

Laser in der Materialbearbeitung

Forschungsberichte des IFSW

Friedrich Dausinger

**Strahlwerkzeug Laser:
Energieeinkopplung und
Prozeßeffektivität**

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 einer Werkzeugmaschine. 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 Industrie wie in Forschungsinstituten tätigen Interessentenkreis über abgeschlossene Forschungsarbeiten, Themenschwerpunkte und Dissertationen informieren. Studierenden soll die Möglichkeit der Wissensvertiefung gegeben werden. Die Reihe ist auch offen für Arbeiten, die außerhalb des IFSW, jedoch im Rahmen von gemeinsamen Aktivitäten entstanden sind.

Strahlwerkzeug Laser:

Energieeinkopplung und Prozeßeffektivität

Von Dr. rer. nat. habil. Friedrich Dausinger
Universität Stuttgart

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

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

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Dr.h.c.mult. Hans-Jürgen Warnecke

Kurzfassung

Vor dem Hintergrund kostenbedingter Akzeptanzprobleme für Laserverfahren wurde der Einfluß von Strahlparametern, vor allem der **Wellenlänge**, auf die **Prozeßeffektivität** untersucht. Dazu wurden die Beiträge zum Prozeßwirkungsgrad, nämlich **thermischer** und **Einkopplungswirkungsgrad**, näherungsweise berechnet. Für den Einkoppelwirkungsgrad war es zunächst notwendig prozeßrelevante Absorptionswerte für technische Werkstoffe zu ermitteln, wofür eine Extrapolationsmethode erarbeitet wurde. Mit den dadurch gewonnenen Hochtemperaturabsorptionswerten, Modellen für verfahrenstypische Wechselwirkungsgeometrien und thermischen Näherungslösungen konnten die wesentlichen Einflüsse der Strahlparameter auf den Wirkungsgrad der Verfahren Härten, Umschmelzen, Schweißen und Schneiden offengelegt werden. Es wurde eine einheitliche Auftragsart (**Vergleichsauftragung**) abgeleitet, die erlaubt, experimentelle Daten hinsichtlich Prozeß- und Einkopplungswirkungsgrad zu analysieren und Extrapolationen vorzunehmen. Die theoretischen Prognosen wurden durch experimentelle Ergebnisse, die überwiegend aus der Arbeitsgruppe des Autors stammen, evaluiert und bezüglich modellmäßig nicht erfaßter Einflüsse (z.B. Oxidation) ergänzt.

Abhängig vom Verfahren ergaben sich unterschiedliche Einflüsse der Strahlparameter auf den **Einkopplungswirkungsgrad**: Bei den **Oberflächenverfahren** ist die Einkopplung stark von den Strahlparametern Wellenlänge und Polarisation abhängig. Durch deren Optimierung kann die Einkopplung um ein Vielfaches gesteigert werden. Die Einkopplung für das **Tiefschweißen** wird vorwiegend vom Aspektverhältnis Kapillartiefe zu Fokussdurchmesser und von der über alle Einfallswinkel gemittelten Verdampfungstemperaturabsorption des zu schweißenden Werkstoffs bestimmt. Vor allem bei geringen Einschweiß-tiefen und schlecht absorbierenden Werkstoffen kann die Einkopplung durch bessere Fokussierbarkeit oder kürzere Wellenlänge gesteigert werden. Beim **Schneiden** ist generell für lineare Polarisation höhere Einkopplung als bei zirkularer zu erwarten. Die Wellenlängenabhängigkeit der Absorption bei hohen Einfallswinkeln hat zur Folge, daß bei großen Aspektverhältnissen langwellige, bei kleinen, wie sie z.B. beim Schneiden von Karosserieblech auftreten, hingegen kurzwellige Strahlen höhere Einkopplung ergeben. Beim **Brennschneiden** von Stahl wird der höchste Prozeßwirkungsgrad bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit beobachtet. Oberhalb von 6 m/min scheint der Leistungsbeitrag der Verbrennung absolut konstant zu bleiben und damit relativ an Bedeutung zu verlieren. **Oberflächenrauigkeit, nichtmetallische Schichten** (einschließlich im Prozeß entstehender **Oxidschichten**) und **Zusatzwerkstoffe** verstärken im allgemeinen die Einkopplung, ihr Einfluß ist jedoch verfahrensabhängig: Groß beim Härten, gering bei umschmelzenden Oberflächenverfahren und verschwindend beim Schneiden. Der **thermische Wirkungsgrad** wächst mit steigender Strahlleistung zunächst stark an und nähert sich dann einem verfahrensabhängigen Grenzwert. Der Leistungsbedarf für hohen Wirkungsgrad skaliert linear mit Bearbeitungstiefe, Prozeßtemperatur und Wärmeleitfähigkeit.

Aus den gewonnenen Ergebnisse kann Nutzen gezogen werden für Expertensysteme, Wirtschaftlichkeitsberechnungen, Auswahl von Lasersystemen und Auslegung von Laserverfahren. Sie zeigen darüber hinaus das Potential zur Steigerung des Prozeßwirkungsgrads, das mit innovativen Lasersystemen wie diodengepumpten Festkörperlaser und fraktalen Lasersystemen ausgeschöpft werden kann.

Inhaltsverzeichnis

Kurzfassung	5
Inhaltsverzeichnis.....	6
Formelzeichen und Abkürzungen.....	9
1 Einführung	13
1.1 Motivation und Ziel.....	13
1.2 Die Rolle der Strahleigenschaften in der Materialbearbeitung mit Lasern	17
2 Thermischer Wirkungsgrad und normierte Darstellungen.....	26
2.1 Normierte dimensionslose Darstellung zur Bestimmung des thermischen Wirkungsgrades.....	26
2.2 Näherungslösungen.....	30
2.2.1 Oberflächenbehandlung	30
2.2.2 Tiefschweißen	33
2.2.3 Schneiden	38
2.3 Darstellung für experimentelle Vergleiche: Vergleichs-Auftragung	44
2.4 Auswertende Zusammenfassung	49
3 Absorption von Laserstrahlen	51
3.1 Grundlegende Beziehungen	51
3.1.1 Absorptionskoeffizient	51
3.1.2 Absorptionsgrad bei senkrechtem Strahleinfall	52
3.1.3 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit des Absorptionsgrades	53
3.1.4 Zusammenhang zwischen optischen und elektrischen Stoffgrößen.....	54
3.1.5 Drude - Theorie	56
3.1.6 Intraband- und Interbandübergänge.....	58

3.2 Experimentelle Absorptionsdaten fester und flüssiger Metalle.....	60
3.2.1 Absorption bei Raumtemperatur.....	60
3.2.2 Absorption bei höherer Temperatur.....	65
3.2.3 Absorptionsgrad technischer Oberflächen	68
3.3 Berechnung der Absorption in festen und flüssigen Metallen	70
3.3.1 Eisen und Stahl	70
3.3.2 Aluminium und -legierungen.....	79
3.4 Absorption in Plasmen	83
3.5 Auswertende Zusammenfassung	85
4 Berechnung des Einkoppelgrads	87
4.1 Härten und Umschmelzen	87
4.2 Tiefschweißen.....	88
4.3 Schneiden.....	92
4.4 Auswertende Zusammenfassung	96
5 Experimentelle Ergebnisse	97
5.1 Härten.....	98
5.2 Umschmelzende Oberflächenverfahren.....	102
5.3 Tiefschweißen.....	107
5.4 Schneiden.....	113
5.5 Auswertende Zusammenfassung	118
6 Potential zur Steigerung des Prozeßwirkungsgrades	121
6.1 Härten.....	123
6.2 Umschmelzen	125

6.3 Schweißen	128
6.4 Schneiden	129
6.5 Andere Verfahren	132
6.6 Auswertende Zusammenfassung	133
7 Zusammenfassung	134
Literatur	138
Danksagung	144

Formelzeichen und Abkürzungen

a_n	Koeffizienten der Vergleichs-Darstellung
A	Absorptionsgrad
A_p	Absorptionsgrad für parallel zur Einfallsebene polarisiertes Licht
A_s	Absorptionsgrad für senkrecht zur Einfallsebene polarisiertes Licht
A_n	Gewichtungsfaktor des Interband-Übergangs n
c	Lichtgeschwindigkeit (im Vakuum)
c_p	spezifische Wärme
c_w	Dauerstrich
C	Konzentration
d	Strahldurchmesser
d_f	Fokusbildungsdurchmesser
d_L	Taillendurchmesser des Rohstrahls
d_O	Strahldurchmesser auf fokussierender Optik
d_W	Strahldurchmesser auf Werkstückoberfläche
D	Temperaturleitfähigkeit
D_P	im Temperaturbereich R.T. bis T_P gemittelte Temperaturleitfähigkeit
E	elektrische Feldstärke oder Energie
E_F	Fermi-Energie
e	Elementarladung
f	Brennweite
F	Fokussierzahl
I	Intensität
h_b	spezifische Verdampfungsenthalpie
h_m	spezifische Schmelzenthalpie
H_{ox}	Verbrennungswärme/Volumen
H_P	zum Erwärmen auf T_P pro Volumen erforderliche Wärme (Wärmebedarf)
H_s	Wärmebedarf des Schnittfugenvolumens
k	Absorptionsindex (Betrag der imaginären Komponente des komplexen Brechungsindex)

k_{in}	Gewichtungsfaktor des Interband-Übergangs n
K	Kennzahl für Strahlqualität
l_{α}	Eindringtiefe
L	Wärmeleitfähigkeit
L_P	im Temperaturbereich $R.T.$ bis T_P gemittelte Wärmeleitfähigkeit
m_e	Elektronenmasse
M	effektive Elektronenmassenzahl
M^2	Kennzahl für Strahlqualität
n	Brechzahl (Realteil des komplexen Brechungsindex)
n_e	Elektronendichte
N	komplexer Brechungsindex
o	Flächeninhalt der Eintrittsöffnung eines Hohlraums
O	Flächeninhalt der Wand eines Hohlraums
O_K	Oberfläche der den Hohlraum umfassenden Kugel
p	parallel
P_F	zur Erhitzung des Schnittfugenmaterials verwandter Leistungsanteil
P_L	Laserleistung
P_{LO}	Schwell-Leistung in Vergleichs-Auftragung
P_{ox}	Leistungsbeitrag einer Verbrennung
P_r	reflektierte Laserleistung
P_V	Verlustleistung
q	Strahlparameterprodukt, Fokussierbarkeit
r_f	Fokusradius
R	Reflexionsgrad
R_a	Rauhtiefe
$R.T.$	Raumtemperatur
s	Bearbeitungstiefe oder senkrecht (Polarisation)
s^*	bezogene Bearbeitungstiefe
s_H	Einhärtetiefe
T	Temperatur oder Transmission
T_b	Verdampfungstemperatur

T_m	Schmelztemperatur
T_{\max}	prozeßspezifische Temperaturgrenze
T_o	Oberflächentemperatur an Schnittfront
TEM_{00}	Grundmode
v	Vorschubgeschwindigkeit
v^*	dimensionslose Vorschubgeschwindigkeit
v_{ox}	Vordringgeschwindigkeit der Oxidationsfront
V_{ox}	oxidiertes Volumen
W	Breite der Bearbeitungszone
X	dimensionslose absorbierte Leistung
Y	dimensionslose Geschwindigkeit
YAG	Yttrium-Aluminium-Granat
z_f	Fokustiefe, Rayleigh-Länge

α	Absorptionskoeffizient oder Neigungswinkel der Schnittfront
δ	Dämpfungskoeffizient
ε	elektrische Permittivität
ε_r	Permittivitätszahl
ε_D	Drude- oder Intraband-Beitrag zur Permittivitätszahl
ε_i	Interband-Beitrag zur Permittivitätszahl
ε_0	elektrische Feldkonstante
η_A	Einkoppelwirkungsgrad, Einkoppelgrad
η_P	Prozeßwirkungsgrad
η_{ih}	thermischer Wirkungsgrad
Θ	voller Divergenzwinkel von Laserstrahlen
Θ_f	Divergenzwinkel fokussierter Laserstrahlen
Θ_L	Divergenzwinkel des Rohstrahls
Θ^*	dimensionslose Temperatur
λ	Wellenlänge (im Vakuum)
λ_{in}	Wellenlänge des Interbandübergangs n
λ_{Dm}	Aus Stoßfrequenz berechnete Wellenlänge des Drude-Terms m
μ	magnetische Permeabilität
μ_r	Permeabilitätszahl
ρ	spezifischer elektrischer Widerstand oder Dichte
σ	elektrische Leitfähigkeit
σ_0	elektrische Gleichstrom-Leitfähigkeit
σ_{Dm}	Beitrag des Drude-Terms zur elektrischen Leitfähigkeit
Φ	Einfallswinkel (gegen Flächennormale gemessen)
ω	Laserkreisfrequenz
ϖ_c	Stoßfrequenz
ω_{cD}	Stoßfrequenz der Drude-Elektronen
ω_{ci}	Stoßfrequenz der Interband-Elektronen
ω_{ee}	Elektron-Elektron-Stoßfrequenz
ω_{in}	Resonanzkreisfrequenz des Interband-Übergangs n
ω_P	Plasmafrequenz

1 Einführung

1.1 Motivation und Ziel

Laserverfahren für die Materialbearbeitung weisen gegenüber den klassischen Verfahren, die sie ersetzen können, eine Reihe von technischen Vorteilen auf, die im wesentlichen in der örtlich und zeitlich exakt begrenzten Energieeinwirkung des thermischen Werkzeugs Laserstrahl begründet sind. Zwar haben bisher vor allem das Schneiden und Schweißen, zunehmend auch das Oberflächenbehandeln, weltweit Eingang in die industrielle Praxis gefunden, doch ist der große Durchbruch, der angesichts der Vorteile zu erwarten wäre, bisher ausgeblieben. Wichtige Ursachen hierfür sind einerseits Wissensdefizite in der Industrie, andererseits die hohen Kosten, die mit dem Einsatz teurer Lasergeräte verbunden sind. Ziel der vorliegenden Arbeit ist es, die den Prozeßwirkungsgrad bestimmenden Zusammenhänge darzustellen und aufzuzeigen, wie Laserverfahrenkosten- und energiesparend, oder, um einen modernen Ausdruck zu gebrauchen, "lean" gestaltet werden können.

Der naheliegende Weg, Kosten zu senken ist, Lasergeräte zu entwickeln, die aufgrund ihres Aufbaus kostengünstig produziert werden können. Hierfür bieten sich vor allem Halbleiterlaser an, welche bei ausreichenden Stückzahlen zu Preisen hergestellt werden können, die eine sprunghafte Ausbreitung der Lasermaterialbearbeitung erwarten lassen.

Ein weiterer Weg zur Kostensenkung ist die Steigerung des **Prozeßwirkungsgrads** η_P . Darunter wird im folgenden die Ausbringung, also zum Beispiel das pro Zeiteinheit erzeugte Schmelzbadvolumen, dividiert durch die Leistung des Laserstrahls verstanden. Der Prozeßwirkungsgrad setzt sich zusammen aus dem Einkopplungswirkungsgrad oder kurz Einkoppelgrad η_A und dem thermischen Wirkungsgrad η_{th}

$$\eta_P = \eta_A \cdot \eta_{th} \quad (1)$$

Der **Einkoppelgrad** η_A mißt den Anteil der Laserleistung, der dem Werkstück für den Prozeß zur Verfügung gestellt wird. In einfach gelagerten Fällen ist er gleich dem Absorptionsgrad des Werkstoffs, meist jedoch ergibt er sich aus mehreren Absorptions-, Übertragungs- und Verlustmechanismen.

Der **thermische Wirkungsgrad** η_{th} beschreibt, in welchem Umfang die im Werkstück aufgenommene Leistung nutzbringend, z.B. zur Erzeugung einer Schweißnaht, umgesetzt wird. Er wird durch Wärmeleitungsverluste begrenzt.

Die Bedeutung des Prozeßwirkungsgrads wird bisher allgemein unterschätzt. Es ist weitgehend unbekannt, daß die teuer erzeugte Laserleistung heute generell zu weniger als 50 %, teilweise sogar weniger als 20 % genutzt wird!

