Bild 89 zusammengefaßt. Es wird deutlich, daß für die unterschiedlichen Konfigurationen bei gleicher Vorschubgeschwindigkeit Einschweißtiefenänderungen auftreten. Im Falle einer geforderten Mindestschweißtiefe ist es günstig, den Werkstoff des Blechs A mit einer möglichst niedrigen Wärmeleitfähigkeit zu wählen. Infolge der errechneten Ergebnisse sind hinaus Abschätzungen hinsichtlich der geforderten Schweißnahteigenschaften möglich.

Aus Bild 90 wird deutlich, daß eine kritische Schweißnahtbreite, im vorliegenden Falle Mindestnahtbreite genannt, in der Praxis überschritten werden sollte. Die Rechenergebnisse zeigen, daß die Geometrien I-Naht am Überlapstoß mit dem Werkstoff A als obenliegendes Werkstück (Fall (a)) und I-Naht am mit dem Werkstoff B als obenliegendes Werkstück (Fall (b)) bei hohen Schweißgeschwindigkeiten bezüglich der errechneten Schweißnahtbreiten sich voneinander unterscheiden. Es wird deutlich, daß der Werkstoff A zum sicheren Fügen zweier Werkstoffe eine möglichst kleine Wärmeleitfähigkeit besitzen sollte.



(a) I-Naht am Überlappstoß (B oben) (b) I-Naht am Überlappstoß (A oben)



w: Mindestnahtbreite

(c) I-Naht am Überlappstoß (gleich Material)

Bild 88: Exemplarische Varianten der Überlappschweißung; A: AlSi 7 Mg, B: AlMgSi 0,5.

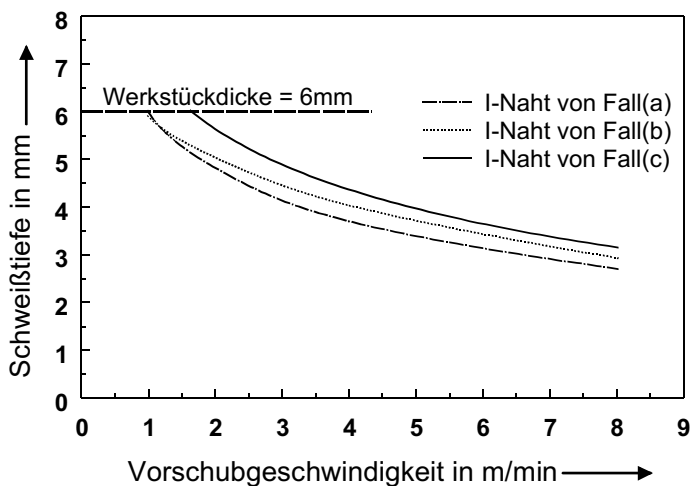


Bild 89: Einschweißtiefen verschiedener Überlappgeometrien nach Bild 88 zweier unterschiedlicher Werkstoffe; A: AlSi 7 Mg, B: AlMgSi 0,5; $P_L = 2,5$ kW+2,5 kW, $d_f = 0,3$ mm, $dx = 0,5$ mm.

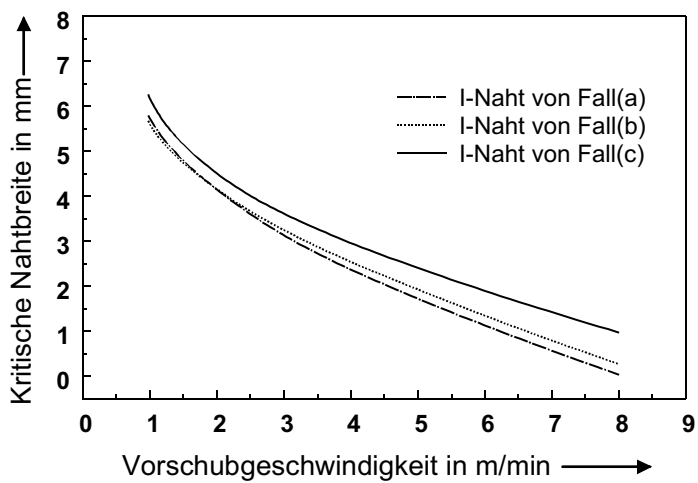


Bild 90: Zu Bild 89 gehörende Nahtbreiten verschiedener Überlappgeometrien.

7 Prozeßeffizienz beim Laserschweißen mit der Mehrfokustechnik

Ziel der Serienproduktion von Bauteilen ist es, ein Fertigungsverfahren auszuwählen, mit dem neben dem Erreichen der technologischen Ziele eine größtmögliche Wirtschaftlichkeit zu erreichen ist. Für das Lasertiefschweißen bietet der Einsatz der Mehrfokustechnik gegenüber der konventionellen Einstrahltechnik eine Reihe von Produktionsvorteilen. Ein möglicher Weg zur Kostensenkung ist die Steigerung des Prozeßwirkungsgrades. Darunter versteht man die Energieaufwendung für das pro Zeiteinheit erzeugte Schmelzbadvolumen dividiert durch die Leistung des Laserstrahls. Der Prozeßwirkungsgrad setzt sich zusammen aus dem Einkoppelgrad und dem thermischen Wirkungsgrad [100]. In Kapitel 3 wurde bereits der Einkoppelgrad für Ein- und Mehrfokustechnik eingehend diskutiert; in diesem Kapitel wird nun der thermische Wirkungsgrad untersucht.

Im Vergleich zur Einstrahltechnik werden durch den Einsatz der Mehrfokustechnik aufgrund der Reduzierung von Wärmeleitungsverlusten Vorteile erwartet. Dazu wird zunächst der theoretisch maximal erreichbare thermische Wirkungsgrad in Abhängigkeit von verschiedenen Modellen hergeleitet. Anschließend wird der Einfluß der unterschiedlichen Parameter bei der Mehrfokustechnik untersucht und mit der Einstrahltechnik verglichen. Abschließend wird der Prozeßwirkungsgrad bei der Mehrfokustechnik ermittelt.

7.1 Abschätzung des theoretisch maximal erreichbaren thermischen Wirkungsgrads

Der thermische Wirkungsgrad ist ein Maß dafür, welcher Anteil der eingekoppelten Laserenergie zur Bildung des Schmelzbades genutzt werden kann, es gilt:

$$\eta_{th} = \frac{v \cdot F \cdot \rho \cdot [c_p \cdot (T_s - T_\infty) + h_s]}{\eta_A \cdot P_L} . \quad (7.1)$$

Der thermische Wirkungsgrad läßt sich grundsätzlich aus der Wärmeleitungsgleichung ableiten. Nach RYKALIN [67] beträgt der thermische Wirkungsgrad für eine beim Wärmeleitungsschweißen entstehende halbkreisförmige Nahtfläche ca. 1/e oder 36,8 %. Zugleich ist beim Lasertiefschweißen mit dem Modell der bewegten Linienquelle der maximale erreichbare Wert ca. 48,4 % abzuschätzen. Diese Berechnungen basieren

jedoch lediglich auf einem zweidimensionalen Modell. Ein dreidimensionales Modell zur Abschätzung des thermischen Wirkungsgrades beim Lasertiefschweißen ist bis heute nicht bekannt. In diesem Kapitel wird nun der thermische Wirkungsgrad beim Tiefschweißen mit Einstrahltechnik mit dem dreidimensionalen Modell der integrierten Punktquellen bestimmt. Ausgehend von den beiden Modellen nach RYKALIN wird die theoretische Berechnung des thermischen Wirkungsgrades für das Modell der integrierten Punktquellen Schritt für Schritt abgeleitet.

7.1.1 Das Modell der bewegten Punktquelle

Wie bereits in Kapitel 2 erörtert, wird für die Simulation des Wärmeleitungsschweißens das Modell der bewegten Punktquelle verwendet. In Bild 91 ist schematisch die Wärmeausbreitung in einem halbunendlichen Körper dargestellt. Die Schweißnaht wird durch die Isotherme $T = T_s$ festgelegt. Nach der Beschreibung von RYKALIN [67] wird

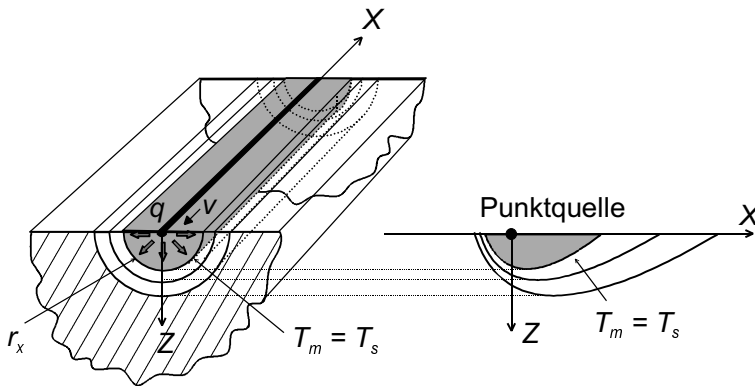


Bild 91: Schematische Darstellung der Wärmeausbreitung basierend auf dem Modell der bewegten Punktquellen in einem halbunendlichen Körper, 2D.

die Wärmeausbreitung von schnell bewegten Wärmequellen bei einem halbunendlichen Körper in kleiner Entfernung r_x von der Längsbahn der Wärmequelle durch folgende Gleichung dargestellt:

$$T(r_x, t) = \frac{q}{2\pi\lambda vt} \exp\left(-\frac{r_x^2}{4\kappa t}\right) \quad (7.2)$$

mit

$$r_x^2 = y_0^2 + z_0^2 . \quad (7.3)$$

Die lokale Maximaltemperatur T_m kann durch die Ableitung $\partial T(t)/\partial t$ hieraus berechnet werden. Somit läßt sich Gl. (7.2) für die Berechnung des Differentialquotienten logarithmieren zu

$$\ln T(t) = \ln\left(\frac{q}{2\pi\lambda v}\right) - \ln t + \frac{r_x^2}{4\kappa t^2} \quad (7.4)$$

und gliedweise nach t differenzieren zu

$$\frac{1}{T} \cdot \frac{\partial T(t)}{\partial t} = -\frac{1}{t} + \frac{r_x^2}{4\kappa t^3} . \quad (7.5)$$

Diese Ableitung ist gültig unter der Voraussetzung, daß ein bestimmtes Verhältnis zwischen der Stärke der Wärmequelle und der Vorschubgeschwindigkeit ($q/v = \text{const.}$) sowie eine konstante Wärmeleitzahl λ vorliegen. Schreibt man Gl. (7.5) um, erhält man folgende Gleichung in Abhängigkeit von der lokalen Maximaltemperatur:

$$\frac{\partial T(t)}{\partial t} = \frac{T}{t} \left(\frac{r_x^2}{4\kappa t} - 1 \right) . \quad (7.6)$$

Eine für die Praxis sinnvolle Lösung des Grenzwertproblems ($T > 0$ oder $t < \infty$) ergibt sich für

$$\frac{r_x^2}{4\kappa t} - 1 = 0 . \quad (7.7)$$

Setzt man nun Gl. (7.7) bei einer Maximaltemperatur der Schmelze mit $T_m = T_s$ in Gl. (7.2) ein, so erhält man

$$T_s - T_\infty = \frac{q}{2\pi\lambda v t_m} \cdot \exp(-1) \quad (7.8)$$

und

$$t_m = \frac{r_x^2}{4\kappa} . \quad (7.9)$$

Für die beim Wärmeleitungsschweißen auftretende halbkreisförmige Schweißnahtfläche gilt:

$$F = \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot r_x^2 . \quad (7.10)$$

Mit den Gleichungen (7.1), (7.8), (7.9) und (7.10) läßt sich der theoretische maximale thermische Wirkungsgrad unter Vernachlässigung der Schmelzenthalpie wie folgt berechnen:

$$\eta_{th} = \frac{v \cdot F \cdot \rho \cdot c_p \cdot (T_s - T_\infty)}{\eta_A \cdot P_L} = \frac{v \cdot \frac{1}{2} \cdot \pi \cdot r_x^2 \cdot \rho \cdot c_p \cdot \frac{q}{2\pi\lambda v \cdot \frac{r_x^2}{4\kappa} \cdot e}}{q} = \frac{1}{e} \approx 0,368 . \quad (7.11)$$

7.1.2 Das Modell der bewegten Linienquelle

Im Vergleich zum Wärmeleitungsschweißen lassen sich beim Durchschweißen mit Laser- oder Elektronenstrahlen nach der theoretischen Berechnung mit dem Linienquellen-Modell noch höhere thermische Wirkungsgrade erreichen. In Bild 92 ist schematisch die Wärmeausbreitung beim Durchschweißen eines Bleches mit der Stärke d dargestellt. Ausgehend von einer schnellen bewegten linearen Leistungsquelle $q' = q/d$ in einem seitlich unbegrenzten Blech folgt nach RYKALIN [67] und unter der Annahme der adiabatischen Randbedingung die Gleichung

$$T(y_0, t) = \frac{q/d}{v \cdot \sqrt{4\pi\lambda\rho C_p t}} \cdot \exp\left(-\frac{y_0^2}{4\kappa t}\right) . \quad (7.12)$$

Die lokale Maximaltemperatur T_m kann, ähnlich wie im vorherigen Modell, durch die Ableitung $\partial T(t)/\partial t$ hieraus berechnet werden. Nach der gleichen Vorgehensweise erhält man

$$\ln T(t) = -\frac{1}{2} \ln t + \frac{y_0^2}{4\kappa t} \quad (7.13)$$

und dann

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{T}{t} \left(\frac{y_0^2}{4\kappa t} - \frac{1}{2} \right). \quad (7.14)$$

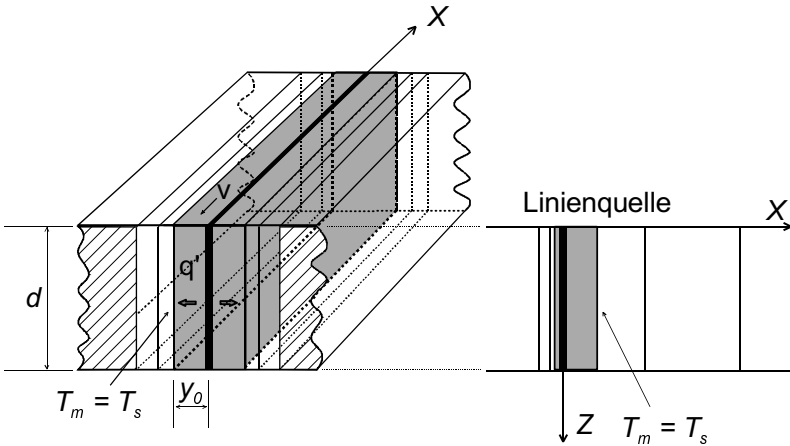


Bild 92: Schematische Darstellung der Wärmeausbreitung basierend auf dem Modell der bewegten Linienquelle, 1D.

Nach der physikalischen Beschreibung wie in Gl. (7.7) erhält man folgende Formel:

$$\frac{y_0^2}{4\kappa t} = \frac{1}{2}. \quad (7.15)$$

Nach Einsetzen dieser Beziehung in Gl. (7.12) berechnet sich die Schmelztemperatur zu

$$T_s - T_\infty = \frac{q/d}{v \cdot \sqrt{4\pi\lambda\rho c_p t_m}} \cdot \exp\left(-\frac{1}{2}\right). \quad (7.16)$$

Für die Nahtfläche F einer durch eine Linienquelle erzeugte Schweißnaht gilt:

$$F = 2 \cdot d \cdot y_0 . \quad (7.17)$$

Unter Verwendung der Gleichungen (7.1), (7.15), (7.16) und (7.17) läßt sich der theoretische maximale thermische Wirkungsgrad bei einem zweidimensionalen Linienquellen-Modell berechnen zu

$$\eta_{th} = \frac{v \cdot 2 \cdot d \cdot y_0 \cdot \rho \cdot c_p}{d \cdot q/d} \cdot \frac{q/d}{v \cdot \sqrt{4\pi\lambda\rho c_p \cdot \frac{y_0^2}{2\kappa}}} \cdot \exp\left(-\frac{1}{2}\right) = \sqrt{\frac{2}{\pi e}} \approx 0,484 . \quad (7.18)$$

Dieses Resultat entspricht dem Ergebnis des mit der analytischen Methode abgeleiteten theoretischen maximalen thermischen Wirkungsgrades von SWIFT-HOOK und GICK [101]. Die Abschätzungen zeigen zugleich den höheren thermischen Wirkungsgrad bei diesem Spezialfall des Tiefschweißen mit 48,4 % gegenüber 36,8 % beim Wärmeleitungsschweißen.

7.1.3 Das integrierte Punktquellen-Modell

Nach dem bisher behandelten dreidimensionalen Wärmeleitungsschweißen und dem nur zweidimensionalen Fall des Durchschweißens soll nun das mit dem integrierten Punktquellen-Modell simulierte quasi-dreidimensionale Tiefschweißen untersucht werden.

Im Gegensatz zum Durchschweißen bei dünnen Blechen kommt es bei dickeren Werkstücken lediglich zu einem Einschweißen. Die physikalischen Phänomene beim Einschweißen können mit einer durch eine Dampfkapillare abgeleiteten dreidimensionalen Wärmeausbreitung realitätsnah beschrieben werden. Im folgenden Abschnitt wird der theoretische maximale thermische Wirkungsgrad abgeleitet, der später zum Vergleich zwischen Ein- und Mehrfokustechnik dient.

Durch das integrierte Punktquellen-Modell läßt sich die Wärmequelle gemäß der tatsächlichen Kapillarform einsetzen. Bei Berücksichtigung der dreidimensionalen Wärmeleitung ergibt sich eine Schweißnahtfläche, die sich von derjenigen der beiden vorgestellten Modelle unterscheidet. Wie in Kapitel 2 (vgl. S.28) erörtert, wird eine begrenzte Linienquelle als Grenzfall des Modells integrierter Punktquellen angesehen, siehe Bild 93. Die Wärme dieser begrenzten Linienquelle breitet sich in einem halbumendlichen Bauteil aus.

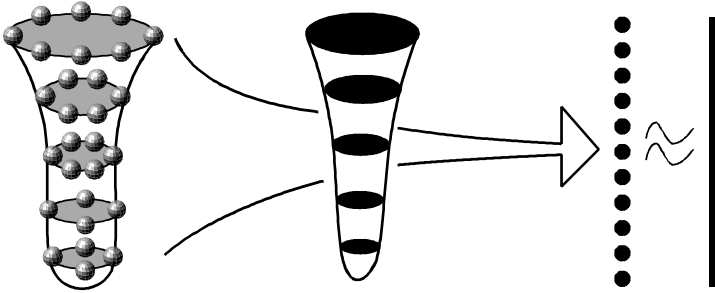


Bild 93: Linienquelle als Grenzfall des integrierten Punktquellen-Modells.

Betrachtet man die Zeit t_m zur Ausbildung einer Isothermen ($\partial T / \partial t = 0$, lokales Maximum) bei einer mit Vorschubgeschwindigkeit v bewegten Wärmequelle entlang der x -Achse, ergibt sich die Beziehung:

$$t_m = \frac{x}{v} . \quad (7.19)$$

Setzt man diese Gleichung in Gl. (7.9) ein, dann folgt

$$x = \frac{v}{4\kappa} \cdot r_x^2 . \quad (7.20)$$

An der Werkstückoberfläche erhält man $z_0 = 0$ in Gl. (7.3). Mit Gl. (7.20) für das Punktquelle-Modell ergibt sich:

$$x_p = \frac{v}{4\kappa} \cdot y_0^2 . \quad (7.21)$$

Setzt man die Gl. (7.19) in Gl. (7.15) ein, dann folgt

$$x_l = \frac{v}{2\kappa} \cdot y_0^2 \quad (7.22)$$

für das Linienquelle-Modell.

Aus Gl. (7.20) bzw. Gl. (7.21) ist erkennbar, daß die Kurve der lokalen Maximaltemperaturen als Folge der zeitlichen Überlagerung der momentanen Wärmequellenpositionen eine Parabelform aufweist. Ausgehend von dieser Vorstellung wird daher der Nahtquerschnitt beim integrierten Punktquellen-Modell als Folge der räumlichen Überlagerung der einzelnen Punktquellen ebenfalls infolge des durch den Wärmestau hervorgerufenen Grenzeffekt als Parabel angenommen, siehe Bild 94. In Bild 95 ist der Nahtquerschnitt schematisch dargestellt. Auch in diesem Fall wird das Schmelzbad durch die Isotherme ($T = T_s$) gekennzeichnet.

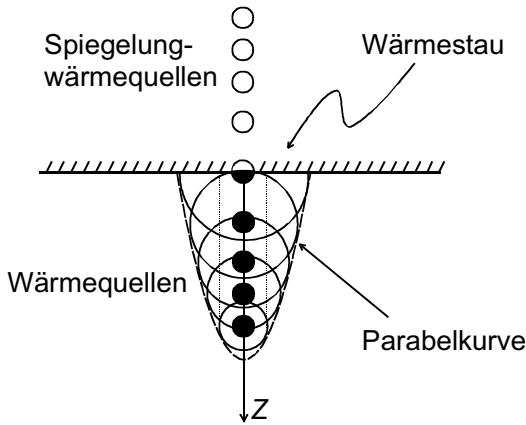


Bild 94: Eine durch die Wärmeüberlagerung aus dem Wärmestau entstehende parabolförmige Isotherme.

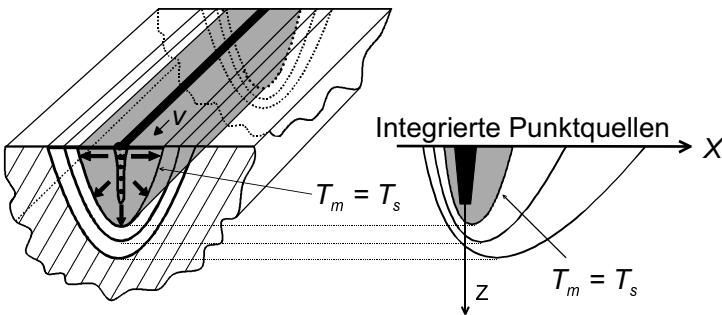


Bild 95: Schematische Darstellung der Wärmeausbreitung auf der Basis des integrierten Punktquellen-Modells.

Mit den zwei vorigen Modellen läßt sich der thermische Wirkungsgrad durch Gl. (7.1) berechnen, wobei die Vorschubgeschwindigkeit und der Werkstoff als jeweils konstant betrachtet werden. Daraus folgt die Proportionalität zwischen thermischem Wirkungsgrad und dem Schweißnahtquerschnitt. In Bild 96 sind schematisch die Schweißnahtformen in Abhängigkeit der verwendeten Modelle bei einer vorgegebenen Breite $2r$ des Schmelzbades dargestellt. Aus den vorigen Ergebnissen der maximalen thermischen Wirkungsgrade für die Modelle der bewegten Punkt- bzw. Linienquelle ergibt sich aus dem Vergleich von thermischem Wirkungsgrad und Nahtquerschnitte mit vorgegebener Breite $2r$ eine äquivalente Kapillartiefe h' (siehe Bild 96(b)):

$$\frac{2 \cdot r \cdot h'}{\frac{1}{2} \cdot \pi \cdot r^2} = \frac{\sqrt{\frac{2}{\pi e}}}{\frac{1}{e}}. \quad (7.23)$$

Somit erhält man die äquivalente Kapillartiefe h' zu

$$h' = \sqrt{\frac{\pi e}{8}} \cdot r. \quad (7.24)$$

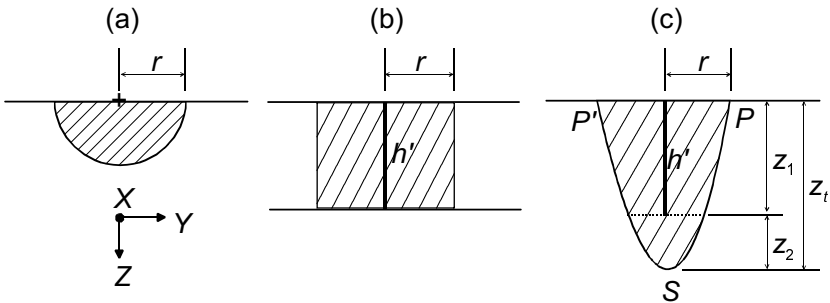


Bild 96: Schematische Darstellung der Schweißnähte und äquivalente Beziehungen zwischen den drei vorgestellten Modellen.

Setzt man diese äquivalente Kapillartiefe h' in das dreidimensionale integrierte Punktquellen-Modell ein, siehe Bild 96(c), dann ergibt sich bei gleicher vorgegebener Nahtbreite $2r$ ein parabelförmiger Nahtquerschnitt (vgl. Bild 94 und Bild 95). Dieser wird von einer Linienquelle (z_1 -Bereich) und einer Punktquelle (z_2 -Bereich)

charakterisiert. Durch das Verhältnis von Gl. (7.21) und Gl. (7.22) ergibt sich folgende Beziehung:

$$\frac{z_1}{z_2} \approx \frac{x_l}{x_p} = 2 \quad (7.25)$$

oder

$$z_2 = \frac{1}{2} \cdot z_1 \cdot \quad (7.26)$$

Mit

$$z_t = z_1 + z_2 = \frac{3}{2} \cdot z_1 = \frac{3}{2} \cdot h' \quad (7.27)$$

läßt sich aus Gl. (7.24) der Wert der Einschweißtiefe berechnen zu

$$z_t = \frac{3}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi e}{8}} \cdot r \cdot \quad (7.28)$$

Der Flächeninhalt des Parabelsegmentes PSP' mit den Parabelpunkten $P(0,y,0)$, $S(0,0,z_t)$ und $P'(0,-y,0)$ beträgt nach [102]

$$F_{PSP'} = \frac{4}{3} \cdot y \cdot z_t ; \quad (7.29)$$

und damit beträgt der Querschnitt für das dreidimensionale integrierte Punktquellenmodell

$$F_{3d} = \frac{4}{3} \cdot r \cdot \frac{3}{2} \cdot \sqrt{\frac{\pi e}{8}} \cdot r = \sqrt{\frac{\pi e}{2}} \cdot r^2 \cdot \quad (7.30)$$

Für die Querschnittsfläche des zweidimensionalen Linienquellen-Modells ergibt sich mit Gl. (7.24)

$$F_{2d} = 2 \cdot r \cdot \sqrt{\frac{\pi e}{8}} \cdot r = \sqrt{\frac{\pi e}{2}} \cdot r^2 \cdot \quad (7.31)$$

Im Vergleich von Gl. (7.30) zu Gl. (7.31) ist ganz klar zu sehen, daß die Querschnittsflächen bei beiden Modellen gleich groß sind. Das bedeutet, daß der theoretische maximal erreichbare thermische Wirkungsgrad bei Einstrahltechnik mit dem dreidimensionalen integrierten Punktquellen-Modell denselben Wert $\sqrt{2}/\pi e \sim 0,484$ erreicht.