Diese Unkenntnis ist eigentlich überraschend, wenn man bedenkt, welche Fülle von experimentellen Daten inzwischen zur Verfügung steht. Es mag daran liegen, daß das vorhandene Wissen nur selten in einer Form aufbereitet wird, die erlaubt, die einzelnen Wirkungsgrade auf unkomplizierte Weise abzuschätzen. Durch eine einfache, jedoch die wesentlichen Abhängigkeiten berücksichtigende Darstellung soll hier Abhilfe geschaffen werden. Eine normierte Auftragsweise soll erlauben, bisher wenig kompatible Einzelergebnisse, die an verschiedenen Stellen mit unterschiedlichen Lasern erzielt wurden, einheitlich darzustellen.

Weiterhin soll auf der Basis fremder und eigener Rechenergebnisse untersucht werden, wie weit sich der Prozeßwirkungsgrad durch Wahl optimaler Strahlparameter steigern läßt:

Welche Verbesserungen sind z.B. zu erwarten, wenn man anstelle der weitverbreiteten CO₂-Laser solche mit kürzeren Wellenlängen einsetzt? Allgemein bekannt ist, daß zu kürzeren Wellenlängen hin der Absorptionsgrad für senkrechten Strahleinfall ansteigt. Wie ist dann zu erklären, daß mit CO₂-Lasern bei gleicher Leistung immer noch höhere Bearbeitungsgeschwindigkeiten erzielt werden können als mit Nd:YAG-Lasern?

Welche Rolle spielt dabei der Einfallswinkel? Nur in wenigen Fällen trifft der Laserstrahl senkrecht auf. Welcher Einkoppelgrad ergibt sich bei den hohen Winkeln, die im Schnittspalt oder in einer Dampfkapillare auftreten?

Mit diodengepumpten Slab-Aufbauten kann bei Festkörperlasern ein revolutionärer Durchbruch zu hoher Strahlqualität erzielt werden. In wenigen Jahren können Multi-kilowatt-Festkörperlaser, die um 1 - 2 Zehnerpotenzen kleinere Fokusburchmesser erlauben, zur Verfügung stehen. Lohnen sich die dafür erforderlichen F&E-Anstrengungen? Ist es sinnvoll, durch Frequenz-Vervielfachung Wellenlänge und Fokusburchmesser weiter zu verkleinern? Kann dies z.B. sinnvoll sein für eine Schweißnahtbreite von 1 mm, wie sie beim Überlappschweißen von Karosserieblechen erforderlich ist? Oder sollte man besser die höhere örtliche Auflösung für Strahlformung nutzen und dadurch den Prozeßwirkungsgrad steigern?

Im folgenden wird angestrebt, auch für Praktiker verständliche Antworten auf diese und ähnliche Frage zu geben:

Im Kapitel 1.2 wird zunächst einführend Basiswissen zusammengefaßt, das zum Verständnis dieser Arbeit notwendig ist. Für eine vollständigere und tiefergehende Darstellung der Grundlagen der Materialbearbeitung mit Lasern wird auf Hügel [1] verwiesen. In Kapitel 2 werden auf der Basis von Näherungslösungen die den thermischen Wirkungsgrad beeinflussenden Zusammenhänge dargestellt und eine Auftragsart erarbeitet, die erlaubt, mit unterschiedlichen Lasern gewonnene Ergebnisse zu vergleichen und zu interpretieren.

Kapitel 3 befaßt sich mit der Absorption in Metallen. Es wird eine Übersicht über Literaturwerte gegeben, die erhebliche Defizite bei den in der Materialbearbeitung üblichen Prozeßtemperaturen aufweist. Daher werden in der Literatur angegebene Näherungslösungen zur Berechnung der Absorption in Abhängigkeit von Temperatur und Wellenlänge ausgebaut und auf die reinen Metalle Eisen und Aluminium sowie auf Stahl und einige Aluminiumlegierungen angewandt.

Mit den berechneten Absorptionswerten und anhand von einfachen Prozeßmodellen wird für die Verfahren Schweißen und Schneiden die Abhängigkeit des Einkoppelgrads von Strahl- und Verfahrensparametern errechnet. Die Ergebnisse sind in Kapitel 4 dargestellt. In Kapitel 5 werden die Berechnungen aus Kapitel 4 durch experimentelle Werte überprüft bzw. durch rechnerisch nicht erfaßte Beobachtungen ergänzt.

In Kapitel 6 wird das noch nicht ausgeschöpfte Wirkungsgradpotential aufgezeigt. Es werden Wege vorgeschlagen, auf denen mit innovativen Lasersystemen nicht unbedeutende Steigerungen der Prozeßwirkungsgrade erzielt werden können. Kapitel 7 schließlich faßt die erzielten Ergebnisse zusammen.

1.2 Die Rolle der Strahleigenschaften in der Materialbearbeitung mit Lasern

Laserstrahlen, die als thermisches Werkzeug eingesetzt werden, können durch vier Parameter charakterisiert werden, welche die Einwirkung auf Werkstücke hauptsächlich beeinflussen. Diese sind:

- die Leistung,
- der Strahldurchmesser,
- die Wellenlänge und
- die Polarisation.

Zur Beschreibung der Strahlpropagation wird ein fünfter Parameter benötigt, der auch ein Maß für die Fokussierbarkeit gibt,

- das Strahlparameterprodukt.

Im folgenden wird zusammenfassend dargestellt, welche Rolle diese Parameter in der Materialbearbeitung spielen. Damit wird gleichzeitig eine Einführung angestrebt, die das Verständnis der folgenden Kapitel erleichtern soll.

Für die Materialbearbeitung finden bisher vorwiegend drei Lasertypen industrielle Anwendung: CO₂- und Excimerlaser mit gasförmigem Lasermedium sowie Festkörperlaser, diese meist mit Nd:YAG-Kristall. Unterschiedliches Leistungsangebot führte bis vor kurzem zu spezifischen, wenig überlappenden Anwendungsfeldern. Hohe mittlere Leistung wurde mit CO₂-Lasern erreicht. Damit waren sie prädestiniert für die Verfahren Schneiden, Nahtschweißen und Oberflächenbehandeln. Nd:YAG-Laser boten vor allem hohe Pulsleistung, jedoch geringe mittlere Leistung und wurden daher vorwiegend für feinwerktechnische Anwendungen wie Punktschweißen und Bohren verwendet. Excimer-Laser mit ihren extrem kurzen aber hohen Pulsen blieben auf abtragende Mikrobearbeitung begrenzt.

Durch die Entwicklung von Dauerstrich-Nd:YAG-Lasern mit Leistungswerten bis zu 2 kW hat sich diese Situation verändert. Nun hat der Anwender auf klassischen Anwendungsfeldern des CO₂-Lasers die Wahl zwischen Lasern unterschiedlicher Wellenlänge: CO₂-Laser mit 10,6 µm und Nd:YAG-Laser mit 1,06 µm. Darüber hinaus kann künftig mit erweiterter Auswahl gerechnet werden, wenn weitere Lasertypen (z.B. CO-Laser mit ca. 5 µm [2], [3] oder chemische Laser mit 1,3 µm [4] siehe auch [5] für eine Übersicht) und Frequenzvervielfachungseinrichtungen zur Anwendungsreife entwickelt worden sind¹.

Um die richtige Wahl treffen zu können, muß der Anwender den Einfluß der Strahlparameter kennen. Ein wichtiger Vorteil der kurzen Wellenlänge ist die dann mögliche Strahlführung in flexiblen Glasfasern. Dadurch wird die Strahlhandhabung in einem Maße vereinfacht und verbessert, daß allein aufgrund dieses Vorteils Nd:YAG-Laser nun vermehrt industrielle Anwendung zum Schneiden und Schweißen finden. Weitere beträchtliche Vorteile können sich jedoch durch Einfluß der Strahlparameter auf den Prozeßwirkungsgrad ergeben.

Durch die Leistung und den Strahldurchmesser auf dem Werkstück wird die auftretende **Intensität** festgelegt. Je nach Intensität können unterschiedliche Bearbeitungen erzielt werden, siehe Bild 1:

- Zur Wärmebehandlung, z.B. martensitischem Härten von Stahl, soll der Werkstoff im festen Zustand bleiben; die Intensität wird niedrig eingestellt.
- Höhere Intensitätswerte bewirken ein oberflächliches Anschmelzen, wie es für umschmelzende Oberflächenverfahren und für das sogenannte Wärmeleitungsschweißen Verwendung findet.
- Weitere Steigerung der Intensität führt zur Verdampfung. Der Rückstoß des abströmenden Dampfes kann bei ausreichender Intensität die umgebende Schmelze soweit verdrängen, daß eine Dampfkapillare entsteht. Dieser, das

¹ Leistungsstarke Prototypen chemischer und CO-Laser wurden in Japan und der früheren UdSSR entwickelt. Außerdem befaßt sich ein EUREKA-Projekt mit CO-Lasern. Wenn in den folgenden Diskussionen nicht auf diese Lasertypen eingegangen wird, so deshalb, weil sich die damit erzielbaren Werte aus den mit CO₂- und Nd:YAG-Lasern erreichten interpolieren lassen sollten.

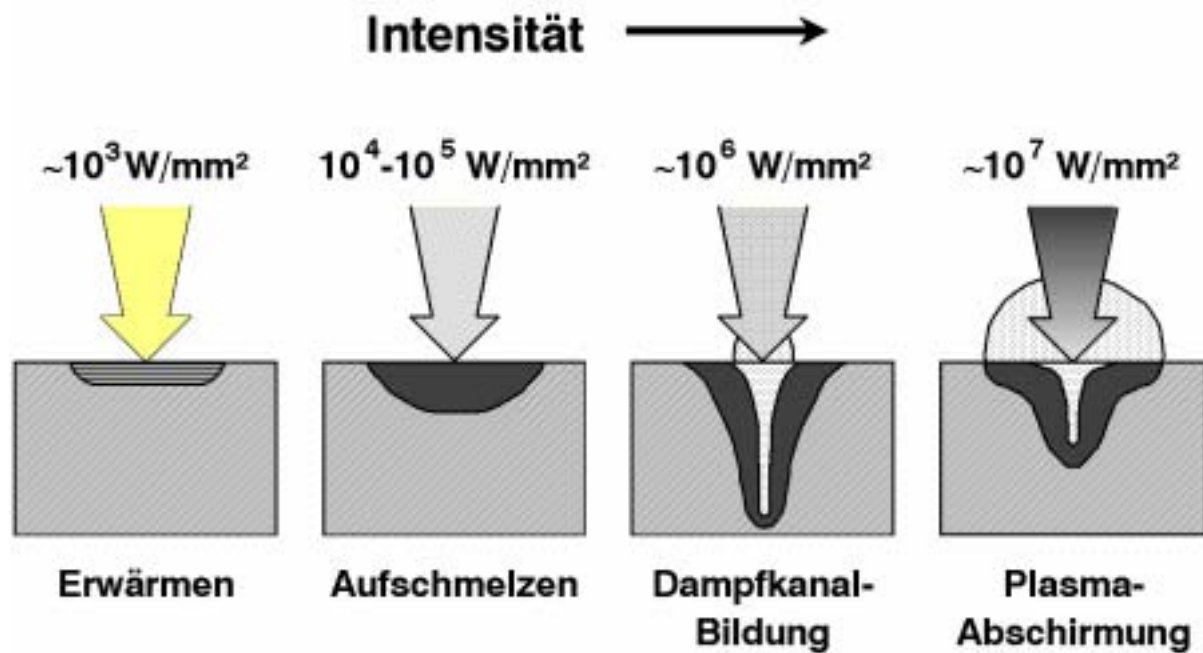


Bild 1 Einfluß der Intensität auf die Wirkung von Laserstrahlen

sogenannte Tiefschweißen ermöglichende, Effekt tritt auch beim Elektronenstrahlschweißen auf.

- Bei hoher Intensität kann der Materialdampf ionisiert werden, es bildet sich ein laserinduziertes Plasma aus. Hohe Absorption im Plasma kann verminderte Einwirkung des Laserstrahls auf das Werkstück zur Folge haben (Plasma-Abschirmung).

Beim Bohren und teilweise bei abtragender Formgebung wird der lasererzeugte Dampfdruck zum Materialaustrieb verwendet. Schnelle Variation der Intensität (Pulsen) und hohe Spitzenwerte begünstigen den Austrieb. Weniger hohe Intensitätswerte, vergleichbar den beim Schweißen erforderlichen, werden beim Schneiden und teilweise bei abtragender Formgebung eingesetzt. In diesen Fällen wird ein Gasstrahl für den Werkstoffaustrieb verwendet.

Die Intensitätswerte, bei denen die genannten Wirkungen eintreten, hängen ab von Einwirkdauer, Materialkennwerten und Laserstrahlparametern. Die in Bild 1 angegebenen Richtwerte sind typisch für die Bearbeitung von Stahl mit CO₂-Lasern.

Durch die Einwirkung intensiver Laserstrahlung wird die Geometrie der Wechselwirkungszone verändert. Selbst bei senkrechter Einstrahlung auf die Werkstückoberfläche ergeben sich in der Dampfkapillare und auf der Schnittfront Einfallswinkel² bis nahezu 90°, siehe Bild 2. Einerseits wird dadurch die auftreffende Leistungsdichte herabgesetzt. Andererseits kommt dadurch die **Polarisation** ins Spiel, da sie die Winkelabhängigkeit der Absorption beeinflusst.

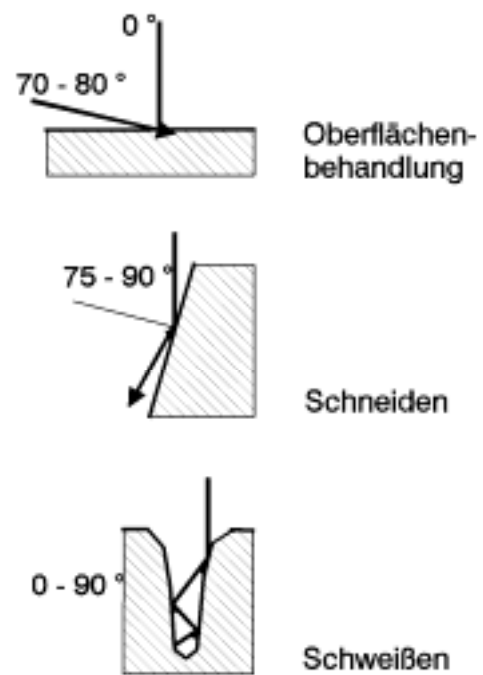


Bild 2 Einfallswinkel bei verschiedenen Verfahren

Lineare Polarisation liegt vor, wenn der elektrische Feldstärkevektor der Laserstrahlung auf eine längs der Ausbreitungsrichtung liegende Ebene festgelegt ist, siehe Bild 3. Liegt diese Schwingungsebene beim Auftreffen auf eine Oberfläche parallel zur Einfallsebene, so spricht man von paralleler Polarisation. Senkrechte Polarisation liegt vor, wenn Polarisations- und Einfallsebene aufeinander senkrecht stehen.

Beim Schweißen und Schneiden hat es sich eingebürgert, die Polarisationsrichtung auf die Vorschubrichtung zu beziehen. Dies ist deshalb sinnvoll, weil bei diesen Prozessen wegen stark räumlich gekrümmter Wechselwirkungsgeometrie keine einheitliche Einfallsebene vorliegt. Zirkulare Polarisation bedeutet, daß der Feldstärkevek-

² Der Einfallswinkel wird zwischen der Strahlachse und dem Lot auf der bestrahlten Fläche gemessen.

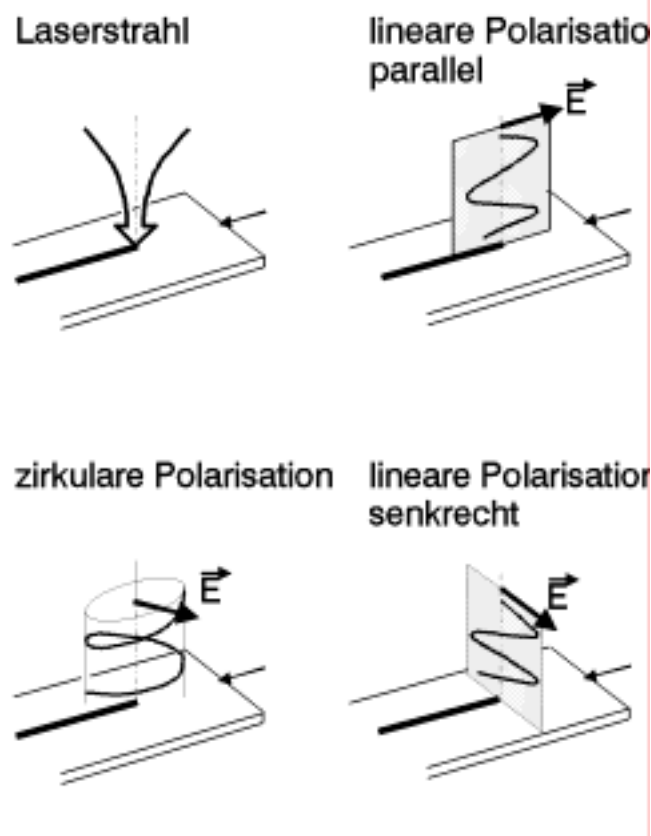


Bild 3 *Polarisationsarten (schematische Darstellung)*

tor mit hoher Frequenz um die Ausbreitungsrichtung rotiert. Dadurch wird die Absorption im Werkstück unabhängig von der Vorschubrichtung. Dieser Polarisationszustand wird durch speziell beschichtete Spiegel erreicht.