Die Ableitung von η_{th} beim dreidimensionalen integrierten Punktquellen-Modell kann auch mit Hilfe einer weiteren theoretischen Beschreibung überprüft werden. Ausgehend von der Abschätzung der Wärmeströme beim Tiefschweißen mit BECK's Approximation [32], welcher für das Lasertiefschweißen eine kegelförmige Kapillare annimmt, wird der thermische Wirkungsgrad ermittelt, siehe Bild 97. ARATA et al.

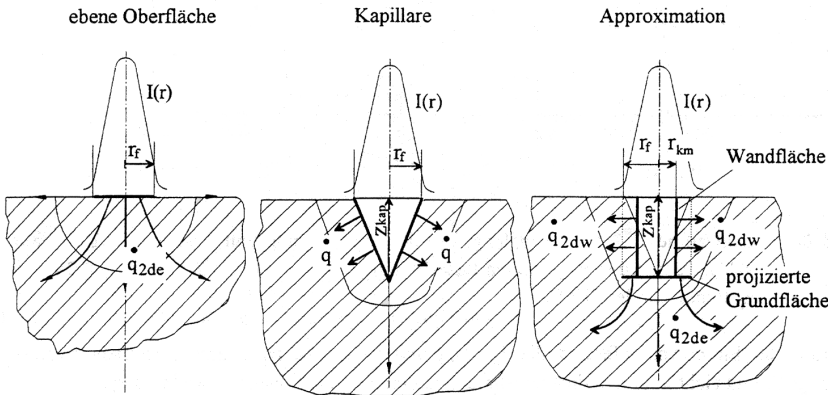


Bild 97: Skizze der zwei Wechselwirkungsgeometrie „ebene Oberfläche“ und „kegelförmige Kapillare“ sowie die für die Bestimmung der Wärmeströme eingeführte Approximation [32].

[103] stellen eine Näherungsbeziehung zur Berechnung der Temperatur im Brennfleck des Laserstrahls an der Oberfläche und in tieferen Schichten des Werkstücks vor:

$$\dot{Q} = T_{max} \cdot 2 \cdot \sqrt{\pi} \cdot r_f \cdot \lambda \cdot \sqrt{\frac{Pe}{2} + 1}, \quad (7.32)$$

Somit ist die Wärmestromdichte für das Wärmeleitungsschweißen gegeben durch

$$\dot{q}_{2de} = \frac{\dot{Q}}{\pi \cdot r_f^2} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{T_v \cdot \lambda}{r_f} \cdot \sqrt{\frac{Pe}{2} + 1}, \quad (7.33)$$

Die Wärmestromdichte für die seitliche Wärmeleitung wird durch eine Näherungsgleichung für eine Zylinderquelle nach SCHULZ [104] beschrieben mit

$$\dot{q}_{1d} = 4 \cdot \lambda \cdot (T_v - T_0) \cdot \left[\frac{Pe}{2} + \left(\frac{Pe}{2} \right)^{0,3} \right]. \quad (7.34)$$

Darin ist \dot{q}_{1d} als der spezifische Wärmestrom, d.h. der Wärmestrom pro Längeneinheit der Schweißtiefe, definiert. Damit gilt für die seitliche Wärmestromdichte

$$\dot{q}_{2dw} = \frac{\dot{Q}}{2 \cdot \pi \cdot r_{km} \cdot z} = \frac{\dot{q}_{1d}}{2 \cdot \pi \cdot r_{km}} = \frac{4 \cdot \lambda \cdot T_v}{\pi \cdot r_f} \cdot \left[\frac{Pe}{4} + \left(\frac{Pe}{4} \right)^{0,3} \right]. \quad (7.35)$$

Bildet man das Verhältnis zwischen den Wärmestromdichten in seitlicher Richtung und in die Tiefe, ergibt sich in Abhängigkeit von der PECLET-Zahl Wert

$$V_w = \frac{\dot{q}_{2dw}}{\dot{q}_{2de}} = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\frac{Pe}{4} + \left(\frac{Pe}{4} \right)^{0,3}}{\sqrt{\frac{Pe}{2} + 1}}. \quad (7.36)$$

Der theoretische maximal erreichbare thermische Wirkungsgrad wird für sehr große Vorschubgeschwindigkeiten erreicht, d.h. für $v \rightarrow \infty$ und damit $Pe \rightarrow \infty$. Der Wert V_w für das Verhältnis der Wärmestromdichten nimmt entsprechend mit steigender PECLET-Zahl zu. Das bedeutet, daß bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten die seitliche Wärmeableitung gegenüber der Wärmeableitung in Richtung der Einschweißtiefe sehr viel größer ist. Damit entspricht der theoretische thermische Wirkungsgrad bei der dreidimensionalen Wärmeausbreitung genau dem Wert beim zweidimensionalen Modell des Tiefschweißens. So läßt sich beweisen, daß der maximale thermische Wirkungsgrad beim Einschweißen auch den Wert von $\sqrt{2/\pi e} \approx 0,484$ erreicht.

In Bild 98 werden die mit den drei unterschiedlichen Modellen erhaltenen thermischen Wirkungsgrade zusammenfassend gezeigt. Durch die Abschätzung des theoretischen thermischen Wirkungsgrads ist zu erkennen, daß die Wärmeleitungsverluste beim konventionellen Wärmeleitungsschweißen oder Tiefschweißen über 50 % betragen.

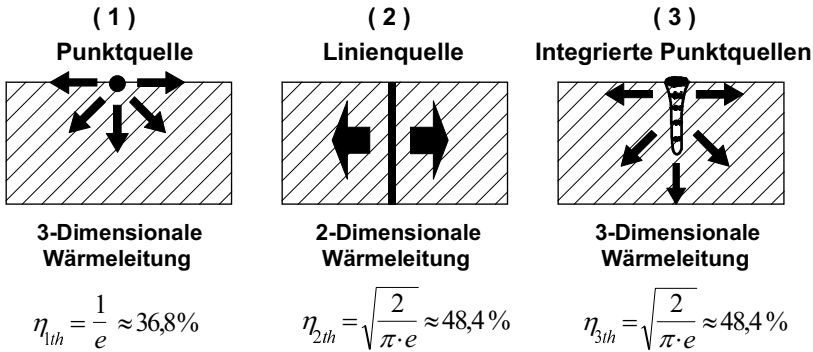


Bild 98: Theoretischer maximaler thermischer Wirkungsgrad bei den betrachteten Grenzfällen $v \rightarrow \infty$ in Abhängigkeit der verschiedenen mathematischen Wärmeverbreitungsmodelle.

7.2 Thermischer Wirkungsgrad bei Mehrfokustechnik

Die im letzten Abschnitt mit den verschiedenen Modellen der Punktquelle, Linienquelle oder integrierte Punktquelle bestimmten Werte für einen theoretischen maximalen thermischen Wirkungsgrad gelten bei großer Vorschubgeschwindigkeit. Bei hohen Geschwindigkeiten breitet sich die Wärme fast nur seitlich aus, und der Temperaturgradient entlang der Vorschubgeschwindigkeit kann im Vergleich zur seitlichen Richtung vernachlässigt werden:

$$\frac{\partial T}{\partial X} \ll \frac{\partial T}{\partial Y} \text{ und } \frac{\partial T}{\partial X} \ll \frac{\partial T}{\partial Z} . \quad (7.37)$$

Bei langsamer Vorschubgeschwindigkeit oder bei Anwendung der Mehrfokustechnik mit variabler Laserleistungsverteilung oder Strahlanordnung werden die Wärmeableitungsbedingungen verändert und Gl. (7.37) muß nicht länger gültig sein. Bei geeigneter Anordnung können die seitlichen Energieverluste im Vergleich zur Einstrahltechnik verringert und damit der thermische Wirkungsgrad erhöht werden. Im folgenden werden die Auswirkungen der Mehrfokustechnik in Abhängigkeit der verschiedenen Parameter eingehend diskutiert.

7.2.1 Einfluß der Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit

Für den thermischen Wirkungsgrad sind die Prozeßparameter Laserleistung und Vorschubgeschwindigkeit von großer Bedeutung. Bild 99 zeigt zunächst die Variation des thermischen Wirkungsgrades für Stahl in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit und der Laserleistung bei konventioneller Einstrahltechnik. Es ist deutlich zu erkennen, daß mit zunehmender Geschwindigkeit und Leistung ein größerer thermischer Wirkungsgrad erreicht werden kann. Mit steigender Geschwindigkeit nähern sich die Kurven an einen Sättigungswert an, der dem theoretischen Wirkungsgrad entspricht. Bei geringen Vorschubgeschwindigkeiten sind die Wärmeableitung und damit die Wärmeverluste sowohl in seitlicher Richtung als auch in Vorschubrichtung sehr stark. Mit steigender Geschwindigkeit werden die Verluste in Vorschubrichtung kleiner, was zur Erhöhung des Wirkungsgrades führt. Die Erhöhung der Laserleistung von 2 auf 4 kW führt zu einer deutlichen Steigerung des Wirkungsgrades. Eine weitere Erhöhung der Laserleistung führt nur noch zu einer geringen Erhöhung des Wirkungsgrades.

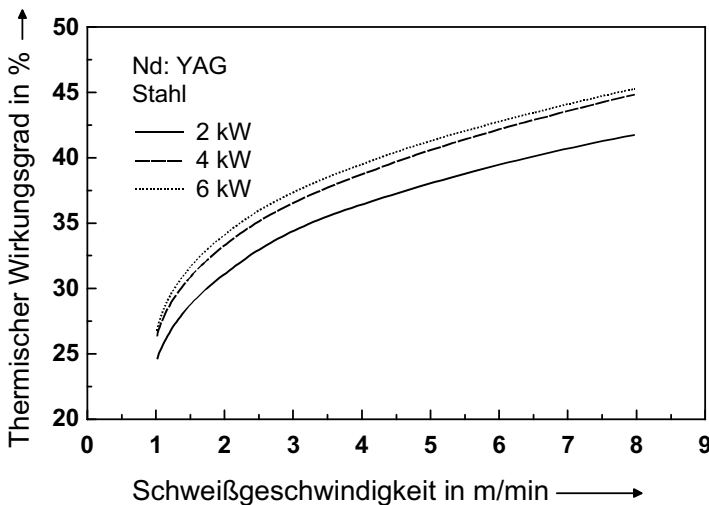


Bild 99: Vergleich des thermischen Wirkungsgrads in Abhängigkeit von Schweißgeschwindigkeit und Laserleistung bei Einstrahltechnik für Stahl.

In Bild 100 sind unterschiedliche Werte des thermischen Wirkungsgrades in Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit von konventioneller Einstrahltechnik im Vergleich zur Zweistrahltechnik mit Längsanordnung bei definiertem Fokusbstand dargestellt. Die Gesamtlaserleistung beträgt in allen Fällen 4 kW. Bei der Zweistrahltechnik wird

zudem die Laserleistungsverteilung der beiden Einzelstrahlen variiert. Für niedrige Geschwindigkeiten werden bei der Zweistrahltechnik aufgrund des Vorwärmefektes höhere Wirkungsgrade erzielt. Bei hohen Vorschubgeschwindigkeiten werden mit der Einstrahltechnik höhere Wirkungsgrade erzielt. Dieses Resultat deutet an, daß bei einer großen Vorschubgeschwindigkeit wegen des verlängerten Schmelzbades der durch die Zweifokustechnik induzierte Vorwärmungseffekt stark verringert wird und der Wirkungsgrad eigentlich nur vom nachlaufenden Laserstrahl bestimmt wird.

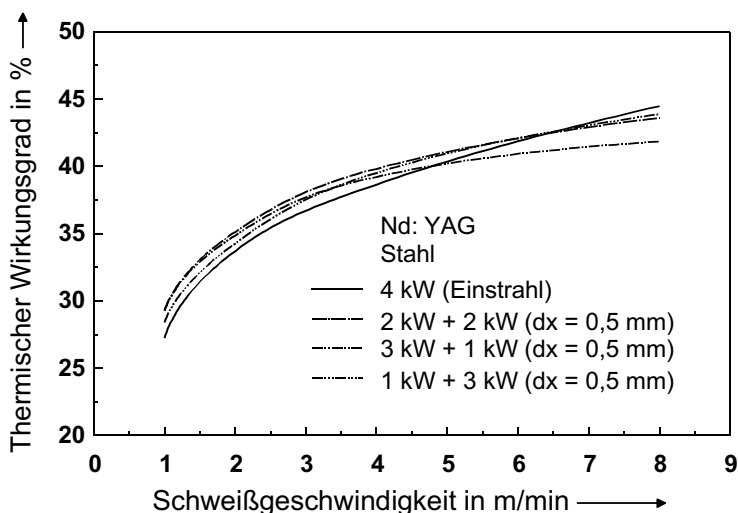


Bild 100: Vergleich des thermischen Wirkungsgrades bei Ein- und Zweistrahltechnik bei verschiedenen Geschwindigkeiten für eine Gesamtleistung von 4 kW für Stahl.