Von unpolarisiertem Strahl spricht man dann, wenn die Polarisationssebene nicht festgelegt ist. Dies ist bei CO₂-Lasern älterer Bauart der Fall und bei Nd:YAG-Lasern und Excimer-Lasern heute noch der Stand der Technik. Moderne CO₂-Laser liefern linear polarisierten Strahl.

Zur Erzeugung hoher Intensität wird der Laserstrahl fokussiert. Der minimal erreichbare Fokusbereich wird bestimmt durch zwei Kennzahlen, von denen eine die Strahlpropagation, die andere die Fokussieroptik charakterisiert.

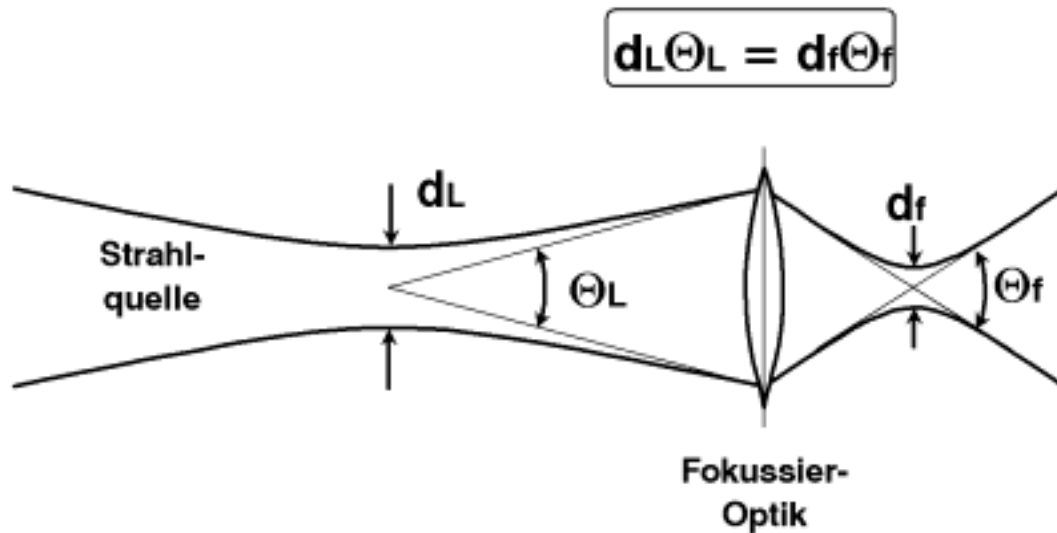


Bild 4 Strahlpropagation und Fokussierung

Die Kennzahl q für die Strahlpropagation wird **Strahlparameterprodukt** genannt, da sie sich multiplikativ aus den Strahlparametern Divergenz Θ und Strahltaillendurchmesser d ergibt:

$$q \equiv \frac{1}{4} \Theta \cdot d \quad . \quad (2)$$

Das Strahlparameterprodukt wird durch Auslegung und Qualität des Laserresonators und die Wellenlängen festgelegt:

$$q = M^2 \cdot \frac{\lambda}{\pi} = \frac{1}{K} \cdot \frac{\lambda}{\pi} \quad . \quad (3)$$

Mit M^2 bzw. K wird die Qualität des Laserstrahls charakterisiert. Maximale Strahlqualität ergibt sich, wenn der Laser im Grundmode schwingt. Dann gilt

$$M^2 = \frac{1}{K} = 1 \quad . \quad (4)$$

Bei Fokussierung, wie auch bei anderen Strahltransformationen, z.B. Strahlaufweitung, bleibt das Strahlparameterprodukt erhalten (siehe Bild 4):

$$\Theta_L \cdot d_L = \Theta_f \cdot d_f \quad . \quad (5)$$

Aus diesem Erhaltungsgesetz erhält man für den Fokusbereich

$$d_f = \frac{4q}{\Theta_f} = \frac{1}{\Theta_f} \cdot M^2 \cdot \frac{4\lambda}{\pi} \quad (6)$$

oder näherungsweise (wenn der Tangens des Divergenzwinkels durch den Divergenzwinkel genähert wird)

$$d_f = F \cdot 4q = F \cdot M^2 \cdot \frac{4\lambda}{\pi} \quad . \quad (7)$$

Hierbei ist F die bereits erwähnte Kennzahl für die Fokussierung, die sich aus dem Strahldurchmesser auf der Fokussieroptik und deren Brennweite f ergibt

$$F = \frac{f}{d_o} \quad . \quad (8)$$

Gleichung (7) zeigt drei prinzipielle Möglichkeiten den Fokusbereich zu verkleinern:

- stärkere Fokussierung (kleinere F-Zahl),
- bessere Strahlqualität (kleineres M^2),
- kürzere Wellenlänge.

In der Praxis sind dem jedoch Grenzen gesetzt. Stärkere Fokussierung führt zu höherer Divergenz des fokussierten Strahls und verkürzt die Fokustiefe (Rayleigh-Länge) zu:

$$z_f = d_f \cdot F = \frac{d_f^2}{4q} \quad (9)$$

Die Fokustiefe z_f grenzt in Strahlausbreitungsrichtung den Bereich ab, innerhalb dem die Intensität auf die Hälfte des Maximalwerts im Fokus abfällt. Sie sollte an die Bearbeitungsgeometrie, z.B. an die zu schneidende Blechdicke, und an die Positioniergenauigkeit der verwendeten Führungsmaschinen angepaßt sein.

Bild 5 stellt den Zusammenhang zwischen Fokustiefe und -durchmesser in doppeltlogarithmischer Auftragung dar. Die stark durchgezogenen Linien gelten für Grundmodelaserstrahlen mit idealer Strahlqualität. In diesem Fall läßt sich bei gegebenem Fokusbereich

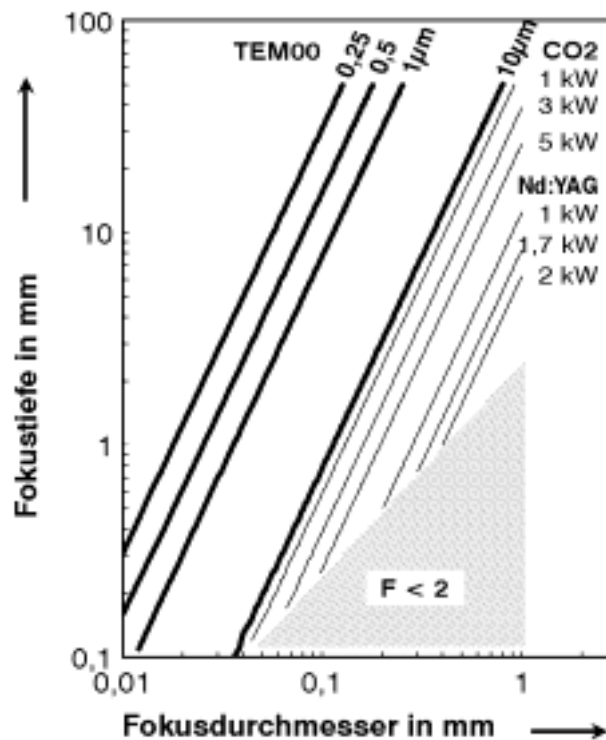


Bild 5 Fokussierbedingungen bei unterschiedlichen Wellenlängen und Strahlqualitäten

messer eine umso größere Fokustiefe erreichen, je kürzer die Wellenlänge ist.

Die dünnen Linien stellen demgegenüber die Verhältnisse dar, die mit den heute zur Verfügung stehenden CO₂- und Nd:YAG-Lasern erreicht werden können. Die Abweichung vom theoretischen Limit wächst zum einen mit zunehmender Nennleistung. Zum anderen ist die mit Nd:YAG-Lasern heutiger Bauart erreichte Strahlqualität in einem Maße niedriger als bei CO₂-Lasern, daß der prinzipielle Vorteil, der sich aus der kürzeren Wellenlänge ergibt, überkompensiert wird und sich tatsächlich ungünstigere Fokussierbarkeit ergibt.

Fokussierzahlen kleiner als 2 werden mit handelsüblichen Fokussierköpfen nicht erreicht. Daraus ergibt sich eine vom Strahlparameterprodukt abhängige untere Grenze für die Fokusbereich, siehe Bild 5. Zum Beispiel lassen sich zur Zeit,

d.h. zum Zeitpunkt der Niederschrift dieser Arbeit, mit industriellen 1 kW-Nd:YAG-Lasern bestenfalls 0,2 mm Fokusbereich erreichen. Dies ist ein auch bei CO₂-Lasern durchaus üblicher Wert, der jedoch im Falle des Nd:YAG-Lasers mit einer deutlich geringeren Fokustiefe erkauft werden muß, siehe Bild 5.

Sowohl bei CO₂- als auch bei Nd:YAG-Lasern ist eine stetige Entwicklung zu höherer Strahlqualität bei hoher Laserleistung zu beobachten. Dies wird durch Verbesserung der bisherigen Konzepte erreicht. Andererseits ist ein revolutionärer Fortschritt durch neue Laserkonzepte zu erwarten: Multikilowatt-Festkörperlaser mit Strahlqualität nahe der theoretischen Begrenzung und linearer Polarisation können in wenigen Jahren zur Verfügung stehen.

2 Thermischer Wirkungsgrad und normierte Darstellungen

Um an experimentellen Daten den Einkopplungswirkungsgrad ablesen zu können, ist es erforderlich, den thermischen Wirkungsgrad zu berücksichtigen. Im folgenden werden Auftragungsarten erarbeitet, die erlauben, die einzelnen Beiträge zum Prozeßwirkungsgrad zu separieren. Dazu werden analytische Näherungslösungen aus der Literatur verwendet, bei deren Auswahl die Anschaulichkeit im Vordergrund stand. Auf quantitative Genauigkeit muß in diesem Zusammenhang weniger Wert gelegt werden.

2.1 Normierte dimensionslose Darstellung zur Bestimmung des thermischen Wirkungsgrades

Zur werkstoffunabhängigen Darstellung allgemeiner Zusammenhänge ist es nützlich, Kombinationen aus Verfahrens-, Strahl- und Werkstoffparametern zu verwenden, die dimensionslose Größen ergeben. So z.B. arbeiten Arata et al. [6] mit einer normierten Darstellung des Laserhärtens, die eine normierte Geschwindigkeit

$$v^* = \frac{v \cdot r_f}{2D} \quad (10)$$

in Beziehung zu einer normierten Temperatur

$$\Theta^* = \frac{16\pi L v T}{\eta_A P_L} \quad (11)$$

setzt.

Swift-Hook und Gick [7] schlagen eine normierte Darstellung für das Laserschweißen vor mit einer normierten Geschwindigkeit

$$Y \equiv \frac{v \cdot W_s}{D_P} \quad (12)$$

und einer normierten Laserleistung

$$X \equiv \frac{\eta_A \cdot P_L}{s \cdot L_P \cdot T_m} \quad (13)$$

Im Vergleich zur Arataschen Darstellung ist an die Stelle des Strahlfleckradius r_f bei der Geschwindigkeit die Breite der Schweißnaht W_s und bei der Leistung die Schweißtiefe s getreten. Mit L_P und D_P werden mittlere Größen für Wärme- und Temperaturleitfähigkeit bezeichnet, die sich aus Integration bis zur jeweiligen Prozeßtemperatur T_P ergeben³:

$$L_P \equiv \frac{\int_0^{T_P} L(T) dT}{T_P}, \quad (14)$$

$$D_P \equiv \frac{\int_0^{T_P} L(T) dT}{\int_0^{T_P} \rho(T) \cdot c_p(T) dT} = \frac{L_P \cdot T_P}{H_P} \quad (15)$$

Bei Überschreitung von Phasengrenzen werden latente Wärmen in den spezifischen Wärmebedarf H_P mit einbezogen. So ergibt sich z.B. für das Schweißen

$$H_m \approx \rho(c_p T_m + h_m) \quad (16)$$

oder

$$H_b \approx \rho(c_p T_m + h_m), \quad (17)$$

je nachdem, ob die Schmelzisothe mit der Breite W_m oder die Verdampfungsisothe mit der Breite des Dampfkanals betrachtet wird. (Die Verdampfungsenthalpie

³ Korrekterweise müßte von der Umgebungstemperatur T_0 bis T_P integriert werden. Im folgenden wird T_0 gegenüber der in °C gemessenen, weitaus höheren Prozeßtemperatur T_P vernachlässigt.

kann näherungsweise vernachlässigt werden, da erfahrungsgemäß beim Schweißen nur ein geringer Anteil des Materials verdampft).

Die Parameterkombination von Swift-Hook und Gick haben gegenüber denen von Arata et al. den Vorteil, daß sich aus ihnen der thermische Wirkungsgrad unmittelbar berechnen läßt:

$$\eta_{th} \equiv \frac{\text{Nutzleistung}}{\text{absorbierte Laserleistung}} = \frac{\text{Nutzvolumen} \cdot \text{spez. Wärmebedarf}}{\text{absorbierte Energie}}. \quad (18)$$

Dies soll am Beispiel des Schweißens gezeigt werden. Hier ist das Nutzvolumen das Volumen der Schweißnaht. Folglich errechnet sich der thermische Wirkungsgrad aus:

$$\eta_{th} = \frac{v \cdot s \cdot W_m \cdot H_m}{\eta_A \cdot P_L}. \quad (19)$$

Andererseits erhält man durch Division von Gleichung (12) mit Gleichung (13):

$$\frac{Y}{X} = \frac{v \cdot W_m \cdot s \cdot L_m \cdot T_m}{\eta_A \cdot P_L \cdot D_m}. \quad (20)$$

Verwendung von Gleichung (15) führt zu

$$\frac{Y}{X} = \frac{v \cdot s \cdot W_m \cdot H_m}{\eta_A \cdot P_L}. \quad (21)$$

Der Vergleich mit Gleichung (19) ergibt schließlich

$$\eta_{th} = \frac{Y}{X}. \quad (22)$$

Das Konzept von Swift-Hook und Gick läßt sich auf andere Laserverfahren übertragen. Behält man dabei das Ziel im Auge, aus den normierten Parametern den thermischen Wirkungsgrad ableiten zu können, so erhält man die in Tabelle 1 zusammengestellten Kombinationen.

Verfahren	Härten	Umschmelzen	Schweißen	Schneiden
Breite W	Härtespur	Schmelzspur	Nahtbreite	Spaltbreite
Tiefe s	Einhärtetiefe	Umschmelztiefe	Nahttiefe	Blechdicke
Prozeßtemperatur T_p	Austenitisierungstemperatur	Schmelztemperatur T_m	Schmelztemperatur T_m	Schmelztemperatur T_m

Tabelle 1: Normierte dimensionslose Darstellung:

Für verschiedene Verfahren verwendete Parameterkombinationen

2.2 Näherungslösungen

2.2.1 Oberflächenbehandlung

Arata et al [6] geben in ihren oben eingeführten normierten Größen eine Näherungslösung für das Härten an:

$$\Theta^*_{\max} \approx \frac{5,6}{\sqrt{v^* + 0,3}}, \quad (23)$$

$$\Theta^* = \frac{5,6}{\sqrt{v^* + 0,3}} \exp(-0,886 s^* \sqrt{v^* + 1}). \quad (24)$$

Mit Θ^*_{\max} wird die im Prozeß maximal zugelassene Temperatur bezeichnet, z.B. beim Härten die Schmelztemperatur. Die in der bezogenen Tiefe

$$s^* = \frac{s}{r_f} \quad (25)$$

erreichte Temperatur wird Θ^* genannt. Setzt man in Θ^* die Austenitisierungstemperatur ein, so ergibt sich die Einhärtetiefe s_H .