Die dargestellten Ergebnisse in Abhängigkeit von Laserleistung und Geschwindigkeit stimmen im wesentlichen mit den Ergebnissen anderer theoretischer Untersuchungen [67, 101] überein. Andererseits treten gewisse Abweichungen im Vergleich zu den Abschätzungen von SWIFT-HOOK et al. [101] auf. Diese besagen, daß bei Benutzung eines vorlaufenden Laserstrahls bei der Mehrfokustechnik größere Wärmeverluste durch das verlängerte Schmelzbad auftreten, die zu einem Absinken des Wirkungsgrades führen. Betrachtet man Bild 100, so trifft dies nur bei großen Geschwindigkeiten zu, was auch mit der Feststellung auf S.110 in Einklang steht, daß bei hohen Geschwindigkeiten die Wärmeverluste seitlich auftreten.

7.2.2 Einfluß des Fokiabstandes und des Fokusbereichs

Im Unterschied zu den mit festem Fokiabstand erzielten Ergebnisse sind in Bild 101 Werte des thermischen Wirkungsgrades in Abhängigkeit von der Schweißgeschwindigkeit und des auf den Fokusbereich normierten Fokiabstand bei Längsanordnung gezeigt. Die Gesamtleistung beträgt wiederum 4 kW.

Es ist deutlich zu erkennen, daß durch zwei getrennte Laserstrahlen im Vergleich zur Einstrahltechnik (normierter Fokiabstand = 0) ein höherer thermischer Wirkungsgrad erreicht werden kann. Dabei nimmt der Wirkungsgrad mit zunehmendem Fokiabstand bis zu einem bestimmten Abstand hin zu. In diesem Fall kann der Vorwärmeffekt genutzt werden. Dieser Grenzabstand hängt von der Vorschubgeschwindigkeit ab. Bei weiterer Vergrößerung des Fokiabstandes nimmt der Wirkungsgrad ab und kann sogar Werte unterhalb des Wirkungsgrades der Einstrahltechnik annehmen. In diesem Fall liegen zwei getrennte Schmelzbäder vor.

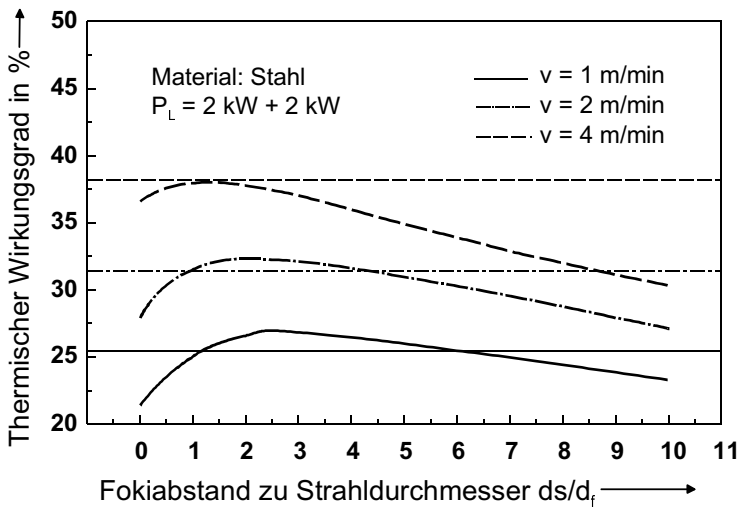


Bild 101: Thermischer Wirkungsgrad bei verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten bei Längsanordnung in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand, $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$, Stahl. Die horizontalen Linien entsprechen den Werten für Einstrahltechnik bei gleicher Leistung und Leistungsdichte (d. h. $\sqrt{2}$ größerem Fokusbereich).

Mit zunehmender Vorschubgeschwindigkeit verschiebt sich der normierte Fokiabstand mit dem maximalen thermischen Wirkungsgrad zu kleineren Werten. Weiterhin verringert sich der Bereich, in dem Vorteile durch die Zweistrahlschweißtechnik erreicht werden können (siehe auch Bild 100). Eine Konsequenz daraus ist, daß für große Vorschubgeschwindigkeiten der Maximalwert des thermischen Wirkungsgrades sich bei immer kleineren Fokiabständen bis hin zu dem der Einstrahlschweißtechnik mit ihrem theoretisch erreichbaren Wert nähert.

Ein weiterer Aspekt ist der Einfluß des Fokusbereichs auf den thermischen Wirkungsgrad, der am Beispiel der Einstrahlschweißtechnik untersucht wurde. Der mit einem einzelnen Strahl mit 4 kW erreichbare Fokusbereich wird gleich der Summe der Flächen der Einzelstrahlen bei der Zweistrahlschweißtechnik gleichgesetzt ($d_F' = \sqrt{2} \cdot d_F$). Die damit berechneten Werte für den Wirkungsgrad sind für die verschiedenen Geschwindigkeiten in Bild 101 als dünne Linien eingezeichnet. Die kleinere Leistungsdichte infolge des größeren Fokusbereichs beim Einzelstrahl führt zwar zu einer kleineren Einschweißtiefe, dennoch können durch die verbreiterte Naht hohe thermische Wirkungsgrade erreicht werden.

7.2.3 Queranordnung

Während das Hauptaugenmerk bislang auf die Längsanordnung gerichtet war, soll an dieser Stelle die Queranordnung der Laserstrahlen angesprochen werden. Im Gegensatz zur Längsanordnung kommt es bei dieser Strahlanordnung infolge des beschriebenen Grenzeffekts (Wärmestau) zu einer Verbreiterung des Schmelzbades und zu einer Verringerung der seitlichen Wärmeverluste.

Den Einfluß dieses Vorteils auf den thermischen Wirkungsgrad zeigt Bild 102 am Beispiel der Zweistrahlschweißtechnik für verschiedene Geschwindigkeiten in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand. Gegenüber der Längsanordnung sind hier infolge der geringeren seitlichen Wärmeverluste größere thermische Wirkungsgrade zu erzielen (vgl. Bild 101). Mit zunehmendem Fokiabstand und steigender Vorschubgeschwindigkeit nimmt der thermische Wirkungsgrad stark zu. Bei größeren Fokiabständen kommt es aufgrund der einsetzenden Schmelzbadtrennung zu einem abruptem Abfall des Wirkungsgrades. Dabei wird der induzierte Grenzeffekt bei der Schmelzbadtrennung sprunghaft reduziert, die Wärme wird durch eine größere Oberfläche abgeleitet, und die Wärmeverluste steigen an.

Hervorzuheben ist, daß mit Hilfe der Queranordnung wegen des Grenzeffektes der theoretisch erzielbare maximale Wert des thermischen Wirkungsgrades der Einstrahlschweißtechnik übertroffen werden kann.

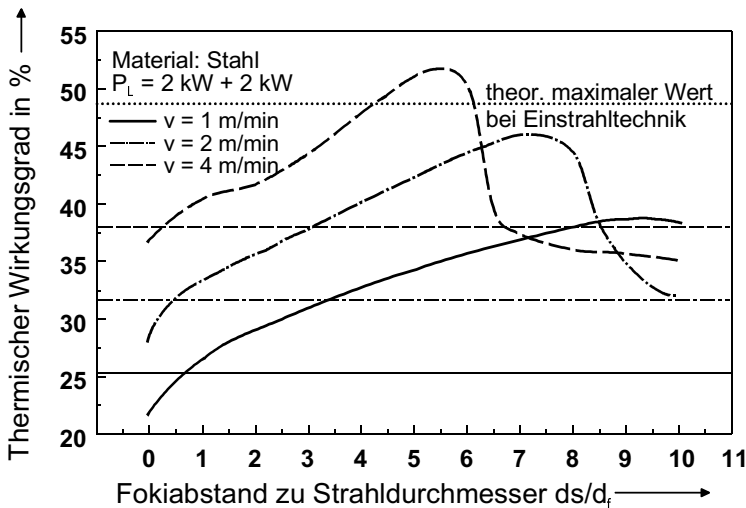


Bild 102: Thermischer Wirkungsgrad bei unterschiedlichen Vorschubgeschwindigkeiten bei Queranordnung in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand bei Stahl.

Auch bei der Queranordnung wurde der Vergleich mit einem einzelnen Strahl mit gleicher Leistung und doppeltem Strahlfleck durchgeführt. Die entsprechenden Werte für den Wirkungsgrad sind wiederum als dünne Linien eingezeichnet. Im Gegensatz zur Längsanordnung können mit der Queranordnung auch in diesem Fall deutlich höhere Wirkungsgrade erzielt werden.

Ausgehend von Gl. (7.1) ist zu erkennen, daß der thermische Wirkungsgrad von den thermischen Eigenschaften des Materials und der eingekoppelten Laserleistung abhängt. Dies wird am Beispiel von Aluminium und Stahl in Bild 103 gezeigt. Dort ist der thermische Wirkungsgrad in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand bei Queranordnung und einer eingestrahnten Gesamtleistung von 4 kW ($P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$) bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 4 m/min dargestellt.

Im Vergleich zu Stahl ist bei Aluminium das Maximum weiter zu einem großem Fokiabstand verschoben und ist zudem sehr viel kleiner als bei Stahl. Für die praktische Anwendung ist dieser Fokiabstand bei Aluminium nicht relevant. Allgemein gilt, daß der thermische Wirkungsgrad beim Schweißen von Stahl größer ist als bei Aluminium. Der induzierte Grenzeffekt (Wärmestau) ist bei Stahl aufgrund der geringeren

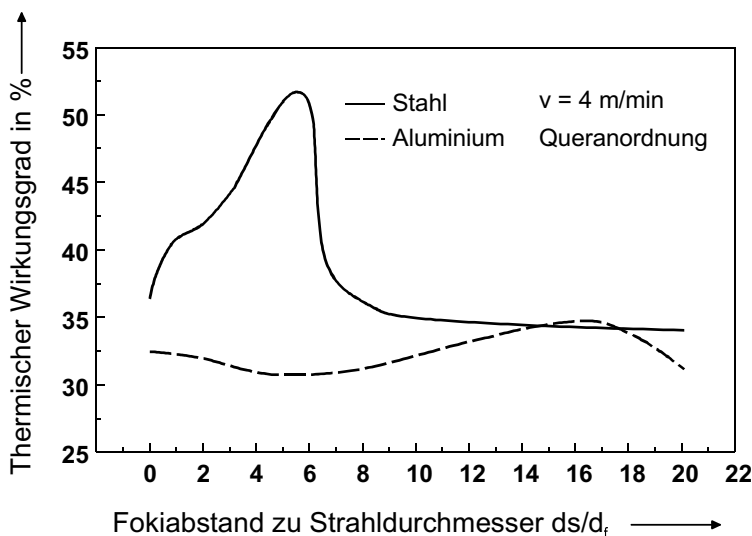


Bild 103: Vergleich des thermischen Wirkungsgrads bei Stahl und Aluminium bei Queranordnung und gleicher Schweißgeschwindigkeit in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand, die eingestrahlte Laserleistung ist $P_L = 2 \text{ kW} + 2 \text{ kW}$.

Wärmeleitfähigkeit wesentlich stärker ausgeprägt. Zu bemerken ist, daß für jedes Material ein optimaler Parametersatz bestimmt werden muß.

7.2.4 Anzahl der Laserstrahlen

Natürlich ergeben sich mit wachsender Anzahl der Laserstrahlen mehr Möglichkeiten, die Laserstrahlen auf dem Werkstück unterschiedlich anzuordnen. Dabei können Strahlanordnungen ausgehend von der Punktposition bei Einsstrahltechnik über eine Linienanordnung bei Zweistrahltechnik bis zu beliebigen flächenförmigen Strahlverteilungen bei der Mehrfokustechnik realisiert werden. Der Einfluß dieser beliebigen Konfigurationen auf den thermischen Wirkungsgrad wird im folgenden erläutert.

In Bild 104 ist der thermische Wirkungsgrad in Abhängigkeit von der Anzahl der Einzelstrahlen für Längs- und Queranordnung bei einer Vorschubgeschwindigkeit von 4 m/min dargestellt. Die Leistung pro Strahl beträgt 2 kW und der Fokiabstand

zwischen den einzelnen Strahlen ist auf 0,5 mm eingestellt. Als Vergleich sind zusätzlich die Werte für den Wirkungsgrad bei Einstrahltechnik für verschiedene Laserleistungen eingezeichnet.

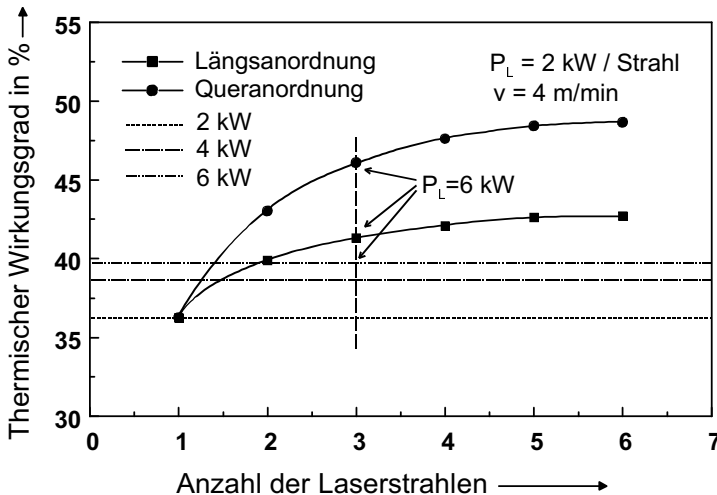


Bild 104: Vergleich der thermischen Wirkungsgrade mit verschiedenen Leistungen in Abhängigkeit von der Anzahl der Laserstrahlen bei Längs- und Queranordnung für Stahl.