Durch Verwendung der Swift-Hook und Gick-Normierung und nach einigen algebraischen Umformungen erhält man die Beziehung:

$$X \approx \frac{1,1 \sqrt{(Y + 1,2)(Y + 4)}}{\frac{T_p}{T_{\max}} \ln \frac{T_{\max}}{T_p}}. \quad (26)$$

Bild 6 zeigt den Verlauf der Näherungslösung und Bild 7 den daraus berechneten thermischen Wirkungsgrad für $T_P / T_{\max} = 0,3, 0,6$ und $0,9$. Das Verhältnis $0,6$ entspricht dem Härten ($T_H / T_m = 900 / 1500$) und Umschmelzen ($T_m / T_b = 1500 / 2500$) von Stahl. Der Quotient $T_P / T_{\max} = 0,3$ repräsentiert das Umschmelzen von Aluminium, der Wert $0,9$ steht für Messing. Hierbei ist angenommen, daß die Näherungslösung auch auf Umschmelzen zu übertragen ist, d.h. generell für Oberflächenprozesse mit Maximaltemperatur gilt. Man erkennt, daß mit abnehmendem Verhältnis T_P / T_{\max} der maximal erreichbare Wirkungsgrad ansteigt und daß man Werte oberhalb einer normierten Geschwindigkeit von 10 anstreben sollte. Selbst dort geht der überwiegende Anteil der eingekoppelten Laserleistung über Wärmeleitung verloren.

Bild 6 zeigt auch, daß sich Gleichung (26) durch Geraden approximieren läßt. Mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate erhält man z.B. für $T_P / T_{\max} = 0,6$:

$$Y = -2,18 + 0,28X \quad (27)$$

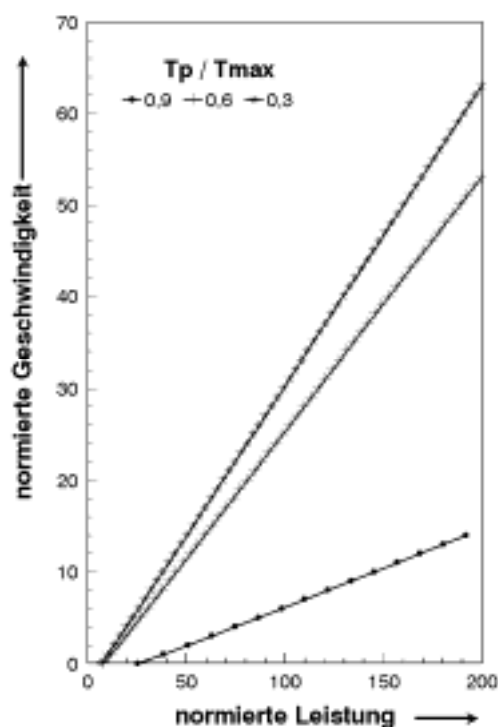


Bild 6 Näherungslösungen für Härten und Umschmelzen in normierter Darstellung

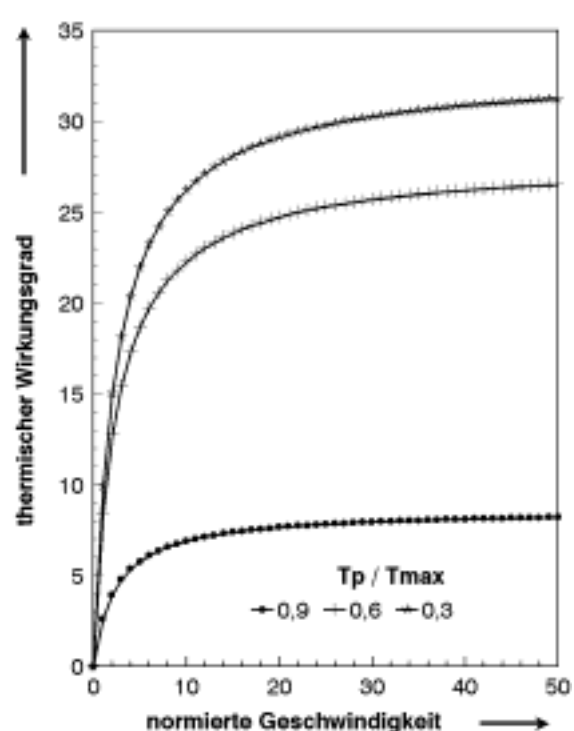


Bild 7 Thermischer Wirkungsgrad beim Härten und Umschmelzen für verschiedene T_P / T_{\max} -Verhältnisse

Im vorgehenden wurde bei der Berechnung des thermischen Wirkungsgrades von einer über die Spurbreite einheitlichen Einhärtetiefe ausgegangen. In der Praxis ergeben sich jedoch je nach Strahlprofil mehr oder weniger flach zur Seite abfallende Härtespurtiefen. Burger [8] errechnete ein Strahlprofil, das weitgehend ideale Spurgeometrien erzeugt, siehe Bild 8. Er konnte zeigen, daß damit ein um 60 % höherer thermischer Wirkungsgrad erzielt werden kann als mit einer gleichförmigen Intensitätsverteilung. Im Vergleich zu einer gaußförmigen Verteilung ergab sich sogar eine Verbesserung um 95 %.

Nimmt man an, daß mit einer derartigen Intensitätsverteilung die oben berechneten thermischen Wirkungsgrade gerade erreicht werden, so sind für gleichförmige und gaußförmige Intensitätsverteilungen die Werte entsprechend zu erniedrigen.

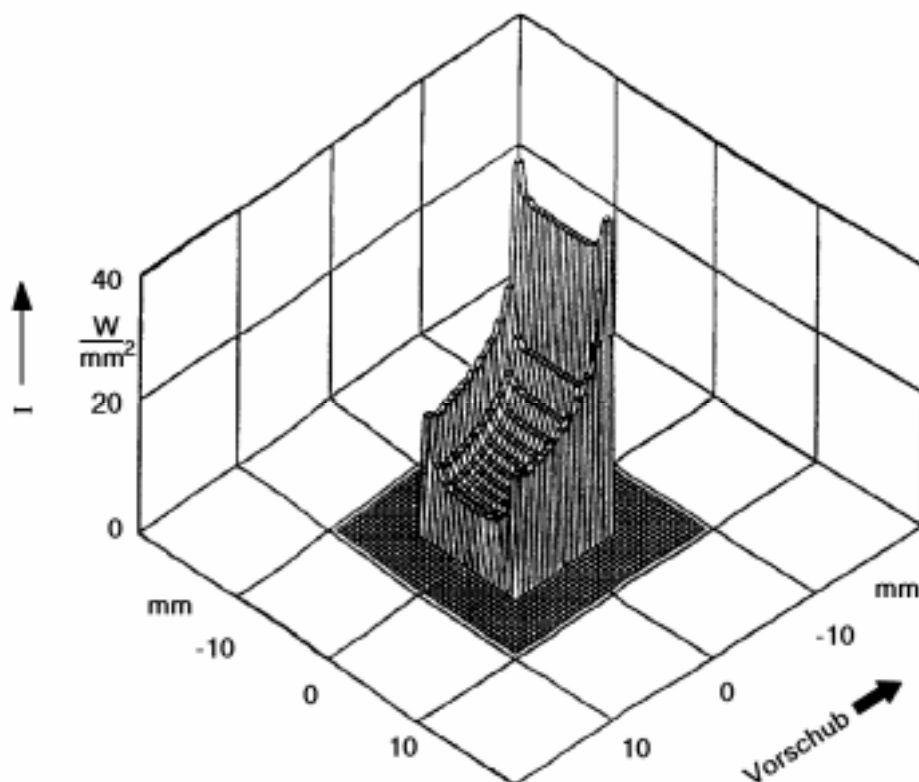


Bild 8 Intensitätsverteilung für Härtung mit maximalem thermischem Wirkungsgrad

2.2.2 Tiefschweißen

Swift-Hook und Gick [7] beschreiben das Tiefschweißen mit einem Linienquellenmodell. Dabei wird die Energiezufuhr an den Wänden der Dampfkapillare gedanklich ersetzt durch

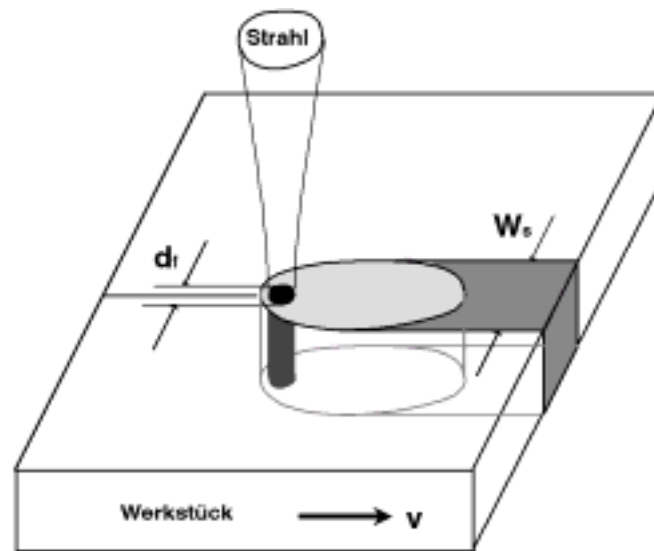


Bild 9 Geometrie eines Modells für Tiefschweißen mit zweidimensionaler Wärmeableitung

eine linienförmige Wärmequelle. Es wird angenommen, daß die zugeführte Wärme ausschließlich senkrecht zur Quelle abgeleitet wird (2d-Modell), siehe Bild 9. Dies ist beim Durchschweißen sicher gerechtfertigt, hat sich jedoch auch beim Einschweißen mit nicht zu kleinem Tiefe/Breiten-Verhältnis der Schweißnaht als brauchbare Näherung erwiesen.

Sie geben⁴ in ihren normierten Koordinaten (s.o.) für einzelne Geschwindigkeitsbereiche folgende Näherungslösungen an:

$$Y < 0,6 : Y = 4,5 \exp\left(-\frac{6,3}{X}\right), \quad (28)$$

$$0,6 < Y < 12 : Y = -1,05 + 0,53 X, \quad (29)$$

⁴ Swift-Hook und Gick geben lediglich Näherungen für hohe und niedrige Geschwindigkeiten an. Die Beziehung für mittlere Geschwindigkeiten und die Bereichsgrenzen wurden durch Anpassung an eine in [7] gegebene graphische Darstellung ermittelt.

$$Y > 12 : Y = 0,483 X . \quad (30)$$

In Tabelle 2 sind für einige Werkstoffe die Geschwindigkeiten angegeben, bei denen die Bereichsgrenzen überschritten werden. Daraus erkennt man, daß hauptsächlich die Gleichungen (29) und (30) für die Praxis relevant sind.

Werkstoff	D [cm²/s] [9]	Y = 0,6	Y = 12
Al	0,830	3,0	60
Cu	0,953	3,4	69
Fe	0,092	0,33	6,6
Rostbeständig Stahl	0,027	0,1	1,9

Tabelle 2: Bereichsgrenzen der Näherungslösungen für Tiefschweißen.
Werte gelten für Schmelzbreite 1 mm. Bei kleineren Schmelzbadbreiten ergeben sich größere Werte (siehe Gleichung (12))

Bild 10 stellt die Näherungslösungen (Gleichungen (28) - (30)) und Bild 11 den daraus berechneten thermischen Wirkungsgrad dar. Wie in Bild 11 zu erkennen ist, überwiegen bei kleinen Geschwindigkeiten die Wärmeleitungsverluste und haben einen niedrigen thermischen Wirkungsgrad zur Folge. Durch Erhöhen der Geschwindigkeit steigt der Wirkungsgrad zunächst stark an und geht dann bei 12 in den konstanten Wert 48 % über.

Der Vergleich mit Tabelle 2 zeigt, daß man bei den üblichen Schweißgeschwindigkeiten von einigen Metern pro Minute und einer Schweißnahtbreite von 1 mm bei Metallen mit hoher Temperaturleitfähigkeit D wie Aluminium und Kupfer im Bereich sehr hoher Wärmeleitungsverluste arbeitet. Bei Eisen und vor allem bei rostbeständigem Stahl ist dagegen der höchstmögliche thermische Wirkungsgrad leicht erreichbar.

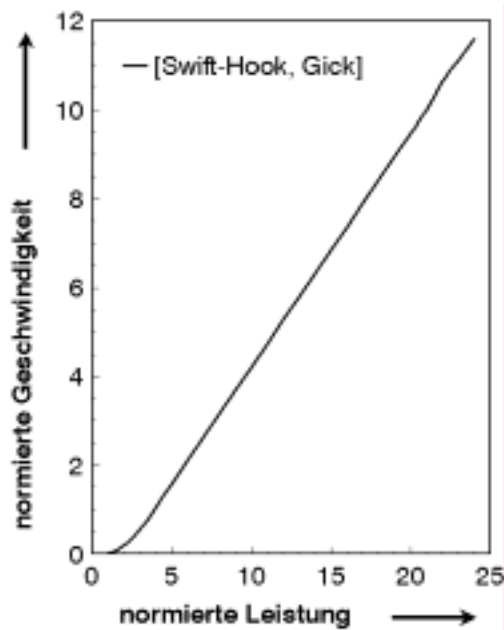


Bild 10 Näherungslösung für Schweißen in normierter Darstellung

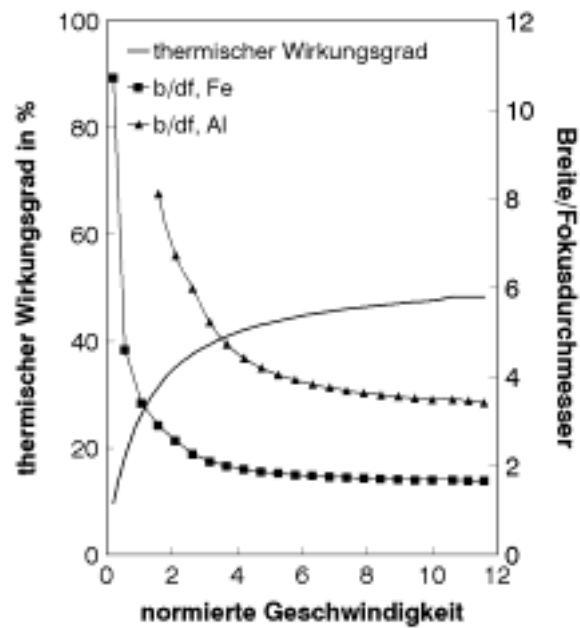


Bild 11 Thermischer Wirkungsgrad und Schmelzbreite zu Fokussdurchmesser-Verhältnis

Der in Bild 11 dargestellte thermische Wirkungsgrad stellt eine theoretische Obergrenze dar, da zusätzlich mögliche Verlustmechanismen im Modell nicht berücksichtigt sind: Wärmeleitung in Richtung der Strahlachse, Wärmeabstrahlung, Ausströmen des im Dampfkanal erzeugten Metaldampfes und Metaldampfplasmas.

Oft wird beim Schweißen eine definierte Nahtbreite verlangt, z.B. um beim Überlappschweißen die erforderliche Verbindungsfestigkeit zu gewährleisten. Im folgenden wird daher eine Beziehung für die Nahtbreite abgeleitet. Die obigen Näherungen gelten sowohl für die Isotherme, die das Schmelzbad begrenzt wie auch für diejenige, die den Dampfkanalrand beschreibt. Dann hat man folgende normierte Koordinaten zu verwenden:

$$Y_b = \frac{d_f \cdot v}{D_b} \quad (31)$$

und

$$X_b = \frac{\eta_A P_L}{s \cdot L_b \cdot T_b} \quad (32)$$

Damit bietet sich eine Möglichkeit, eine Beziehung zwischen Nahtbreite und Fokussdurchmesser herzustellen. Durch Division von Gleichung (31) mit der entsprechenden für die Schmelzbadbreite W_m ergibt sich

$$\frac{W_m}{d_f} = \frac{Y(X_m)}{Y(X_b)} \cdot \frac{D_b}{D_m} \quad (33)$$

mit $Y(X)$ für die genannte beschriebene Näherungsfunktionen (Gleichungen (28) - (30)). Für Eisen und Aluminium erhält man die in Bild 11 dargestellten Zusammenhänge.