Der Wirkungsgrad steigt für beide Linienanordnungen mit zunehmender Anzahl der Laserstrahlen an und nähert sich einem Sättigungswert. Wiederum ergeben sich bei Queranordnung höhere Werte als bei Längsanordnung. Ähnlich wie bei den Ergebnissen zur Bestimmung der Einschweißtiefe steigt der Wirkungsgrad bei der Linienanordnung nicht proportional zur Anzahl der Laserstrahlen an. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die gegenseitige Beeinflussung mit zunehmender Anzahl der Strahlen aufgrund der steigenden Entfernung zum Hauptstrahl abnimmt. Die weiter entfernt liegenden Strahlen tragen somit kaum zur Erhöhung des Wirkungsgrades bei.

Darüber hinaus ist in Bild 104 klar zu erkennen, daß sowohl die Wahl der optimalen Anzahl von Laserstrahlen, als auch deren Anordnung auf dem Werkstück hinsichtlich der Wirtschaftlichkeit sehr wichtig ist. Mit einer entsprechenden Konfiguration lassen sich bereits mit zwei oder drei Strahlen Werte für die Einschweißtiefe oder für den thermischen Wirkungsgrad erreichen, die nahe am erzielbaren Maximum liegen.

Neben der Steigerung der Anzahl der Laserstrahlen erlangt ein anderer wichtiger Parameter - die Strahlverteilung - auch für den thermischen Wirkungsgrad erhebliche

Bedeutung. Bild 105 zeigt den Einfluß von Anzahl und Verteilung der eingesetzten Laserstrahlen auf den erzielbaren thermischen Wirkungsgrad für Aluminium und Stahl. Auch hier sind Gesamtlaserleistung, Vorschubgeschwindigkeit und Fokiabstände jeweils gleich.

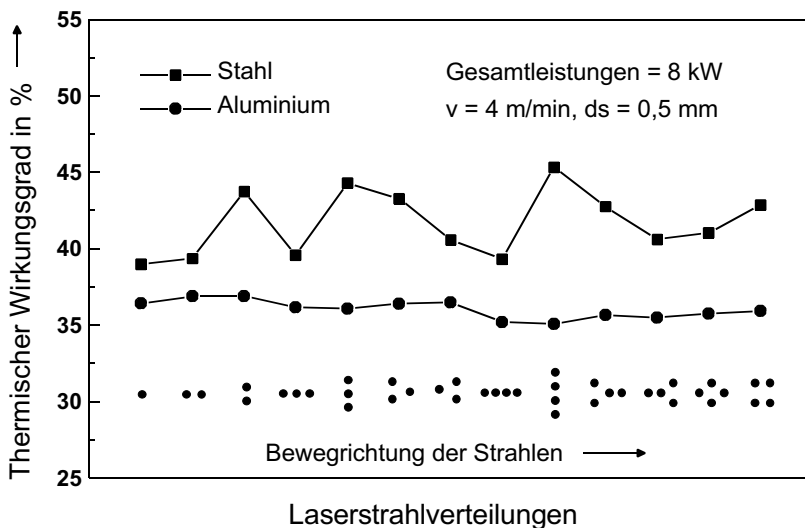


Bild 105: Vergleich der thermischen Wirkungsgrade bei verschiedenen Laserstrahlkonfigurationen bei jeweils gleicher Gesamtlaserleistung für Stahl und Aluminium. Geschwindigkeit $v = 4 \text{ m/min}$, Fokiabstand $ds = 0,5 \text{ mm}$.

Gegenüber den einfacheren Anordnungen in Längs- und Querrichtung sind die Ergebnisse hier aufgrund der unterschiedlichen Vorwärmungs- und Wärmestau-effekte wesentlich anders. Bei Stahl ergibt die Mehrfokustechnik grundsätzliche Vorteile gegenüber der Einstrahltechnik, wogegen sich die Ergebnisse bei Aluminium kaum ändern. Die Ursache für dieses Verhalten liegt in der vergleichsweise großen Wärmeleitzahl von Aluminium, die die Wärmestau- und Vorwärmungseffekte durch große Wärmeverluste erheblich abschwächt. Aus diesem Grund liegen die für Stahl erreichbaren Werte auch stets über denen von Aluminium. Darüber hinaus zeigt sich bei Stahl wieder sehr deutlich, daß sich bereits mit einer kleinen Anzahl von Laserstrahlen in ähnlichen Anordnungen nahezu optimale Ergebnisse erreichen lassen.

Durch Variation der drei in Bild 105 konstant gehaltene Parameter Gesamtlaserleistung, Vorschubgeschwindigkeit und Fokiabstand lassen sich die Ergebnisse zusätzlich noch in die vorher erläuterten Richtungen beeinflussen.

7.3 Prozeßwirkungsgrad bei Mehrfokustechnik

Der Prozeßwirkungsgrad ist ein wichtiges Merkmal zur Abschätzung der Wirtschaftlichkeit eines Verfahrens (s.S. 99). Der Prozeßwirkungsgrad η_p setzt sich aus dem Einkoppelgrad η_A und dem gerade beschriebenen thermischen Wirkungsgrad η_{th} zusammen zu

$$\eta_p = \eta_A \cdot \eta_{th} \quad (7.38)$$

Aus Gl. (7.1) und Gl. (7.38) ergibt sich

$$\eta_p = \eta_A \cdot \frac{\nu \cdot F \cdot \rho \cdot [c_p \cdot (T_s - T_\infty) + h_s]}{\eta_A \cdot P_L} = \frac{\nu \cdot F \cdot \rho \cdot [c_p \cdot (T_s - T_\infty) + h_s]}{P_L} \quad (7.39)$$

Hieraus wird deutlich, daß der Prozeßwirkungsgrad als Quotient aus der für die Erzeugung des Schmelzbades benötigten Leistung und der eingestrahlten Laserleistung definiert ist.

Analog den Betrachtungen zum thermischen Wirkungsgrad können auch Tendenzen des Prozeßwirkungsgrades durch Variation der beteiligten Parameter aufgezeigt werden. Da der Wert des Einkoppelgrades η_A immer kleiner als Eins ist, läßt sich aus Gl. (7.38) erkennen, daß der erzielte Prozeßwirkungsgrad stets unter dem thermischen Wirkungsgrad liegt. Angesichts der unterschiedlichen physikalischen Eigenschaften verschiedener Materialien ergeben sich auch hier spezifische Unterschiede zwischen Aluminium und Stahl.

Im vorangegangenen Abschnitt wurde bereits aufgezeigt, daß bei Queranordnung mehrerer Laserstrahlen ein hoher thermischer Wirkungsgrad zu erreichen ist. Für den Prozeßwirkungsgrad soll gemäß Gl. (7.39) zunächst die Variation der Nahtfläche als wichtige Einflußgröße auf den Prozeßwirkungsgrad bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten diskutiert werden. Die Ergebnisse sind in Bild 106 dargestellt. Kleine Schweißgeschwindigkeiten ergeben stets eine größere Nahtfläche, unabhängig vom Verhältnis zwischen Fokiabstand und Strahldurchmesser. Gleichzeitig ist zu beachten, daß der Einkoppelgrad als Bestandteil des Prozeßwirkungsgrades mit sinkender Vorschubgeschwindigkeit zunimmt, (weil die Einschweißtiefe größer wird und damit die Zahl der Strahlreflexionen in der Dampfkapillaren zunimmt), wie in Bild 107 gezeigt. Zusammenhängen wären für große Prozeßwirkungsgrade also kleine Geschwindigkeiten anzustreben.

Bild 108 zeigt die Variation der Aufschmelzrate $F \cdot \nu$ über dem nomierten Fokiabstand für verschiedenen Vorschubgeschwindigkeiten. Der Verlauf entspricht weitgehend dem

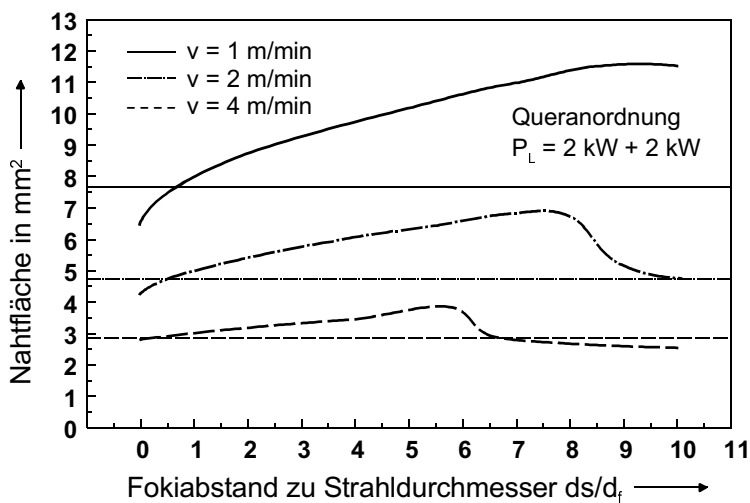


Bild 106: Vergleich der Nahtfläche bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten bei Zweistrahlschweißtechnik in Queranordnung, abhängig vom normierten Fokiabstand.

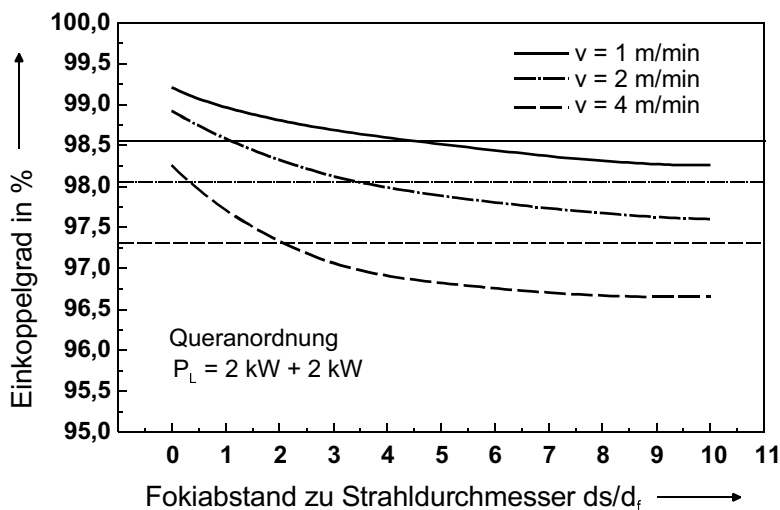


Bild 107: Vergleich der Einkoppelgrade bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten mit Zweistrahlschweißtechnik in Queranordnung in Abhängigkeit vom normierten Fokiabstand.

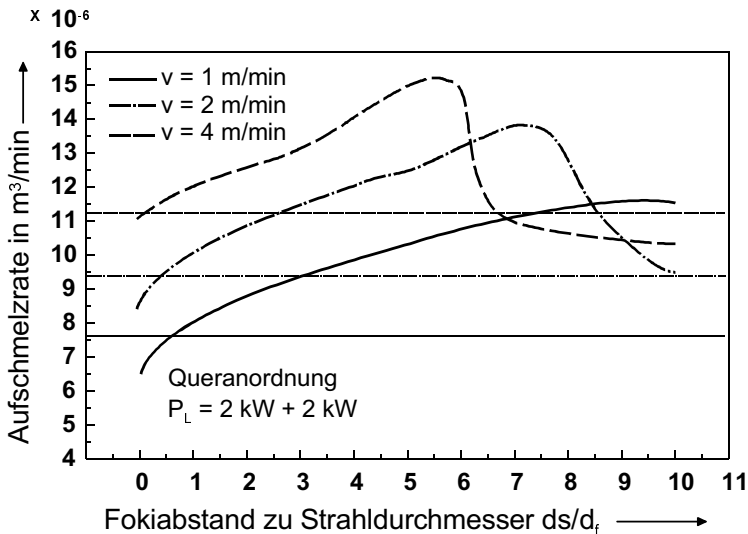


Bild 108: Aufschmelzrate (Produkt von Nahtfläche und Geschwindigkeit) über dem normierten Fokiaabstand bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten für Stahl; Zweistrahltechnik in Queranordnung.

des thermischen Wirkungsgrades in Bild 102. Interessant ist hier aber der Prozeßwirkungsgrad. Bild 109 zeigt die Ergebnisse der Prozeßwirkungsgrade in Abhängigkeit des Fokiaabstandes und der Vorschubgeschwindigkeit. Diese besitzen einen ähnlichen Verlauf, verglichen zu den in Bild 108 dargestellten Aufschmelzraten. Hier wird nochmals deutlich, daß durch die Mehrfokustechnik mit Queranordnung der Prozeßwirkungsgrad erhöht werden kann. Daraus folgt, daß eine Steigerung der Wirtschaftlichkeit erreichbar ist. Aus diesen Ergebnissen läßt sich weiter ersehen, daß der thermische Wirkungsgrad, die Aufschmelzrate und der Prozeßwirkungsgrad gegenseitig in einer engen Wechselbeziehung stehen, sofern der Einkoppelgrad nicht so stark variiert.

Bild 110 zeigt die Beziehung zwischen dem thermischen Wirkungsgrad und dem Prozeßwirkungsgrad bei unterschiedlichen Strahlverteilungen und Anzahlen von Laserstrahlen bei konstanter Vorschubgeschwindigkeit und Gesamtleistung für Stahl und Aluminium. Für das jeweilige Material folgen thermischer Wirkungsgrad und Prozeßwirkungsgrad dem selben Trend. In der Abweichung zwischen den beiden Kurven eines Materials zeigt sich gemäß der Gl. (7.38) die Bedeutung des Einkoppelgrads. Je größer der Unterschied zweier korrespondierender Werte ist, desto

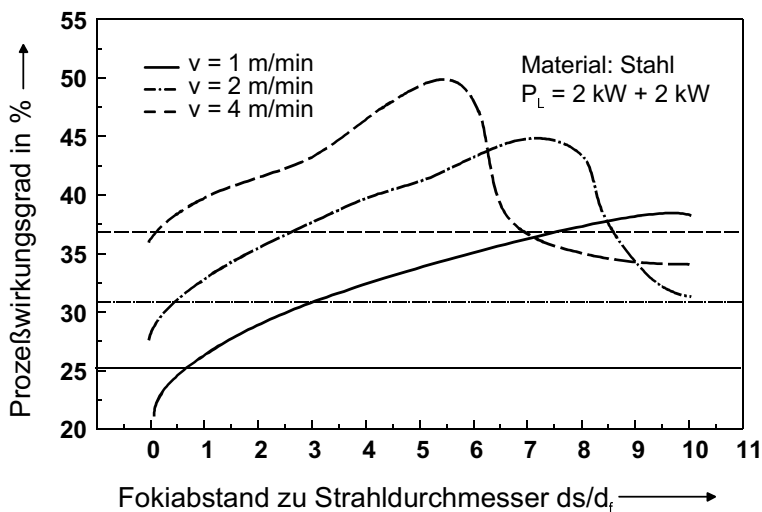


Bild 109: Prozeßwirkungsgrad über dem normierten Fokidistanz bei verschiedenen Schweißgeschwindigkeiten für Stahl; Zweistrahltechnik in Queranordnung.

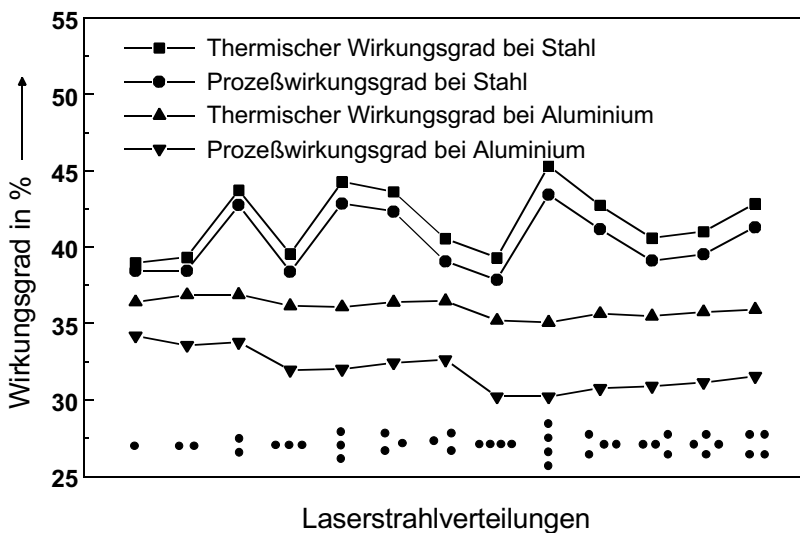


Bild 110: Vergleich des thermischen Wirkungsgrads mit dem Prozeßwirkungsgrads bei verschiedenen Laserstrahlanordnungen für Stahl und Aluminium. Die Gesamtlaserleistung $P_L = 8 \text{ kW}$ ist jeweils gleich, $v = 4 \text{ m/min}$, $ds = 0,5 \text{ mm}$.

kleiner ist der Einkoppelgrad. Bei Aluminium liegen die Kurven der Wirkungsgrade in größerem Abstand, worin sich der kleinere Einkoppelgrad gegenüber Stahl zeigt. Aus den unterschiedlichen Abständen zweier korrespondierender Punkte eines Materials wird deutlich, daß die für die jeweiligen Strahlkonfigurationen spezifischen Werte des Einkoppelgrades trotz konstanter Gesamtlaserleistung den Prozeßwirkungsgrad negativ beeinflussen können. Dieser Aspekt spielt insbesondere bei Aluminium eine Rolle.

Generell ist zu sagen, daß sich für Materialien mit kleiner Wärmeleitfähigkeit, wie beispielsweise Stahl, mit mehreren Strahlen in Queranordnung Vorteile hinsichtlich der Steigerung des Prozeßwirkungsgrades ergeben. Für Materialien mit großer Wärmeleitfähigkeit, wie beispielsweise Aluminium, bestehen bei diesen Prozeßparametern dagegen kaum Vorteile. Hier muß zur wirkungsvollen Steigerung des Prozeßwirkungsgrades sowohl die Gesamtlaserleistung als auch die Anzahl der Laserstrahlen erhöht werden, wie in Bild 111 gezeigt. Damit ist gemäß obengeschriebenem Effekt zur Steigerung des Prozeßwirkungsgrades auch das neue Lasermatrix-Tiefschweißen für die Materialbearbeitung hochinteressant. Die Mehrfokustechnik bietet in diesem Zusammenhang eine uneingeschränkte Flexibilität und ein erhebliches Potential zur Anwendung der Lasertechnologie für die Materialbearbeitung in der Zukunft.

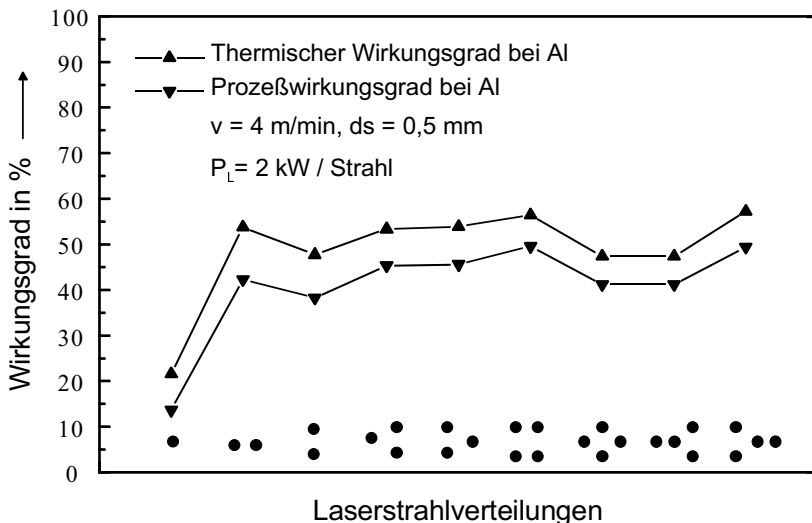


Bild 111: Vergleich des thermischen Wirkungsgrads und Prozeßwirkungsgrads bei verschiedenen Typen der Laserstrahlverteilungen mit steigender Laserleistung für Aluminium, $v = 4 \text{ m/min}$, $ds = 0,5 \text{ mm}$.

8 Zusammenfassung

Durch die Mehrfokustechnik läßt sich das Lasertiefschweißen im Vergleich zur Anwendung eines einzelnen Laserstrahls flexibler und wirtschaftlicher einsetzen. So lassen sich mit dieser Technik neue Bereiche der Bearbeitungsgeschwindigkeit erschließen, wobei gleichzeitig die Nahtgeometrie als wesentliches Ergebnismerkmal in weiten Grenzen beeinflusst werden kann. Die Handhabung der Mehrfokustechnik in experimentellen Untersuchungen ist jedoch aufgrund der zusätzlichen Prozeßparameter wie Anzahl, Abstand, Anordnung oder Winkel der Laserstrahlen sowie die Verteilung der Leistungsanteile im Vergleich zur Einstrahltechnik wesentlich komplexer. Aus diesem Grund besteht der Bedarf nach einem theoretischen Modell, mit dessen Hilfe sich der Einfluß der einzelnen Prozeßparameter bereits im Vorfeld abschätzen läßt.

Die Modellierungen des Lasertiefschweißens beschränkte sich in der Vergangenheit zumeist auf die Anwendung oberflächennaher Wärmequellen, die im speziellen zur Simulation des Wärmeleitungsschweißens geeignet sind. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde ein neues, dreidimensionales Modell der integrierten Punktquellen zur Berechnung des Lasertiefschweißens entwickelt. Durch die besondere Eigenschaft der verteilten Wärmequellen lassen sich die unterschiedlichen Anwendungsfälle der Mehrfokustechnik modellieren, beispielsweise

- eine beliebige Anzahl und räumliche Anordnung von Laserstrahlen,
- unterschiedlich ausgeprägte Kapillarformen,
- Werkstücke mit unterschiedlichen Materialeigenschaften oder
- einstellbare Abkühlraten.

Mit diesem Modell lassen sich die Auswirkungen von Parametervariationen zuverlässig abschätzen und bereits im Vorfeld experimenteller Untersuchungen Aussagen hinsichtlich Schmelzbadgeometrie, Einschweißtiefe und Schweißnahtfläche treffen. Außer bei kleinen Vorschubgeschwindigkeiten, bei denen in der Realität der Einfluß des laserinduzierten Metaldampfs und der Oberflächenspannung eher eine Rolle spielt, stimmen die mit dem Modell der integrierten Punktquellen berechneten Ergebnisse sehr gut mit experimentellen Resultaten überein.

Eine große Rolle spielt der Parameter Laserleistung, dessen Zuwachs bei Wahl einer höheren Leistungsklasse nach heutigem Stand der Technik mit einer geringeren Strahlqualität erkauft wird. Durch die Mehrstrahl- bzw. Mehrfokustechnik können jedoch Lasergeräte geringerer Leistung und höherer Strahlqualität addiert werden. Dadurch ist es möglich, den Effizienzverlust bezüglich der Einschweißtiefe, der bei der Addition von Lasern auftritt, zu vermeiden. Darin liegt das große Potential zukünftiger Laserquellen, wie zum Beispiel diodengepumpter Festkörperlaser, welche eine deutlich

gesteigerte Strahlqualität zur Verfügung stellen, die in einem größeren Arbeitsabstand, einem kleineren Fokiusdurchmesser oder einer größeren Tiefenschärfe resultiert. Trotz der kleineren Leistung der Einzellaser kann damit ein weiter Aufgaben- und Arbeitsbereich abgedeckt werden. Zusätzlich können bei wählbaren Parametern Fokiusabstand und Einfallswinkel zwischen den Laserstrahlen derart bestimmt werden, daß auf die jeweilige Anwendung angepaßte Nahtquerschnitte erzielt werden. Dies kann z.B. zur Realisierung der für die Tragfähigkeit der Werkstücke wichtigen Nahtbreite in der Fügeebene genutzt werden.

Bei der Anwendung mehrerer Laserstrahlen in unterschiedlichen Anordnungen läßt sich generell feststellen, daß bei Längsanordnung stets eine größere Einschweißtiefe erreicht wird als in Queranordnung. Allerdings zeigt sich in beiden Anordnungen mit zunehmender Anzahl an Laserstrahlen keine linear ansteigende Einschweißtiefe; vielmehr tritt ein ausgeprägtes Sättigungsverhalten auf. So lassen sich bereits durch Kombination relativ weniger Strahlen Ergebnisse erzielen, die bezüglich des erreichbaren thermischen Wirkungsgrades sehr nahe an dem theoretisch maximal möglichen Wert liegen, was einen wichtigen Aspekt hinsichtlich der Investitionskosten einer Mehrstrahl-Anlage darstellt.

Einen weiteren wesentlichen Faktor zur Beurteilung der Wirtschaftlichkeit von Bearbeitungsprozessen stellt der Prozeßwirkungsgrad dar, der im wesentlichen vom thermischen Wirkungsgrad bestimmt wird. Für diesen konnte durch Abschätzungen auf der Basis des Modells der integrierten Punktquellen ein theoretischer maximaler Wert von 48,4% für einen einzelnen Laserstrahl gefunden werden. Die theoretisch erzielbaren Werte sowohl des thermischen als auch des Prozeßwirkungsgrades können durch den simultanen Einsatz mehrerer Laserstrahlen erhöht werden. Es läßt sich zeigen, daß aufgrund des durch Wärmestau induzierten Grenzeffektes die in das Werkstück eingebrachte Wärme insbesondere im Überlagerungsbereich der Schmelzbäder zweier Laserstrahlen besser genutzt werden kann. Den Wirkungsgraden abträgliche Wärmeverluste werden dadurch wirksam begrenzt.

Auch der Einkoppelgrad besitzt einen großen Einfluß auf den Prozeßwirkungsgrad. Die Untersuchungen haben ergeben, daß der Einkoppelgrad erheblich von der Form der Kapillare abhängt. Den bei kleinen Einschweißtiefen und damit kleinen Schachtverhältnissen vorhandenen Einbußen des Einkoppelgrades kann durch eine Steigerung der Strahlqualität wirksam begegnet werden.

Der Einsatz mehrerer auch nachlaufender Laserstrahlen auf der Werkstückoberfläche bietet den Vorteil, daß die Abkühlrate beeinflußt werden kann. Dadurch lassen sich durch ungleichmäßige Temperaturverläufe hervorgerufene Eigenschaften wie beispielsweise hohe Eigenspannungen bzw. Gefügewandlungen besser kontrollieren.