Für sehr hohe Geschwindigkeiten, das heißt wenn $Y_b > 12$ ist, läßt sich eine einfache Abschätzungsbeziehung angeben

$$\frac{W_m}{d_f} = \frac{H_b}{H_m} \approx \frac{T_b}{T_m}, \quad (34)$$

die zeigt, daß die dominierende Einflußgröße der Quotient aus Verdampfungs- und Schmelztemperatur ist. Tabelle 3 stellt für einige metallische Werkstoffe Schmelz- und Verdampfungstemperaturen zusammen. Daraus kann abgelesen werden, daß das Verdampfungstemperatur/Schmelztemperatur-Verhältnis von Metall zu Metall stark variiert und z.B. bei Aluminium doppelt so hoch ausfällt als bei Eisen. Daher sind auch entsprechend höhere Schmelzbadbreiten zu erwarten. Die Übereinstimmung mit Bild 11 bestätigt die Nützlichkeit der Abschätzung (34). Es ist jedoch zu beachten, daß, wie Bild 11 zeigt, Vergleiche nur bei ähnlicher normierter Geschwindigkeit durchgeführt werden sollten. Dafür ist z.B. bei Aluminium eine beträchtlich höhere reale Geschwindigkeit erforderlich als bei Eisen.

Werkstoff	T_m [°C]	T_b [°C]	T_b/T_m
Fe	1536	2860	1,9
Al	660	2467	3,7
AlMgSi1 (AA 6082) [10]	650	2320	3,6
AlCuMg2 (AA 2024) [10]	640	2050	3,2
AlMg5Mn (AA 5182) [10]	638	1850	2,9
Cu [11]	1083	2567	2,4
CuSn6 [11]	1040	2570	2,5
CuZn42 [11]	890	1080	1,2

Tabelle 3: Verdampfungs- und Schmelztemperaturen einiger metallischer Werkstoffe

Bei den heute realisierbaren Verfahrensparametern wird daher bei Aluminium die Nahtbreite meist unerwünscht breit ausfallen. Im Falle von Eisen, ähnliches gilt für Stahl, kann es jedoch bei starker Fokussierung vorkommen, daß sie nicht den Anforderungen genügt. Für Messing sind nach Tabelle 3 noch wesentlich schlankere Nahtquerschnitte zu erwarten.

Bild 11 zeigt zwei wenig attraktive Möglichkeiten, die Nahtbreite zu steigern. Entweder man verläßt den Bereich maximalen thermischen Wirkungsgrades und nimmt neben höheren Wärmeleitungsverlusten auch die dadurch bedingte höhere Wärmebelastung des Bauteils und unangenehme Nebenerscheinungen (z.B. Verzug, thermische Schädigung) in Kauf, oder man vergrößert den Fokusdurchmesser, muß aber gleichzeitig proportional die Leistung erhöhen, um Geschwindigkeitseinbußen zu vermeiden.

In Kapitel 4.4 werden zwei Möglichkeiten zur Beeinflussung der Nahtbreite gezeigt, die im Modell von Swift-Hook und Gick nicht berücksichtigt werden. Durch Steuerung der Polarisationsrichtung kann sie ohne Effektivitätsverlust um einen Faktor 2 variiert werden. Falls eine Reduzierung der Nahtbreite gefordert ist, kann dies durch Pulsen erreicht werden.

2.2.3 Schneiden

Für das Laserstrahlschneiden kann folgende Energiebilanz aufgestellt werden, siehe Bild 12 :

$$\eta_A \cdot P_L + P_{ox} = P_V + P_F \quad (35)$$

Auf der linken Seite der Gleichung stehen die "Leistungslieferanten": $\eta_A \cdot P_L$ ist die eingekoppelte Laserleistung und P_{ox} der Leistungsbeitrag, der von einer exothermen Reaktion, z.B. Oxidation, geliefert wird. (Der nicht an der Schnittfront eingekoppelte Leistungsanteil P_r wird auf die Schnittflanken oder aus der Fuge heraus reflektiert.)

Die rechte Seite führt die Verbrauchsterme auf: P_V erfaßt die durch Wärmeleitung ins Blech verlorengelungene Leistung, P_F schließlich ist die für den Schneidprozeß genutzte Leistung, die zur Erwärmung des Fugenmaterials verwendet wird. Im folgenden werden die Terme im einzelnen diskutiert:

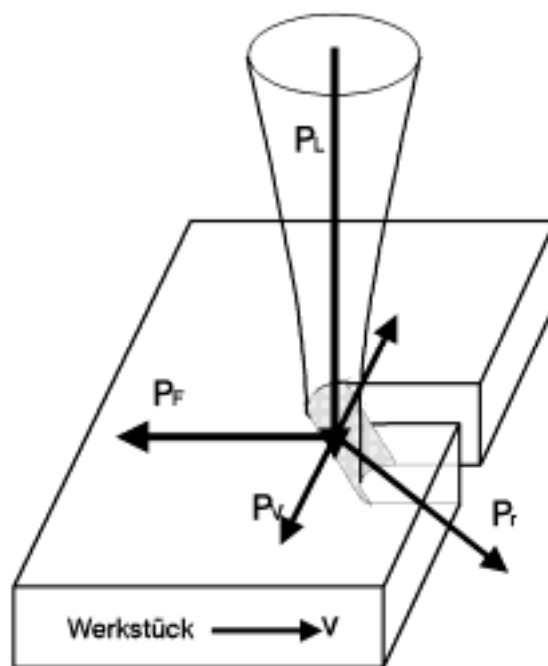


Bild 12 Beiträge zur Energiebilanz des Schmelzschneidens

Nutzleistung P_F

Der Leistungsanteil P_F wird benötigt, um den Werkstoff, der sich vor dem Schnitt in der Fuge befindet, auf eine ausreichend hohe Temperatur zu erhitzen, um dem Schneidgasstrahl den Austrieb zu ermöglichen. Er ergibt sich zu

$$P_F = v \cdot W_S \cdot s \cdot H_S. \quad (36)$$

In normierten Größen lautet obiger Ausdruck für die Nutzleistung:

$$\frac{v \cdot W_S}{D_S} = \frac{P_F}{s \cdot L_S \cdot T_S}. \quad (37)$$

Der Wärmebedarf der Schnittfuge H_S wird beeinflusst von der mittleren Temperatur T_S , welche die Metallschmelze annimmt. Deren Oberflächentemperatur T_O ergibt sich aus der Dicke des Schmelzfilms, der sich an der Schnittfront ausbildet. Die Schmelzfilmdicke wird bestimmt durch die Prozeßparameter Gasstrahl- und Vorschubgeschwindigkeit.

Mit einem ebenen Modell für die Schnittfront gelangen Vicanek und Simon [12] zu dem Ergebnis, daß bei konstanter Gasgeschwindigkeit die Schmelzfilmdicke nahezu proportional zur Vorschubgeschwindigkeit wächst. Dies führt zu einem starken Anstieg der Oberflächentemperatur.

Schulz und Becker [13] erweitern die Rechnung von [12] auf eine gekrümmte Schnittfront, deren Form sich aus ihrer Rechnung ergibt. Im Gegensatz zum ebenen Modell ist nun auch azimuthale Schmelzströmung möglich, was bedeutet, daß Schmelze in Richtung auf die bereits ausgebildete Schnittfuge fließen kann. Diese Strömungskomponente gewinnt mit zunehmender Geschwindigkeit an Bedeutung. Dadurch wird die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Schmelzdicke soweit reduziert, daß es berechtigt erscheint, in erster Näherung eine von der Geschwindigkeit unabhängige Schnittfronttemperatur anzunehmen. Schulz und Becker geben eine mittlere Oberflä-

chentemperatur T_0 vom 1,4 fachen der Schmelztemperatur an. Petring et al. [14] schlagen vor, den Mittelwert zwischen Verdampfungs- und Schmelztemperatur zu verwenden.

Durch Verbesserung des Austriebs, z.B. durch Verwendung von Überschallstrahlen aus Laval-Düsen läßt sich die Oberflächentemperatur senken. Andererseits kann eine niedrigere mittlere Temperatur auch dadurch erreicht werden, daß lokale Überhitzung vermieden wird. So konnte Mohr [15] zeigen, daß die homogene Erwärmung der Schnittfront durch einen zirkular polarisierten Laserstrahl in bestimmten Fällen im Vergleich mit paralleler Polarisation zu einer höheren Schnittgeschwindigkeit führen kann, obwohl die Einkopplung niedriger ist.

Verlustleistung P_v

Zur Berechnung der Verlustleistung ist die Lösung der Wärmeleitungsgleichung notwendig. Von Rossmann und Simon [16] und Schulz et al. [17] werden für begrenzte Bereiche der normierten Geschwindigkeit Näherungslösungen angegeben, die im Rahmen dieser Arbeit verwendet werden können.

Die Näherungslösung von Roßmann und Simon ist auf den Bereich ($0,4 < Y < 2$) beschränkt und lautet:

$$\frac{P_v}{s \cdot L_m \cdot T_m} \approx 1,2 + 1,3 \frac{W_s \cdot v}{D_m}. \quad (38)$$

Schulz et al. geben für ihre Näherung den Gültigkeitsbereich ($0,4 < Y < 8$) an. Dort gilt:

$$\frac{P_v}{s \cdot L_m \cdot T_m} \approx 4 \left(\frac{W_s \cdot v}{4D_m} \right)^{0,3}. \quad (39)$$

Verbrennungsleistung P_{ox}

Das pro Zeiteinheit oxidierte Metallvolumen ergibt sich zu

$$\dot{V}_{ox} \approx \frac{\pi}{2} W_s \cdot s \cdot v_{ox} \quad (40)$$

für eine im Vergleich zur Schnittfugenbreite dünne Oxidschicht. Hierbei ist v_{ox} die Vordringgeschwindigkeit der Oxidationsfront in der Metallschmelze. Aus dem oxidierten Volumen errechnet sich der Leistungsbeitrag der Verbrennung zu:

$$P_{ox} \approx H_{ox} \cdot \dot{V}_{ox} \approx \frac{\pi}{2} H_{ox} \cdot W_s \cdot s \cdot v_{ox} \quad (41)$$

mit H_{ox} als die bei der Verbrennung freiwerdende spezifische Enthalpie.

Bei autogenem Brennschneiden ist die maximal erreichbare Geschwindigkeit auf ca. 2 m/min begrenzt. Für die Begrenzung werden Diffusionsprozesse verantwortlich gemacht [18]. Beim Laserstrahlbrennschneiden wurden von Arata et al. [19] ebenfalls eine kritische Geschwindigkeit von 2 m/min beobachtet. Unterhalb dieser Geschwindigkeit zeigte sich periodisches Voreilen der Schneidfront vor den Laserstrahl, das durch selbständiges Vordringen der Oxidationsfront erklärt wird. Oberhalb der kritischen Geschwindigkeit wird dieses Verhalten nicht beobachtet, hier wird die Vordringgeschwindigkeit der Schnittfront von der Erwärmung durch den Laserstrahl bestimmt.

Die Oxidationsgeschwindigkeit wächst, da diffusionsbestimmt, exponentiell mit steigender Temperatur an. Nimmt man nun, wie schon beim Schmelzschneiden, näherungsweise an, daß die Schnittfronttemperatur unabhängig von der Vorschubgeschwindigkeit ist, so wird der Leistungsbeitrag der Verbrennung bei ausreichend hohen Schneidgeschwindigkeiten konstant:

$$v > v_{ox} : P_{ox} \approx \frac{\pi}{2} H_{ox} \cdot W_s \cdot v_{ox} \cdot s = \text{const}(v). \quad (42)$$

In normierten Größen liest sich obige Näherungslösung wie folgt:

$$\frac{P_{ox}}{s \cdot L_m \cdot T_m} \approx \frac{\pi}{2} \frac{H_{ox} \cdot W_s \cdot V_{ox}}{\lambda \cdot L_m \cdot T_m} = c. \quad (43)$$

Für das Schmelzschneiden ergeben sich damit die in Bild 13 dargestellten Zusammenhänge zwischen den normierten Größen. Die verschiedene Näherungen stimmen in der Schnittmenge ihrer Gültigkeitsbereiche weitgehend überein. Im folgenden wird die Näherung von Schulz et al. verwendet, da sie über einen größeren Bereich gilt. Mit ihr wurde auch der in Bild 14 aufgetragene Verlauf des thermischen Wirkungsgrads berechnet. Dabei wurde idealer Austrieb ($T_O = T_m$) angenommen. Man erkennt, daß beim Schmelzschneiden ein umso besserer thermischer Wirkungsgrad erzielt wird, je höher die eingesetzte bezogene Geschwindigkeit ist. Nicht berücksichtigt sind dabei die bei hohen Geschwindigkeiten zunehmend auftretenden Austriebsprobleme.

Die Verhältnisse beim Brennschneiden sind ebenfalls in den Bildern 13 und 14 aufgetragen. Der Kurvenverlauf im Bereich nicht konstanten Verbrennungsbeitrags wurde experimentellen Beobachtungen beim Brennschneiden von Baustahl (siehe Kapitel 4.4) angepaßt⁵. Es ergibt sich ein deutlich ausgeprägtes Maximum des thermischen Wirkungsgrads bei einer bezogenen Geschwindigkeit unterhalb der Sättigungsgrenze für die Verbrennung. Mit zunehmender Geschwindigkeit fällt der thermische Wirkungsgrad ab und nähert sich dem des Schmelzschneidens.

⁵ Bei der Berechnung des Wirkungsgrads wird der Wärmebedarf auf die Laserleistung allein bezogen, nicht jedoch auf die gesamte Leistungszufuhr durch den Laserstrahl und die exotherme Reaktion. Dadurch entstehen Werte oberhalb von 100 %.

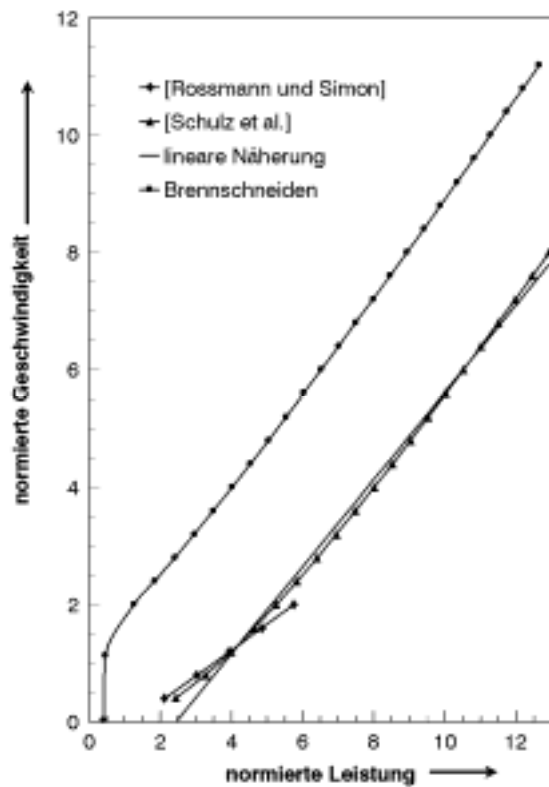


Bild 13 Näherungslösung für Schmelz- und Brennschneiden

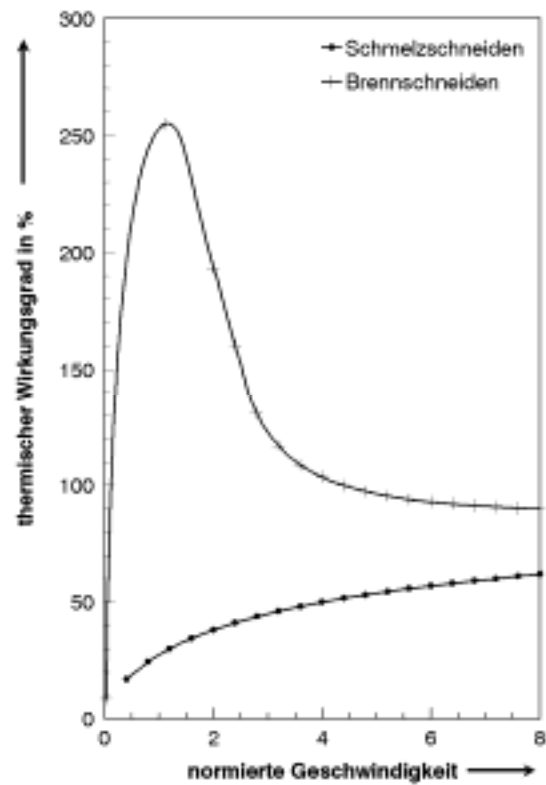


Bild 14 Thermischer Wirkungsgrad beim Schmelz- und Brennschneiden

2.3 Darstellung für experimentelle Vergleiche: Vergleichs-Auftragung

Experimentelle Ergebnisse werden üblicherweise in direkter Abhängigkeit von den Versuchsvariablen Geschwindigkeit, Bearbeitungstiefe oder Laserleistung dargestellt. Zieht man diese Auftragsart für Vergleiche heran, so lassen sich Schlüsse ziehen wie z.B.:

- Laser X schweißt tiefer als Laser Y.
- Material A kann schneller geschnitten werden als Material B.

Damit kann ein Anwender zufrieden sein, wenn er für eine bestimmte Aufgabe eine Auswahl zu treffen hat. Jedoch sind solche Aussagen wenig allgemeingültig, schlecht übertragbar und kaum aussagekräftig über die Ursache der Unterschiede. Fragen wie die folgenden bleiben unbeantwortet:

- Schweißt Laser X tiefer wegen besserer Strahlqualität oder wegen kürzerer Wellenlänge?
- Sind Laser des Typs X generell besser oder nur auf einem höheren Entwicklungsstand?
- Gibt es Parameter, bei denen Material B schneller geschnitten werden kann?
- Was ist beim Material C, beim Laser Y zu erwarten?

Mit der in 2.1. beschriebenen dimensionslosen normierten Darstellung können diese Analysen und Extrapolationen durchgeführt werden. Sie ist allerdings für den praktischen Bedarf etwas unhandlich: Zum einen sind oft nicht alle Parameter bekannt. So wird z.B. in der Literatur selten die über die Schweißtiefe gemittelte Schweißbadbreite oder die Schnittfugenbreite angegeben. Zum anderen stellt es sich als mühsam heraus, sichere Mittelwerte für die thermophysikalischen Daten zu erhalten. Schließlich erscheint die dimensionslose Darstellung den Praktikern als zu abstrakt, gibt sie doch keine direkten Angaben über die primären Verfahrensparameter.

Daher wird folgende Vergleichs-Auftragung vorgeschlagen, bei der sich das Proze-

ßergebnis als Funktion einer bezogenen Laserleistung ergibt:

$$v = f\left(\frac{P_L}{s \cdot d_w}\right). \quad (44)$$

Alle Variablen dieser Darstellung sind einfach experimentell meßbar und meist bei Versuchsbeschreibungen angegeben. Mit s wird generell die Bearbeitungstiefe beschrieben (Schweißtiefe, Schneidtiefe, Einhärtetiefe, Umschmelztiefe). Mit d_w wird der Strahldurchmesser auf der Werkstückoberfläche bezeichnet. Beim Tiefschweißen und Schneiden ist die als Abszisse verwendete bezogene Laserleistung ein Maß für die Leistungsdichte auf der Wechselwirkungszone. Die Geschwindigkeit v steht für die nach der Energiebilanz maximal erreichbare.

Auch aus der Vergleichs-Auftragung läßt sich der Prozeßwirkungsgrad bestimmen. Division von Ordinaten- durch Abszissenwert ergibt:

$$\frac{y}{x} = \frac{v \cdot s \cdot d_w}{P_L}. \quad (45)$$

Dieser Ausdruck ist, wie der Vergleich mit Gleichung (21) zeigt, ein Maß für den Prozeßwirkungsgrad, der durch Multiplikation mit dem Wärmebedarf H_P erhalten wird (wobei allerdings beim Schweißen noch d_w durch W_m ersetzt werden muß):

$$\eta_P = \frac{y}{x} \cdot H_P. \quad (46)$$

Für einen bestimmten Meßpunkt ergibt sich daher der Prozeßwirkungsgrad aus der Steigung der Geraden, die ihn mit dem Ursprung verbindet.

Die in den vorigen Kapiteln diskutierten Näherungslösungen nehmen in der Vergleichsdarstellung folgende Form an:

$$v \approx -a_1 \frac{D_P}{d_W} + a_2 \frac{\eta_A}{H_P} \cdot \frac{P_L}{s \cdot d_W}. \quad (47)$$

Die Parameter dieser Beziehung sind von zweierlei Art. Die eine Sorte sind die Koeffizienten a_n , die sich aus den zugrundeliegenden Wärmeleitungsrechnungen ergeben oder als Anpaßparameter verwendet werden können. Sie sind verfahrensabhängig, das heißt z.B. beim Schweißen andere als beim Schneiden. Die zweite Sorte Parameter charakterisiert den zu bearbeitenden Werkstoff. Es sind dies die Temperaturleitfähigkeit D , der spezifische Wärmebedarf H und die aus der Absorption zu berechnende Einkopplung η_A . Sind die Parameter unabhängig von der bezogenen Leistung, so liegen Geradengleichungen vor. Dazu müssen folgende Voraussetzungen erfüllt sein:

1. Der untersuchte Variablenbereich liegt innerhalb der Gültigkeitsgrenzen der verwendeten Näherung. Dies ist zum Beispiel nicht der Fall bei Werkstoffen mit großer Temperaturleitfähigkeit, wenn sie mit langsamer Vorschubgeschwindigkeit bearbeitet werden (siehe Kapitel 2.2.2 und 2.2.3).
2. Der Wärmebedarf H ist unabhängig von der bezogenen Leistung und damit auch unabhängig von der erreichbaren Geschwindigkeit. Dies wäre zum Beispiel nicht erfüllt, wenn beim Schneiden die Schnittfronttemperatur merklich mit der Geschwindigkeit anstiege (siehe Kapitel 2.2.3).
3. Die Einkopplung ist über den betrachteten Variablenbereich hinweg ausreichend konstant.

Sind die obigen Voraussetzungen näherungsweise erfüllt, so lassen sich experimentelle Daten wie folgt interpretieren:

- Die Steigung der Geraden wird bestimmt vom Quotienten aus Einkopplung und spezifischem Wärmebedarf H . Bei festgehaltenem Wärmebedarf ist die

Variation der Steigung ein Maß für die Variation des Einkoppelgrads η_A , siehe Bild 15.

- Die Extrapolation der Näherungsgeraden auf die x-Achse ergibt eine bezogene Schwell-Leistung:

$$P_{L0} \propto \frac{L_P \cdot T_P \cdot s}{\eta_A}. \quad (48)$$

In Bild 16 sind zwei unterschiedliche (hypothetische) Werkstoffe verglichen. Der Anschaulichkeit zuliebe sollen bei beiden Werkstoffe alle Parameter bis auf die Dichte ρ und die Wärmeleitfähigkeit L jeweils gleich sein. Die geringere Wärmeleitfähigkeit des Werkstoffes 1 führt dann zu einer kleineren Schwell-Leistung, die größere Dichte jedoch auch zu einer kleineren Steigung, so daß sich die entsprechenden Geraden schneiden. Dieses Verhalten ist z.B. beim Vergleich von Stahl mit Aluminium festgestellt worden [20], [21].

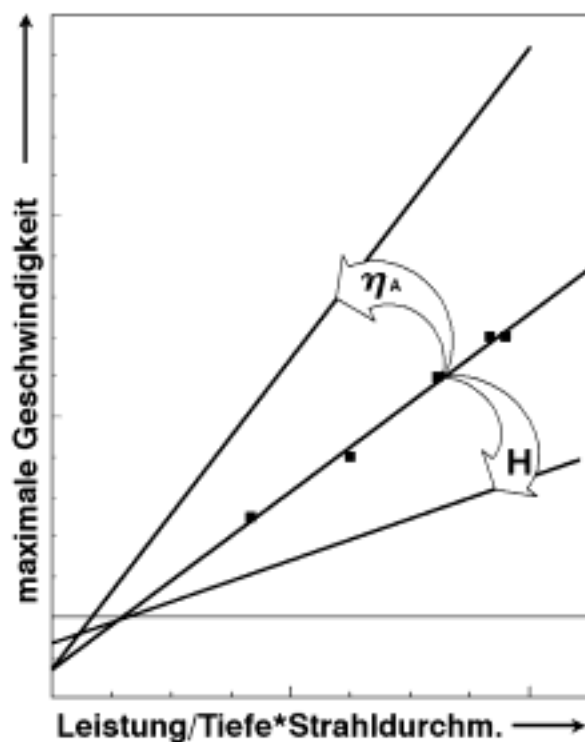


Bild 15 Einfluß des Einkoppelgrads und des Wärmebedarfs auf die Maximalgeschwindigkeit

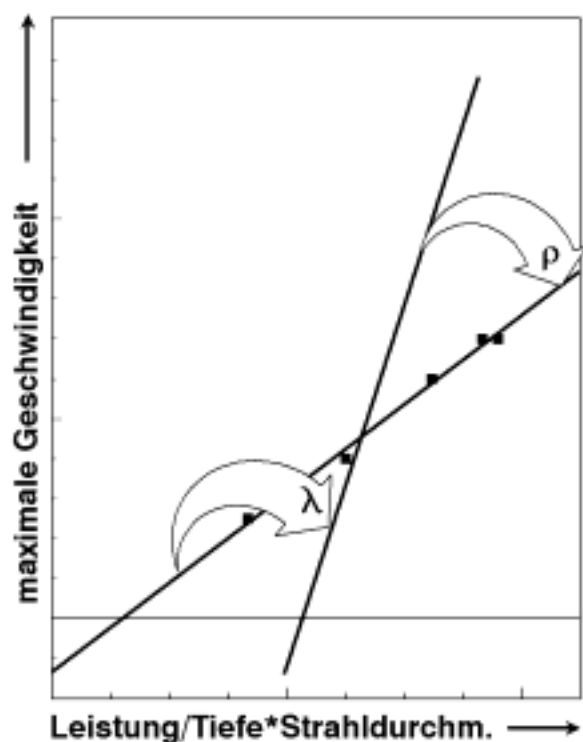


Bild 16 Einfluß von Werkstoffparametern auf die Maximalgeschwindigkeit

Für das Schneiden mit zusätzlicher Leistungszufuhr aus chemischer Reaktion ist Gleichung (47) zu ergänzen:

$$v \approx -a_1 \frac{D}{d_W} + a_2 \frac{\eta_A}{H_P} \cdot \frac{P_L}{s \cdot d_W} + a_3 \frac{H_{ox} \cdot v_{ox}}{H_P}. \quad (49)$$

Unter der Voraussetzung, daß der Oxidationsbeitrag konstant ist (siehe 3.2.3), veranschaulicht Bild 17 den Übergang von Schmelz- zu Brennschneiden, wie er sich aus der Näherung (48) ergibt. Der Schnittpunkt der Schmelzschneidgeraden mit der x - Achse wird proportional zu

$$H_{ox} \cdot v_{ox} / H \quad (50)$$

nach oben verlagert und ergibt den Drehpunkt, um den die Brennschneidgerade proportional zum Verhältnis der Einkoppelgrade verkippt ist. Im Falle von gleichen Einkoppelverhältnissen ergibt sich eine Parallelverschiebung.

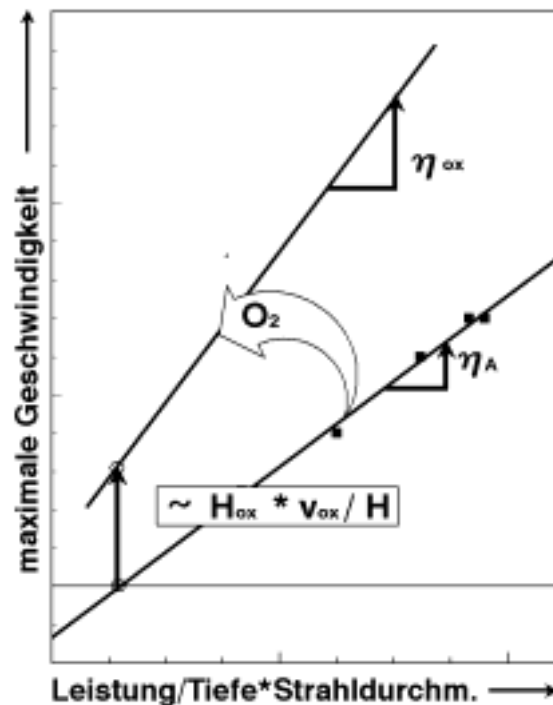


Bild 17 Einfluß der Verbrennungsleistung und der oxidbedingten Absorptionssteigerung auf die Maximalgeschwindigkeit

2.4 Auswertende Zusammenfassung

Im Kapitel 2 wird anhand von Näherungslösungen der Einfluß von Verfahrens- und Werkstoffparametern auf den thermischen Wirkungsgrad diskutiert. Bei allen untersuchten Verfahren ergeben sich ähnliche Abhängigkeiten:

- Bei niedriger normierter Geschwindigkeit und damit indirekt bei niedriger normierter Leistung hängen die Wärmeleitungsverluste stark von diesen Variablen ab.
- Bei hoher Leistung verliert sich dieser Verfahrensparametereinfluß; der thermische Wirkungsgrad strebt gegen einen Sättigungswert.
- Der Übergang zwischen den oben genannten Leistungsbereichen wird vom Produkt aus Bearbeitungstiefe, Einkoppelgrad, Wärmeleitfähigkeit und Prozeßtemperatur bestimmt. Daraus ergibt sich z.B., daß beim Schweißen von Aluminium der Maximalwert des thermischen Wirkungsgrads erst bei weitaus höheren Laserleistungen erreicht wird als bei Stahl.
- Der erreichbare thermische Wirkungsgrads ist abhängig von der Art des Verfahrens. Die niedrigsten Werte sind bei Oberflächenverfahren, die höchsten beim Schneiden zu erwarten.

Beim Schweißen wird die Nahtbreite außer von Verfahrensparametern hauptsächlich vom Verhältnis aus Verdampfungs- und Schmelztemperatur bestimmt.

Für das Brennschneiden wird ein Näherungs-Ansatz vorgeschlagen, bei dem oberhalb einer Grenzgeschwindigkeit der Leistungsbeitrag der Oxidation einen konstanten Wert annimmt. Die Folge davon ist ein ausgeprägtes Maximum für den Prozeßwirkungsgrad bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit.

In Kapitel 2 wird weiterhin aus normierten dimensionslosen Darstellungen eine einheitliche Auftragungsart für experimentelle Vergleiche (Vergleichs-Auftragung) abgeleitet. Als Abszisse wurde die auf Bearbeitungstiefe und Strahlfleckdurchmesser bezogene Laserleistung gewählt. Die Ordinate gibt die unter den gegebenen Verhältnissen maximal erreichte Vorschubgeschwindigkeit wieder. Diese Auftragung wurde mit dem Ziel gewählt, experimentelle Daten hinsichtlich Prozeß- und Einkopplungswirkungsgrad analysieren zu können. Für absolute Aussagen müssen zusätzlich analytische Näherungslösungen und thermophysikalische Daten herangezogen werden. Relative Schlußfolgerungen lassen sich jedoch direkt gewinnen:

- Für jeden Meßpunkt ergibt Division der Koordinatenwerte ein Maß für den Prozeßwirkungsgrad.
- Liegen die Meßpunkte einer Datenserie näherungsweise auf einer Geraden, so spiegelt deren Steigung den Einkopplungswirkungsgrad wieder.

Somit erfüllt die Vergleichs-Auftragung den Anspruch, bei experimentellen Vergleichen den Einfluß der Einkopplung herauszuschälen. Sie erlaubt jedoch auch Extrapolationen in Bereiche von Werkstoff-, Verfahrens- und Strahlparametern, für die aus verschiedenen Gründen, z.B. weil entsprechende Laser noch nicht zur Verfügung stehen, keine Daten vorliegen.

3 Absorption von Laserstrahlen

Grundvoraussetzung für die Wirksamkeit des Werkzeugs Laserstrahl ist die Übertragung eines möglichst großen Teils seiner Energie auf die zu bearbeitende Materie. Die Energieaufnahme wird durch die Größen Absorptionskoeffizient und Absorptionsgrad bestimmt. Deren Kenntnis sollte zum Basiswissen der Materialbearbeitung mit Lasern gehören. Es zeigte sich jedoch, daß dies nicht der Fall ist. Informationen über Absorptionswerte bei prozeßrelevanten Bedingungen, das heißt für technische Werkstoffe auf Prozeßtemperatur, sind nur vereinzelt aufzufinden.