Abschließend soll noch einmal darauf hingewiesen werden, daß die in [Gl. \(7.39\)](#) eingehende Nahtfläche ausschließlich unter Berücksichtigung der Wärmeleitung berechnet worden ist. Die realen Ergebnisse werden insbesondere aufgrund der Konvektionseffekte von den hier vorgestellten Berechnungen abweichen. Dennoch haben die aufgezeigten Tendenzen bei der Verwendung der Mehrfokustechnik Gültigkeit, so daß zu erwartende experimentelle Ergebnisse durch das Modell der integrierten Punktquellen schon im Vorfeld abgeschätzt und Schlüsse über geeignete Anlagenkonfigurationen frühzeitig gezogen werden können. Das vorgestellte Modell der integrierten Punktquellen stellt dem Konstrukteur wie Fertigungsplaner umfangreiche Voraussagemöglichkeiten von Bearbeitungsergebnissen zur Verfügung und bietet damit eine wesentliche Grundlage zur Planung entsprechender Anlagen und Applikationen.

9 Literatur

- [1] HÜGEL, H.: *Strahlwerkzeug Laser: Eine Einführung*. Stuttgart: Teubner, 1992 (Teubner Studienbücher Maschinenbau).
- [2] STEEN, W. M.: *Current trends in laser material processing*. SPIE Vol. 3097, 1997, S. 2-7.
- [3] ROSENTHAL, D.: *Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting*. Welding Journal, 1941, S. 220s-234s.
- [4] CLINE, H.E.; ANTHONY, T.R.: *Heat treating and melting material with a scanning laser or electron beam*. J. Appl. Phys. 48(9), 1977, S. 3895-3900.
- [5] MATSUHIRO, Y.; INABA, Y.; OHJI, T.: *Mathematical modeling of molten pool in laser welding*. Proceeding of LAMP'92, Nagaoka, June 1992, S. 381-386.
- [6] LAMPA, C; KAPLAN, A. F. H.; POWELL, J.; MAGNUSSON, C.: *An analytical thermodynamic model of laser welding*. J. Phys. D. : Appl. Phys. 30 (1997), S. 1293-1299.
- [7] STEEN, W.M. ; DOWDEN, J. ; DAVIS, M. ; KAPADIA, P.: *A point and line source model of laser keyhole welding*. J. Phys. D. : Appl. Phys. 21 (1988), S. 1255-1260.
- [8] BONOLLO, F.; TIZIANI, A.; ZAMBON, A.: *Model for CO₂ laser welding of stainless steel, titanium and nickel: parametric study*. Material Science and Technology, December 1993, Vol.9, S. 1137-1144.
- [9] EAGAR, T. W.; TSAI, N. S.: *Temperature fields produced by traveling distributed heat sources*. Welding Journal, 62 (12), S. 346s-355s.
- [10] CHANG, C. -L.: *Modellierung des Zweistrahl-Schweißens*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1996 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW-96-23).
- [11] TONG, H.; GIEDT, W. H.: *Depth of penetration during electron beam welding*. Journal of Heat Transfer, Transaction of the ASME, May 1971, S. 155-163.
- [12] SCHAUER, D. A.; GIEDT, W. H.: *Prediction of electron beam welding spiking tendency*. Welding Research Supplement, July 1978, S. 189s-195s.
- [13] GIEDT, W. H.; TALLERICO, L. N.: *Prediction of electron beam depth of penetration*. Welding Research Supplement, December 1988, S. 299s-305s.
- [14] ANDREWS, J. G.; ATTHEY, D.R.: *Hydrodynamic limit to penetration of a material by a high-power beam*. J. Phys. D.: Appl. Phys. 9 (1976), S. 2181-2194.
- [15] KLEMENS, P. G.: *Heat balance and flow conditions for electron beam and laser welding*. Journal of Applied Physics. Vol. 47, No. 5, May 1976, S. 2165-2174.

- [16] DOWDEN, J.; POSTACIOGLU, N.; DAVIS, M.; KAPADIA, P.: *A keyhole model in penetration welding with a laser*. J. Phys. D.: Appl. Phys. 20 (1987), S. 36-44.
- [17] BECK, M.; BERGER, P.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Aspects of keyhole/melt interaction in high speed laser welding*. SPIE Vol. 1397 Eighth International Symposium on Gas Flow and Chemical Lasers (1990), S. 769-774
- [18] SCHUÖCKER, D.: *Physical mechanism and modeling of deep-penetration laser welding*. Deep-penetration laser welding. Industrial Laser Handbook, 1992, S. 67-73.
- [19] SEMAK, V. V.; HOPKINS, J. A.; MCCAY, M. H.; MCMAY, T. D.: *A concept for a hydrodynamic model of keyhole formation and support during laser welding*. Proc. ICALEO'94, 1994, S. 641-650.
- [20] DUMORD, E.; JOUVARD, J-M. GREVEY, D.: *Modelling of high power cw Nd:YAG laser welding*. SPIE Voll. 2989, S. 236-244.
- [21] LANKALAPALLI, K. N.; TU, J. F.; GARTNER, M.: *A Model for estimating penetration depth of laser welding processes*. J. Phys. D: Appl. Phys. 29 (1996), S. 1831-1841.
- [22] KAPLAN, A.: *A model of deep penetration laser welding based on calculation of the keyhole profile*. J. Phys. D.: Appl. Phys. 27 (1994), S. 1805-1814.
- [23] FABBRO, R.; POUEYO-VERWAERDE, A.: *Modelling of deep penetration laser welding Process: application to the analysis of the energy coupling inside the keyhole*. Proc. ICALEO'95, 1995, S. 979-988.
- [24] FABBRO, R.; Chouf, K.: *Keyhole description in deep penetration laser welding*. Proc. ICALEO'99, 1999-Section D, S. 99-101.
- [25] KROOS, J. K. M.: *Stabilität und Dynamik der Dampfkapillare beim Lasertiefschweißen von Metallen*. Technische Universität Carolo-Wilhelmina zu Braunschweig, Dissertation, 1993.
- [26] TRAPPE, J.; KROOS, J.; TIXT, C.; SIMON, G.: *On the shape and location of the keyhole in penetration laser welding*. J. Phys. D: Appl. Phys. 27 (1994), S. 2152-2154.
- [27] KLEIN, T.; VICANEK, M.; KROSS, J.; SIMON, G.: *Oscillations of the keyhole in penetration laser beam welding*. J. Phys. D : Appl. Phys. 27 (1994), S. 2023-2030.
- [28] BECK, M.: *Modellierung des Tiefschweißeffekts beim Lasertiefschweißen*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1989 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW-88-09).
- [29] BECK, M.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Studie zur Energieeinkopplung beim Tiefschweißen mit Laserstrahlung*. Laser und Optoelektronik, 21(3), 1989, S. 80-84.
- [30] BECK, M.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Modelling of keyhole/melt interaction in laser*

- deep penetration welding*. In: Mordike, B.L. (Editor): *Laser Treatment of Materials* (Proc. Europ. Conf. on Laser Treatment of Materials, ECLAT'92). Oberursel: DGM Informationsgesellschaft - Verlag, 1992, S. 693-698.
- [31] KROOS, J. ; GRATZKE, U. ; SIMON, G. : *Towards a self-consistent model of the keyhole in penetration laser beam welding*. J. Phys. D: Appl. Phys. 26 (1993), S. 474-480.
 - [32] BECK, M.: *Modellierung des Lasertiefschweißens*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1996. Stuttgart: Teubner, 1996 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW).
 - [33] SOLANA, P.; OCANA, J. L.: *A mathematical model for penetration laser welding as a free-boundary problem*. J. Phys. D: Appl. Phys. 30 (1997), S. 1300-1313.
 - [34] MAZUMDER, J.; STEEN, W. M.: *Heat transfer model for cw laser material processing*. J. Appl. Phys. 51(2), February 1980, S. 941-947.
 - [35] WEI, P. S.; WU, T. H.; CHOW, Y. T.: *Investigation of high-intensity beam characteristics on welding cavity shape and temperature distribution*. Journal of Heat Transfer, February 1990, Vol. 112, S. 163-169.
 - [36] SUDNIK, W.; RADAJ, D.; EROFEEV, W.: *Computerized simulation of laser beam welding, modelling and verification*. J. Phys. D: Appl. Phys. 29 (1996), S. 2811-2817.
 - [37] FREWIN, M. R.; SCOTT, D. A.: *Numerical and experimental investigation of pulsed Nd: YAG laser welding*. Proc. ICALEO'95, 1995, S. 904-913.
 - [38] RAVIGURURAJAN, T. S.; ZUBAIR, M. M.: *Finite element analysis of a laser welding system with the convective boundary conditions*. Proc. ICALEO'96, 1996-Section B, S. 136-145.
 - [39] BECK, M.; BERGER, P.; PALLE, N.; DANTZIG, J.A.: *Aspekte der Schmelzbaddynamik beim Laserschweißen mit hoher Bearbeitungsgeschwindigkeit*. In: WAIDELICH, W. (Editor): *Laser in der Technik: Vorträge des 10. Int. Kongr. Laser 91*. Berlin, Springer, 1992, S. 429-434.
 - [40] FUHRICH, T.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Marangoni effect in laser deep penetration welding of steel*. Proc. ICALEO'99, 1999-Section E, S. 166-175.
 - [41] FLUID DYNAMICS INTERNATIONAL, INC., FDI: FIDAP 7.0, Produktspezifikationen, 1993.
 - [42] BANAS, C. : *High power laser welding*. Industrial Laser Handbook, 1986, S. 69-86.
 - [43] BANAS, C.; DOYLE, B.: *Twin spot laser welding*. United States Patent 4 691 093, Sept. 1, 1987.

- [44] ARATA, Y.; NABEGATA, E.; IWAMOTO, N.: *Tandem electron beam welding (Report II.)* Trans. JWRI 7 (1987) 2, S. 85-95.
- [45] ARATA, Y.: *Challenge to laser advanced materials processing*. Proc. of Int. Conf. on Laser Advanced Mat. Proc., Osaka (1987) , S. 3-12.
- [46] NUSS, R.; ERNST, F.; DIEHL, T.: *High-power laser welding on its way into automotive production*. 23rd International Symposium on Automotiv Technology & Automation (ISATA), Advanced Automotiv Manufacturing Proceedings Volume I; Stream A, Österreich, Wien, 3.-7., 12. 90, S. 358-364.
- [47] GLUMANN, C.; RAPP, J.; BEA, M.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Combining of two high power lasers - A New Dimension in Laser Material Processing*. In: Proc. of ISATA'93, Aachen (1993), S. 239-246.
- [48] GLUMANN, C.: *Verbesserte Prozeßsicherheit und -qualität durch Strahlkombinationen beim Laserschweißen*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1996. Stuttgart: Teubner, 1996 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW).
- [49] RAPP, J.: *Laserschweißbeignung von Aluminiumwerkstoffen für Anwendungen im Leichtbau*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1996. Stuttgart: Teubner, 1996 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW).
- [50] DAUSINGER, F.; FAISST, F.; GLUMANN, C.; HACK, R.: *Effiziente Strahladdition zum Laserschweißen*. Laser und Optoelektronik 27(4), 1995, S. 45-50.
- [51] DAUSINGER, F.; HACK, R.: *Multi-beam technique to increase power, flexibility and quality*. Proceeding of the 6th European Conference on Laser Treatment of Materials, ECLAT'96, September 16-18, 1996, Stuttgart/Germany. Edited by: F. DAUSINGER et al., S. 19-28.
- [52] NARIKIYO, T.; MIURA, H.; FUJINAGA, S.; OHMORI, A.; INOUE, K.: *Plume behaviour during welding with two Nd:YAG laser beams combined*. J. Phys. D: Appl. Phys. 31 (1998), S. 2331-2337.
- [53] NARIKIYO, T.; MIURA, H.; FUJINAGA, S.; OHMORI, A.; INOUE, K.: *Comination of two Nd:YAG laser beams and their welding characteristics*. Journal of Laser Application, Vol. 11(2), April 1999, S. 91-95.
- [54] DAUSINGER, F.; HOHENBERGER, B.; SCHINZEL, C.; CHANG, C.-L.: *Laserschweißen von Aluminiumlegierungen - Ein Angebot an den Schienenfahrzeugbau*. Vorträge der 3. Fachtagung, Fugen und Konstruieren im Schienenfahrzeugbau, 19-20, Mai, 1999, S. 1-7.
- [55] HOHENBERGER, B.; CHANG, C.-L.; SCHINZEL, C.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Laser Welding with Nd:YAG-Multi-Beam Technique*. Proc. ICALEO'99, 1999-Section D, S. 167-176.
- [56] HÜGEL, H.: *Solid state lasers - development trends and application potentials*. 7th

- NOLAMP Conference, Edited by: V. KUJANPÄÄ and J. ION, 1999, S. 1-12.
- [57] FUJINAGA, S.; MIURA, H.; NARIKIYO, T.; OHMORI, A.; KATAYAMA, S.: *Development of integration systems of high power three Nd:YAG lasers for material processing*. In: Dausinger, F.(Herg.): Proc. of the 6th European Conference on Laser Treatment of Materials (ECLAT' 96), Stuttgart, 1996, S. 789-796.
 - [58] MIURA, H.; FUJINAGA, S.; OHMORI, A.: *Enhancement of SUS304 penetration by irradiation with pulse excited YAG laser beam together with two rectangularly modulated CW YAG laser beams*. J. Phys. D: Appl. Phys. 31 (1998) S. L67-L70.
 - [59] KANNATEY-ASIBU, E. JR.: *Thermal aspects of the split-beam laser welding concept*. Journal of Engineering Materials and Technology, April 1991, Vol. 113, S. 215-221.
 - [60] LIU, Y.-N.; KANNATEY-ASIBU, E. JR.: *Laser beam welding with simultaneous gaussian laser preheating*. Journal of Heat Transfer, Transactions of the ASME, February 1993, Vol. 115, S. 34-41.
 - [61] LIU, Y.-N.; KANNATEY-ASIBU, E. JR.: *Finite element analysis of heat flow in dual-beam laser welded tailored blanks*. Proc. ICALEO'94, 1994, S. 694-703.
 - [62] FREWIN, M.; DUNNE, D.; SCOTT, A.: *Numerical and experimental investigation of tandem pulsed Nd:YAG laser welding*. Proc. ICALEO'96, 1996-Section B, S. 214-223.
 - [63] KAR, A.; SCOTT, J. E.; LATHAM, W. P.: *Effects of mode structure on three-dimensional laser heating due to single or multiple laser beams*. J. Appl. Phys. 80(2), 15 July 1996, S. 667-674.
 - [64] DANKE, M.: *Schweißen mit BEAM COMBINING - Simulation und Experiment* -. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1992 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW-92-28).
 - [65] CHANG, C.-L.: *Modelling of laser penetration welding using multi-focus technique*. International Workshop on Stability of Laser Beam Welding, 02-04 Feb. 2000, Hirschegg, Germany.
 - [66] CARSLAW, H. S.; JAEGER, J. C.: *Conduction of heat in solids*. 2nd. ed. Oxford: University Press, 1990.
 - [67] RYKALIN, N.N.: *Berechnung der Wärmevorgänge beim Schweißen*. VEB Technik Verlag Berlin (1957).
 - [68] CHRISTENSEN, N.; DAVIES, V. de L.; GJERMUNDSEN, K.: *Distribution of temperatures in Arc Welding*. British Welding Journal Vol 12, 1965, S. 54.
 - [69] ELMER, J. W.; GIEDT, W. H.; EAGER, T. W.: *The transition from shallow to deep penetration during electron beam welding*. Welding Research Supplement, May 1990, S. 167-176.