Im folgenden Kapitel soll der für das Verständnis wichtige physikalische Hintergrund kurz zusammengefaßt und dann eine Übersicht über Literaturdaten gegeben werden. Schließlich werden Ergebnisse eigener Anstrengungen, die Informationslücken rechnerisch zu schließen, vorgestellt.

3.1 Grundlegende Beziehungen

3.1.1 Absorptionskoeffizient

Die Energieaufnahme (Absorption) im Werkstoff führt zu einer exponentiellen Schwächung der Strahlintensität I entlang des Weges z

$$I = I_0 e^{-\alpha z} \quad (51)$$

und wird durch die Stoffgröße α , genannt Absorptionskoeffizient, charakterisiert.

Ein zu α äquivalenter Werkstoffkennwert ist der Absorptionsindex k . Zwischen beiden besteht folgender Zusammenhang⁶:

⁶ Für eine ausführliche Herleitung und Diskussion der hier verwendeten Beziehungen wird das Standardwerk von Born und Wolf [9] empfohlen.

$$\alpha = \frac{4\pi k}{\lambda}. \quad (52)$$

Der Absorptionsindex k ist der Betrag der imaginären Komponente des komplexen Brechungsindex

$$N = n + ik. \quad (53)$$

Bezeichnet man den Weg, der zu einer Schwächung der Intensität auf den e -ten Teil führt als Eindringtiefe l_α , so ergibt sich:

$$l_\alpha = \frac{1}{\alpha} = \frac{\lambda}{4\pi k}. \quad (54)$$

In schwach absorbierenden Materialien, wie z.B. den Werkstoffen für transmissive Optiken oder Gasen, ist die vom Laserstrahl durchquerte Materialstärke meist kleiner als l_α . Die Energieaufnahme im Material hängt dann von der Materialstärke ab. In stark absorbierenden Werkstoffen, wie z.B. den Metallen, ist k größer als 1, die Eindringtiefe daher kleiner als die Wellenlänge und damit, außer bei extrem dünnen Folien, sehr viel kleiner als die Materialdicke. Die gesamte ins Werkstück eingedrungene Strahlleistung wird somit absorbiert, die Absorption ist unabhängig von der Materialstärke.

3.1.2 Absorptionsgrad bei senkrechtem Strahleinfall

An Grenzflächen zwischen Materialien unterschiedlicher Brechungsindizes tritt Reflexion und Beugung auf. Bei senkrechtem Strahleinfall aus einem optisch dünnen Material, z.B. der Luft oder einer Schutzgasatmosphäre, dessen Brechungsindex in guter Näherung gleich 1 gesetzt werden kann, auf ein Material mit dem Brechungsindex $N = n + ik$ ergibt sich der Reflexionsgrad R zu.

$$R = \frac{(n-1)^2 + k^2}{(n+1)^2 + k^2} \quad (55)$$

Der Reflexionsgrad beschreibt den Anteil der einfallenden Strahlungsleistung, der reflektiert wird. Tritt keine Transmission auf ($T = 0$), so kann der im Werkstoff absorbierte Leistungsanteil aus R über

$$A = 1 - R \quad (56)$$

berechnet werden. Ist jedoch die Materialstärke klein oder in der Größenordnung der Eindringtiefe l_α , so muß der Absorptionsgrad aus Gleichung (52) berechnet werden und ergibt sich abhängig von dem im Material zurückgelegten Lichtweg. In diesem Fall empfiehlt es sich, den Absorptionskoeffizient und den Reflexionsgrad zur Charakterisierung des Materials zu verwenden.

3.1.3 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit des Absorptionsgrades

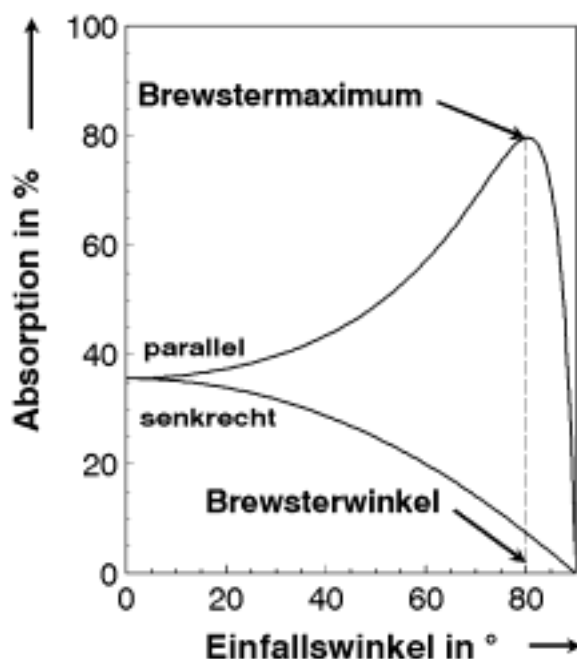


Bild 18 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Absorption in Metallen

Mit wachsendem, gegen die Flächennormale gemessenem, Einfallswinkel macht sich zunehmend die Polarisation bemerkbar: Für die Komponente mit Polarisationsrichtung parallel zur Einfallsebene ergibt sich eine Abhängigkeit der Absorption vom Einfallswinkel Φ mit einem Maximalwert beim sogenannten Brewsterwinkel und Minimalwerten bei 0 und 90°, siehe Bild 18. Die senkrecht polarisierte Komponente zeigt dagegen einen kontinuierlichen Abfall vom Wert bei senkrechtem Einfall, der sich aus Gleichung (56) ergibt, auf den Wert 0 bei 90° Einfallswinkel.

Die Winkelabhängigkeit der Absorption wird durch die **Fresnel-Gleichungen** beschrieben. Für $n^2 + k^2 \gg 1$, was generell bei Metallen und nicht zu kurzen Wellenlängen ($\geq 0,5 \mu\text{m}$) erfüllt ist, können diese auf folgende Näherungslösung gebracht werden [22], die für parallele Polarisation

$$A_p = \frac{4n \cos \Phi}{(n^2 + k^2) \cos^2 \Phi + 2n \cos \Phi + 1} \quad (57)$$

und für senkrechte Polarisation

$$A_s = \frac{4n \cos \Phi}{n^2 + k^2 + 2n \cos \Phi + \cos^2 \Phi} \quad (58)$$

lautet. Diese Näherung wird im folgenden zur Berechnung der Polarisations- und Winkelabhängigkeit verwendet.

3.1.4 Zusammenhang zwischen optischen und elektrischen Stoffgrößen

Die Theorie der Elektrodynamik stellt Zusammenhänge zwischen den optischen Stoffwerten n und k einerseits und den elektromagnetischen Werten magnetische Permeabilität μ und elektrische Permittivität ε andererseits her.

Ein grundlegender Zusammenhang zwischen optischen und elektromagnetischen Stoffwerten stellt die nach Maxwell benannte Beziehung her:

$$N = \sqrt{\varepsilon \mu} = \frac{1}{c} \sqrt{\varepsilon_r \mu_r} \quad (59)$$

Bei den hohen Frequenzen der von Lasern ausgesandten elektromagnetischen Wellen kann $\mu_r = 1$ gesetzt werden. Die Permittivitätszahl ε_r ist im allgemeinen komplex:

$$\varepsilon = \varepsilon_0 \varepsilon_r = \varepsilon_0 (\varepsilon_1 - i \varepsilon_2). \quad (60)$$

Durch Einsetzen in Gleichung (60) und nach Aufspaltung in Real- und Imaginärteil erhält man:

$$k = \sqrt{\frac{-\varepsilon_1 + \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2}}{2}} \quad (61)$$

und

$$n = \sqrt{\frac{\varepsilon_1 + \sqrt{\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2}}{2}}. \quad (62)$$

Die komplexe Permittivität hängt nun wie folgt von der elektrischen Wechselstromleitfähigkeit $\sigma(\omega, T)$ ab:

$$\varepsilon_r(\omega, T) = 1 + \frac{\sigma(\omega, T)}{\varepsilon_0 \cdot \omega}. \quad (63)$$

Hierbei ist ω die Kreisfrequenz der Laserstrahlung, die mit der Wellenlänge λ über

$$\lambda = \frac{2\pi}{\omega} \quad (64)$$

verknüpft ist.

3.1.5 Drude - Theorie

Die makroskopischen Stoffgrößen wie Permittivität oder elektrische Leitfähigkeit lassen sich aus atomistischen Stoffbeschreibungen ableiten und im Prinzip exakt berechnen. Eine heute noch brauchbare Näherungslösung geht auf Drude [23] zurück. Er nimmt an, daß elektrische Felder mit Ladungsträgern wechselwirken, die in der betrachteten Materie frei beweglich sind. Die Ladungsträger nehmen durch Beschleunigung im elektrischen Feld Energie auf, die sie dann über Stöße an die Umgebung abgeben. Dadurch wird dem Ladungstransport Reibung entgegengesetzt, es entsteht ein ohmscher Widerstand. Bei niedrigen Frequenzen werden alle vorhandenen frei beweglichen Ladungsträger beschleunigt, bei den sehr hohen Frequenzen der Laserstrahlung jedoch nur die Elektronen. Die Vorstellung von frei beweglichen Elektronen läßt sich auf Plasmen, aber auch auf die Leitungsbandelektronen in Metallen anwenden.

Im Drude-Modell ergibt sich die Permittivität wie folgt:

$$\varepsilon_r = 1 + \varepsilon_D \quad (65)$$

mit

$$\varepsilon_D(\omega, T) = -\frac{\omega_p^2}{\omega^2 + i\omega \cdot \omega_c(T)}. \quad (66)$$

Die Permittivität wird demnach bestimmt von der Laserfrequenz und zwei Stoffwerten, der sogenannten Plasmafrequenz ω_p und der Kollisionsfrequenz ω_c . Die Plasmafrequenz ist eine Abkürzung für die Parameterkombination:

$$\omega_p^2 = \frac{n_e \cdot e^2}{\varepsilon_0 \cdot m_e \cdot M}. \quad (67)$$

Außer den Konstanten Elementarladung e , Elektronenmasse m_e und elektrische Feldkonstante ε_0 sind zwei Größen enthalten, welche die betrachtete Materie cha-

rakterisieren. Die Größe n_e steht für die Dichte der freien Elektronen. M berücksichtigt den Einfluß der umgebenden Materie auf die Masseträgheit der Elektronen: Sind die Elektronen wirklich frei, z.B. in Plasmen, so ist $M = 1$. Die Leitungsbandelektronen in Metallen verspüren jedoch noch eine Wechselwirkung mit den Metallgitter, die durch den Korrekturfaktor $M > 1$ berücksichtigt wird.

Die Kollisionsfrequenz ω_c beschreibt die Häufigkeit von Stößen der Elektronen mit Stoßpartnern in ihrer Umgebung. In Plasmen sind dies Ionen und Atome, im Metall Gitterstörungen. Letztere können eingelagerte Fremdatome, Eigenfehlstellen und temperaturbedingte Gitterschwingungen (Phononen) sein. In erster Näherung addieren sich die Wirkungen dieser Stoßpartner (Matthiessensche Regel). Für den dadurch bedingten spezifischen Gleichstromwiderstand ergibt sich:

$$\rho_0(T) = \rho_0 + \Delta\rho(C) + \Delta\rho(T). \quad (68)$$

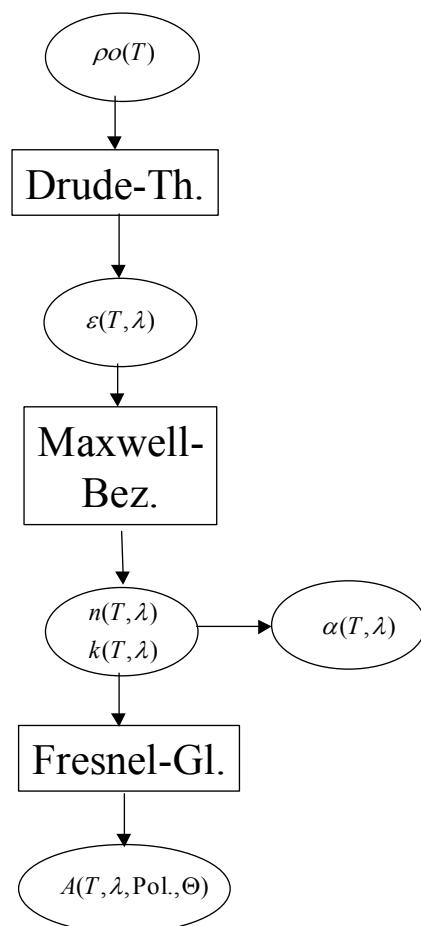


Bild 19 Rechenweg zur Berechnung der Absorptionskennwerte

Der spezifische Widerstand wächst mit der Konzentration C der Fremdatome und mit der Temperatur.

Den Zusammenhang zwischen dem spezifischen Gleichstromwiderstand und der Stoßfrequenz ω_c wird durch die Drude-Theorie hergestellt:

$$\omega_c = \varepsilon_0 \cdot \omega_p^2 \cdot P_0(T). \quad (69)$$

Somit läßt sich aus der Temperaturabhängigkeit des spezifischen elektrischen Widerstands über die Drude-Theorie die Temperatur- und Wellenlängenabhängigkeit der Permittivität und aus dieser die Temperatur- und Wellenlängenabhängigkeit der optischen Konstanten berechnen. Aus diesen wiederum erhält man die Temperatur-, Wellenlängen-, Polarisations- und Winkelabhängigkeit der Absorption. Der gesamte Rechenweg ist im Bild 19 illustriert.

3.1.6 Intraband- und Interbandübergänge

Nicht nur "freie", sondern auch gebundene, d.h. Valenzelektronen, können Energie aus dem elektrischen Feld elektromagnetischer Strahlung aufnehmen. Dabei sind jedoch quantenmechanische Einschränkungen zu beachten. In Festkörpern können Elektronen nur Energiezustände innerhalb von bestimmten Bereichen, den sogenannten Bändern einnehmen. Dies ist schematisch im Bild 20 gezeigt. Die Bänder bestehen aus einer dichten Schichtung von quantenmechanischen Zuständen, die jeweils nur mit einem Elektron besetzt werden können (Pauli-Prinzip). Am absoluten Nullpunkt sind die Zustände bis zur Fermigrenze E_F aufgefüllt. In Metallen liegt die Fermigrenze innerhalb von Bändern, die dadurch nur teilweise aufgefüllt sind und Leitungsbandern genannt werden.

Elektronen nahe der Fermigrenze können mit geringer Energiezufuhr in höhere Zustände gehoben werden (Intraband-Übergänge). Die Energiezufuhr kann z.B. thermisch oder durch elektrische Anregung erfolgen. Die elektrisch angeregten Übergänge innerhalb des teilbesetzten Bandes entsprechen der Beschleunigung der Elektronen in der klassischen Beschreibung von Drude.

Bei ausreichend hoher Anregungsenergie können auch Elektronen des Valenzbands auf freie Plätze im Leitungsband gehoben werden. Dabei muß die Bandlücke und die

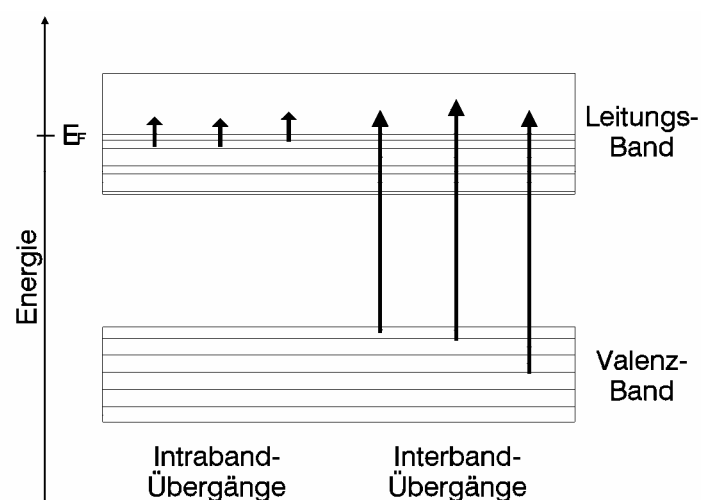


Bild 20 Intraband- und Interbandübergänge

Besetzungshöhe im Leitungsband überwunden werden. Dies kann mit ausreichend kurzwelliger Laserstrahlung erreicht werden. Bei Edelmetallen liegen die erforderlichen Wellenlängen im Sichtbaren, bei Übergangsmetallen teilweise im nahen Infrarot.