- [70] HEIPLE, C. R.; ROPER, J. R.; STANGER, R. T.; ADEN, R. J.: *Surface active element effects on the shape of GTA, laser and electron beam welds*. Welding Research Supplement, March 1983, S. 72-77.
- [71] ZACHARIA, T.; DAVID, S. A.; VITEK, J. M.; DEBROY, T.: *Weld pool development during GTA and laser beam welding of type 304 stainless steel, part I - theoretical analysis*. Welding Research Supplement, December 1989, S. 499s-509s.
- [72] ZACHARIA, T.; DAVID, S. A.; VITEK, J. M.; DEBROY, T.: *Weld pool development during GTA and laser beam welding of type 304 stainless steel, part I - experimental correlation*. Welding Research Supplement, December 1989, S. 510s-519s.
- [73] TSAI, M. C.; KOU, S.: *Marangoni convection in weld pools with a free surface*. International Journal for Numerical Methods in Fluids, Vol. 9, 1989, S. 1503-1516.
- [74] AIDUN, D. K.; MARTIN, S. A.: *Effect of sulfur and oxygen on weld penetration of high-purity austenitic stainless steels*. Journal of Materials Engineering and Performance, ASM International, Vol. 6 (4), August 1997, S. 496-502.
- [75] GOUFFÉ, A.: *Corrections d'ouverture des corps-noirs artificiels compte tenu des diffusions multiples internes*. Revue d'Optique 24, 1945, S. 1-10.
- [76] DAUSINGER, F.: *Strahlwerkzeug Laser: Energieeinkopplung und Prozeßeffektivität*. Habilitation Universität Stuttgart, Forschungsberichte des Institutes für Strahlwerkzeuge, B.G. Teubner Verlag Stuttgart (1995).
- [77] BEYER, E.; BEHLER, K.; HERZIGER, G.: *Influence of laser beam polarisation in welding*. In: HÜGEL, H. (Editor): Lasers in Manufacturing (Proc. of the 5th Int. Conf. LIM-5, 13-14 Sept. 1988 Stuttgart). Berlin: Springer 1988, S. 233-240.
- [78] KERN, M.: *Simulation der Absorption polarisierter Laserstrahlung beim Laser-Tiefschweißen*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1993 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW-93-09).
- [79] KERN, M. BECK M.: *Absorption simulation of a polarized laser beam at deep penetration welding*. In: KAPLAN A. SCHUÖCKER, D. (Herg.): Proceeding on modelling of laser material processing (8th meeting, Igls/Innsbruck, 1993). Wien: IST der TU Wien, 1993.
- [80] IWASA, T.; SAKAMOTO, H.: *Effect of dual beam parameters on seam quality*. International Workshop on Stability of Laser Beam Welding, 02-04. Feb. 2000, Hirschegg, Germany.
- [81] SETO, N.; MATSUNAWA, A.; KOBAYASHI, Y.: *Real-time observation of metal flow in molten pool during twin YAG laser welding*. JWRI Osaka University, 2000.
- [82] SETO, N.; MATSUNAWA, A.: *X-ray Inspection of Porosity Formation in Dual*

- Beam Welding*. International Workshop on Stability of Laser Beam Welding, 02-04. Feb. 2000, Hirschegg, Germany.
- [83] HOHENBERGER, B.; MÜLLER, M.G.: *Phenomena of blow hole formation*. International Workshop on Stability of Laser Beam Welding, 02-04. Feb. 2000, Hirschegg, Germany.
 - [84] DUMORD, E.; JOUVARD, J-M. GREVEY, D.: *Modelling of keyhole during cw Nd:YAG laser welding*. Proc. ICALEO'95, 1995, S. 951-960.
 - [85] KERN, M.; SCHNEIDER, M.; BERGER, P.; HÜGEL, H.: *Simulation modul for 3D-keyhole formations in deep penetration welding*. In: KAPLAN, A.; SCHRÖDER, D. (Herg.): *Proceedings on mathematical Modeling of materials proceeding with lasers* (12th meeting Igls/Innsbruck, 1997). Wien: IST der TU, 1997.
 - [86] PARKUS, H.: *Thermoelasticity*. Springer-Verlag.
 - [87] LANDAU, L. D.; LIFSCHITZ, E. M.: *Elastizitätstheorie*. Lehrbuch der Theoretischen Physik, Band VII, 7. Auflage, Akademie Verlag, 1991.
 - [88] POSTACIOGLU, N.; KAPADIA, P.; DOWDEN, J. M.: *The thermal stress generated by a moving elliptical weldpool in the welding of thin metal sheets*. J. Phys. D.: Appl. Phys. 30 (1997), S. 2304-2312.
 - [89] MELAN, E.: *Wärmespannungen in einer Scheibe infolge einer wandernden Wärmequelle*. Ingenieur-Archiv, Band XX (1952), S. 46-48.
 - [90] RADAJ, D.: *Wärmewirkungen des Schweißens. Temperaturfeld, Eigenspannungen, Verzug*. Springer-Verlag, 1988.
 - [91] DOWDEN, J.; DUCHARME, R.; KAPADIA, P.; CLUCAS, A.: *A mathematical model for the penetration depth in welding with continuous CO₂ lasers*. Proc. ICALEO'94, 1994, S. 451-460.
 - [92] KUSSMAUL, K.: *Schweißen*. WS 97/98. Stuttgart: Materialprüfungsanstalt Stuttgart MPA, S. 33.
 - [93] KUSSMAUL, K.: *Wärmebehandlung von Stählen*. SS 98. Stuttgart: Materialprüfungsanstalt Stuttgart MPA.
 - [94] GREF, W.: *Grundlagenuntersuchung zum Zweistrahlsschweißen mit der Nd: YAG-Doppelfasertechnik*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1998 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW-98-06).
 - [95] HOHENBERGER, B.: *Laserstrahlsschweißen mit der Nd:YAG-Doppelfokustechnik*. Dissertation in Vorbereitung, Universität Stuttgart, 2000.
 - [96] KAWAZUMI, H.: *Technik der Lasermaterialbearbeitung*. Übersetzung aus dem Japanischen. SU, P. S., Fu-Han Verlag, Tainan, Taiwan, 1993, S. 85.
 - [97] GUGGLOTZ, E.: *Gepulste Nd:YAG-Laser in der Feinwerktechnik: Materialbear-*

- beitung mit Licht*. [LASAG]. - Landsberg/Lech : Verlag Moderne Industrie, 1998, S. 39.
- [98] SCHUMANN, H.: *Metallographie*. 8., verbesserte Auflage, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1974, S. 139.
- [99] SCHMITT-THOMAS, K.G.: *Metallkunde für das Maschinenwesen: Band II Gleichgewichts- und Ungleichgewichtszustände*. Springer-Verlag Berlin, 1995.
- [100] DAUSINGER, F.: *Laser-Materialbearbeitung: Kostengünstiger durch Steigerung des Einkoppelgrads*. Laser und Optoelektronik, 27(2), 1995, S. 54-63.
- [101] SWIFT-HOOK, D. T. ; GICK, A.E.F.: *Penetration welding with lasers*. Welding Research Supplement , 1973, S. 492s-499s.
- [102] STÖCKER, H.: *Taschenbuch mathematischer Formeln und moderner Verfahren*. 4., korrigierte Auflage, Verlag Harri Deutsch, 1999, S. 341.
- [103] ARATA, Y.; MARUO, H.; MIYAMOTO, I.: *Application of laser material processing - Heat flow in laser hardening*, IIW Doc. IV-241-78, IIW Doc. 212-436-78, 1978.
- [104] SCHULZ, W.; BECKER, D.; FRANKE, J.; KEMMERLING, R.; HERZIGER, G.: *Heat conduction losses in laser cutting of metals*. J. Phys. D. : Appl. Phys. 26 (1993), S. 1357-1363.

Danksagung

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Strahlwerkzeuge (IFSW) der Universität Stuttgart.

Herrn Professor Dr.-Ing. habil. H. Hügel, dem Direktor des Instituts für Strahlwerkzeuge, danke ich von ganzem Herzen sowohl für die Vergabe des interessanten Themas und das in meine Person gesetzte Vertrauen als auch für die zahlreichen wissenschaftlichen Diskussionen und Anregungen, die maßgeblich zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben, sowie für die Entfaltung meiner Persönlichkeit in Deutschland.

Herrn Professor Dr. rer. nat. S. Schmauder von der staatlichen Materialprüfungsanstalt (MPA) Stuttgart bedanke ich mich sehr für die sorgfältige Durchsicht des Manuskriptes sowie für die freundliche Übernahme des Mitberichtes.

Mein Dank gilt auch Herrn Professor Dr. rer. nat. habil. F. Dausinger, der mich in seiner Abteilung aufnahm und der den stetigen Fortschritt meiner Arbeit mit seinen wertvollen und praxisnahen Ratschlägen begleitete.

Allen Mitarbeitern des Instituts möchte ich auch für die außerordentlich angenehme Arbeitsatmosphäre und die gute Zusammenarbeit danken, besonderes den Kollegen aus der Abteilung Verfahrensentwicklung für ihre ständige Diskussionsbereitschaft. Insbesondere Herrn Dipl.-Ing. J. Sigel, Herrn Dr.-Ing. K. Frederking, Herrn Dipl.-Ing. B. Hohenberger, Herrn Dipl.-Ing. M. Brandner und Frau Dipl.-Phys. G. Seibold gilt mein spezieller Dank für die hilfreichen Diskussionen und das gewissenhafte Korrekturlesen dieser Arbeit.

Dank gebührt auch Frau G. Pokern für ihre engagierte Unterstützung bei meinen kleinen und großen Kämpfen mit aller Art von Bürokratie.

Schließlich möchte ich mich bei meinen Eltern für ihre unermüdliche Unterstützung bedanken. Ganz besonders bin ich meiner Ehefrau Chin-Mei Wu sehr dankbar, daß sie mich in den schwierigen Phasen meiner Promotionszeit aktiv unterstützte.

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW (Institut für Strahlwerkzeuge)

Herausgegeben von

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

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

Zoske, Uwe

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

Gorriz, Michael

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

Mohr, Ursula

Geschwindigkeitsbestimmende
Strahleigenschaften und Einkoppelmechanismen
beim CO₂-Laserschneiden von Metallen
1993, 130 Seiten, ISBN 3-519-06207-0

Rudlaff, Thomas

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

Borik, Stefan

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

Paul, Rüdiger

Optimierung von HF-Gasentladungen für schnell
längsgeströmte CO₂-Laser
1994, 149 Seiten, ISBN 3-519-06210-0

Wahl, Roland

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

Frederking, Klaus-Dieter

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

Grünewald, Karin M.

Modellierung der Energietransferprozesse in
längsgeströmten CO₂-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 CO₂-
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

Kreputat, Walter

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

Xiao, Min

Vergleichende Untersuchungen zum Schneiden
dünner Bleche mit CO₂- 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

Laserschweißseignung 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 CO₂-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 CO₂-Laserstrahlung
1997, 143 Seiten, ISBN 3-519-06231-3

Stöhr, Michael

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

Plaß, Wilfried

Zerstörschwellen und Degradation von CO₂-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 CO₂-Lasern im Leistungsbereich bis 5 kW
1998, 165 Seiten, ISBN 3-519-06237-2

Krupka, Rene

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

Pfeiffer, Wolfgang

Fluiddynamische und elektrophysikalisch optimierte Entladungsstrecken für CO₂-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 CO₂-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 magnetofluiddynamische 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