Die Anteile von Intraband- und Interbandwechselwirkungen gehen additiv in die Berechnung der Permittivität ein:

$$\varepsilon_r = 1 + \varepsilon_D + \varepsilon_i. \quad (70)$$

Der Interbandanteil ε_i setzt sich wiederum aus mehreren Komponenten zusammen, die unterschiedlichen Bandübergängen zugeordnet sind:

$$\varepsilon_i = \sum_n \varepsilon_{in}. \quad (71)$$

Die Interbandkomponenten sind wie die Drude-Übergänge durch temperaturabhängige Stoßfrequenzen, zusätzlich jedoch durch die zu überwindende Energielücke bzw. die entsprechende Resonanzfrequenz ω_{in} und durch Gewichtungsfaktoren A_n charakterisiert. Nach Ashcroft und Sturm [24] ergibt sich:

$$\varepsilon_{in} = \omega_p^2 \frac{A_n}{\omega_{in}^2 \cdot (\omega + i\omega_c)^2}. \quad (72)$$

Im Gegensatz zum monoton mit der Frequenz variierenden Drude-Term zeigen die Interbandterme Resonanzcharakter mit Maxima bei den jeweiligen Resonanzfrequenzen. Diese sind in den aus den Permittivitätsverläufen abgeleiteten Absorptionskurven mehr oder weniger deutlich zu erkennen, siehe Bild 21.

3.2 Experimentelle Absorptionsdaten fester und flüssiger Metalle

3.2.1 Absorption bei Raumtemperatur

Schon lange vor der Erfindung des Lasers und seiner Anwendung als Werkzeug wurden die optischen Eigenschaften von Materialien intensiv untersucht. Verschiedene Methoden [25] wurden entwickelt zur Bestimmung der optischen Konstanten n und k . Ursprünglich war das Ziel dieser Untersuchungen hauptsächlich die Charakterisierung der Werkstoffe optischer Elemente für den sichtbaren Teil des Wellenspektrums. Später rückte die Möglichkeit, die elektronische Struktur von Festkörpern über deren optische Eigenschaften zu entschlüsseln in den Mittelpunkt des Interesses. Für beide Zwecke werden möglichst reine Stoffe mit möglichst perfekten Oberflächen auf Raumtemperatur bevorzugt. Hierfür liegt demzufolge umfangreiches Datenmaterial vor (z.B. [25], [26]).

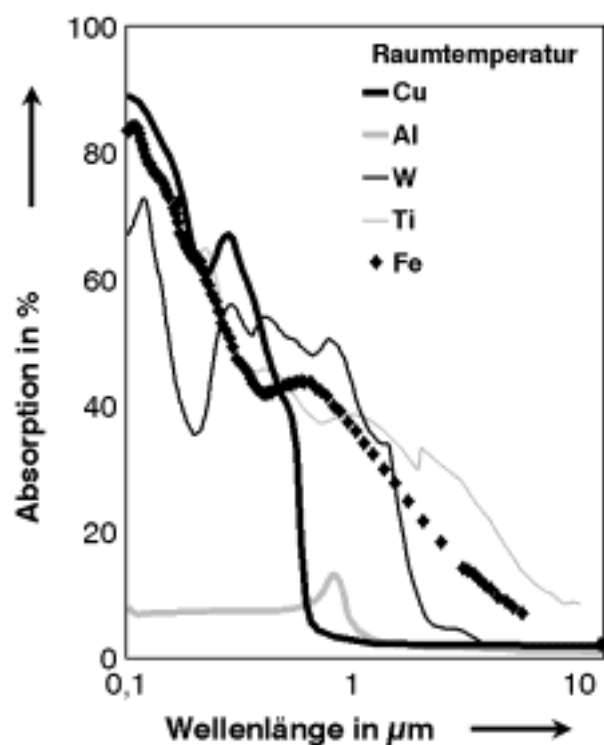


Bild 21 Absorption von Metallen in Abhängigkeit von der Wellenlänge bei senkrechtem Strahleinfall

Bild 21 zeigt für mehrere Metalle Abhängigkeiten des Absorptionsgrades

von der Wellenlänge. Mit zunehmender Wellenlänge ergibt sich zuerst ein starker, von mehr oder weniger ausgeprägten Absorptionsmaxima unterbrochener Abfall, dann ein unstrukturierter schwacher, in Bild 21 kaum erkennbarer Rückgang bei langen Wellenlängen. Es lassen sich Unterschiede zwischen einzelnen Metallgruppen feststellen. Edelmetalle (hier z.B. Cu) weisen einen ausgeprägten Rückgang der Absorption im Sichtbaren auf, Übergangsmetalle (Fe, Ni, W, Ti, ...) dagegen einen allmählichen Abfall, der sich weit ins Infrarote hinein fortsetzt. In diesem Fall treten In-

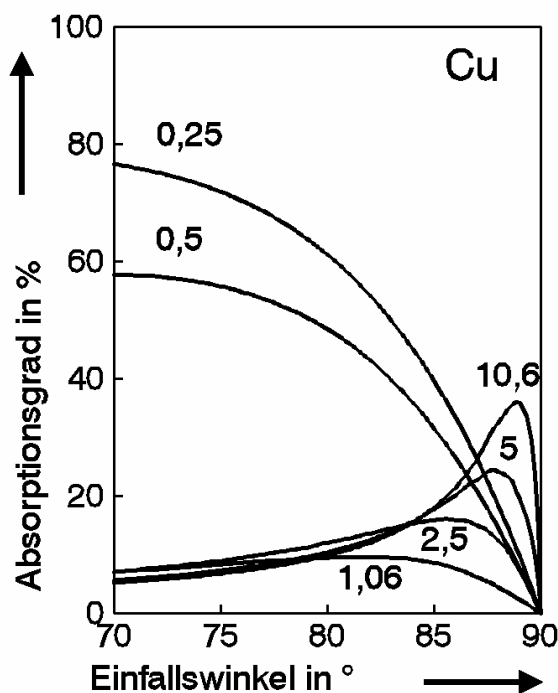


Bild 22 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Raumtemperatur-Absorption in Kupfer bei verschiedenen Wellenlängen

terbandübergänge mit beliebig kleiner Energielücke auf, die sich nicht vollständig von Intrabandübergängen unterscheiden lassen [26]. Aluminium schließlich ist ein Vertreter der polyvalenten Metalle mit aufgefüllten inneren Atomschalen. Hier zeigen sich Interbandübergänge im Infraroten bzw. Sichtbaren, jedoch bleibt der Absorptionsgrad, abgesehen vom Maximum bei $0,8 \mu\text{m}$, in gesamten betrachteten Wellenlängenbereich auf einem niedrigen Niveau.

In den Bildern 22 bis 26 ist die mit Gleichung (57) berechnete Winkelabhängigkeit bei paralleler Polarisierung für die Metalle Kupfer, Aluminium, Eisen, Titan und Wolfram dargestellt.

Die Abhängigkeit des Absorptionsgrades von der Wellenlänge stellt sich hierbei als wesentlich komplexer heraus als bei senkrechtem Einfall.

Folgende Tendenzen schälen sich heraus:

1. Das Brewster-Maximum tritt bei umso höheren Winkeln auf, je größer die Wellenlänge ist.
2. Solange die Absorption von Intraband-Übergängen bestimmt wird (d.h. bei langen Wellenlängen) wächst das Brewster-Maximum stark mit der Wellenlänge an. Dieses Verhalten tritt bei Kupfer, Aluminium und Wolfram deutlich zutage, bei Eisen und Titan ist es auch bei der höchsten hier betrachteten Wellenlänge noch von Interbandübergängen kaschiert.

3. Dort, wo die Absorption von Interband-Übergängen dominiert wird, zeigen sich breite Maxima, die ebenfalls mit der Wellenlänge, jedoch weniger stark anwachsen. Dies wird besonders deutlich bei Titan, aber auch bei Aluminium.
4. Beim Übergang zwischen den oben genannten Bereichen ergibt sich ein Minimum für die Höhe des Brewster-Maximums. Dieses ist vor allem bei Kupfer und Aluminium deutlich ausgeprägt.

Wie bereits im Kapitel 1 erwähnt (siehe Bild 2) sind je nach Verfahren unterschiedliche Einfallswinkel relevant. Zum Beispiel wird Oberflächenbehandlung meist mit senkrechter Bestrahlung durchgeführt. Beim Schneiden hingegen trifft der Stahl nahezu streifend auf die Schnittfrontfläche. Beim Schweißen schließlich bringt Vielfachreflexion im Dampfkanal den gesamten Winkelbereich ins Spiel. Dann ist, wie in Kapitel 5 gezeigt wird, der Absorptionsmittelwert maßgebend für die Einkopplung.

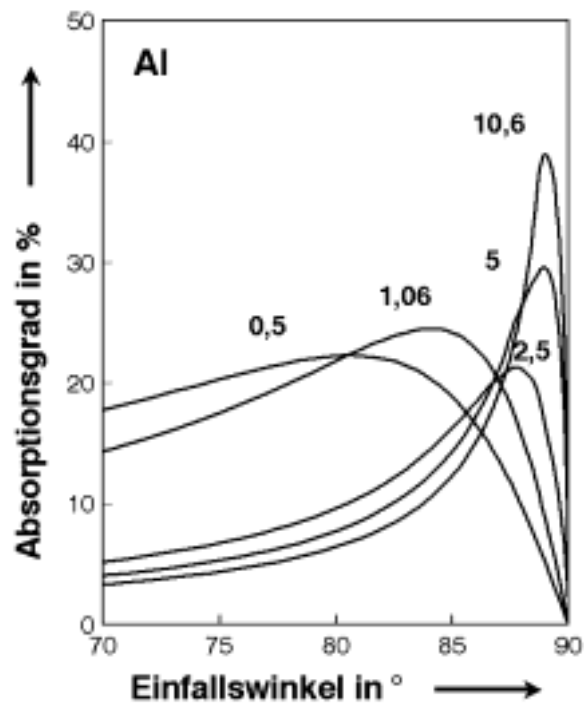


Bild 23 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Raumtemperatur-Absorption in Aluminium bei verschiedenen Wellenlängen

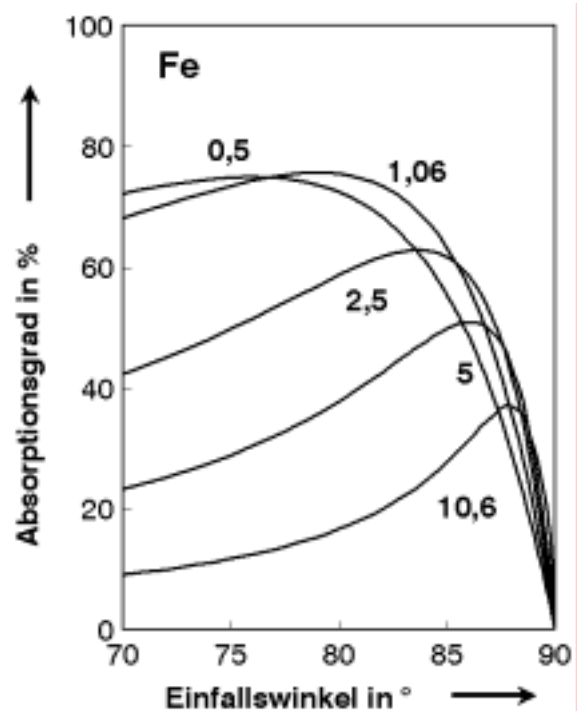


Bild 24 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Raumtemperatur-Absorption in Eisen bei verschiedenen Wellenlängen

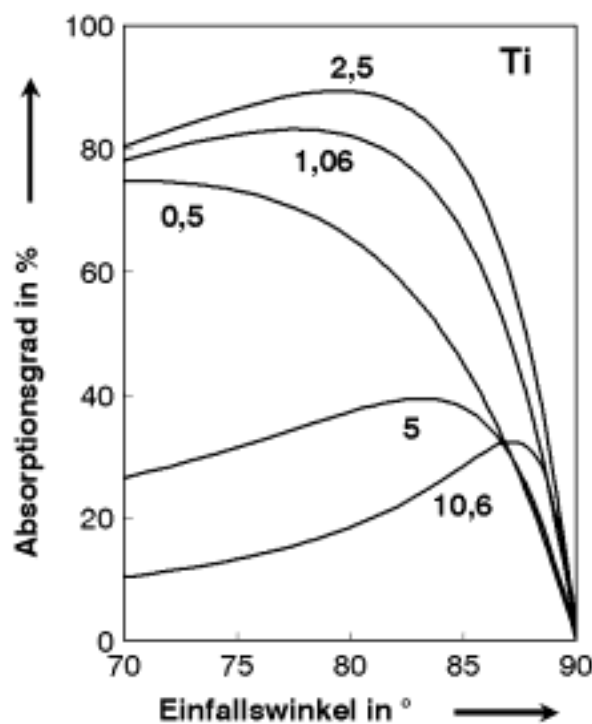


Bild 25 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Raumtemperatur-Absorption in Titan bei verschiedenen Wellenlängen

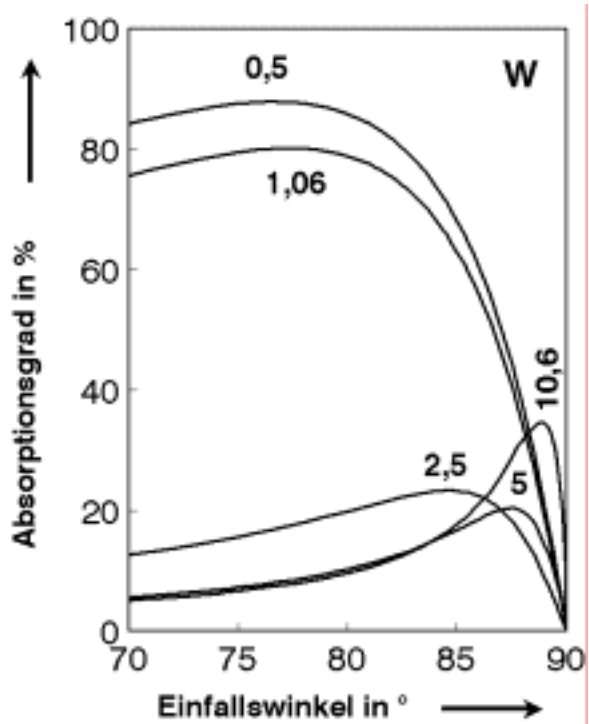


Bild 26 Winkel- und Polarisationsabhängigkeit der Raumtemperatur-Absorption in Wolfram bei verschiedenen Wellenlängen

Die oben aufgezeigten Tendenzen lassen nun erwarten, daß sich eine Variation der Wellenlänge je nach Verfahren und Werkstoff unterschiedlich auswirken kann. Generell fällt sowohl die Absorption bei senkrechtem Einfall als auch der Absorptionsmittelwert mit zunehmender Wellenlänge ab. Bei Schnittfrontwinkeln oberhalb von 85° wächst die Absorption hingegen bei einigen Metallen (z.B. Cu, Al, W) stark an, bei anderen (z.B. Fe, Ti) dagegen nicht. Damit wird klar, daß es nicht genügt, wie das meist getan wird, lediglich die Wellenlängenabhängigkeit bei senkrechtem Einfall in Betracht zu ziehen.

3.2.2 Absorption bei höherer Temperatur

Bei der Materialbearbeitung trifft der Laserstrahl überwiegend auf Werkstoff, der sich entweder knapp unterhalb der Schmelztemperatur (martensitisches Härten), zwischen Schmelz- und Verdampfungstemperatur (umschmelzende Oberflächenbehandlung, Wärmeleitungsschweißen und Schneiden) oder auf Verdampfungstemperatur (Tiefschweißen) befindet. Gerade für diese Temperaturen stehen jedoch nur wenige Meßwerte zur Verfügung.

Brückner et. al. [27] untersuchten das Temperaturverhalten der Absorption von Aluminium und Kupfer ellipsometrisch bei $10,6\ \mu\text{m}$ in Ultrahochvakuum. Es zeigt sich ein näherungsweise linearer Anstieg bis zur Schmelztemperatur. Dort tritt ein sprunghafter Zuwachs auf. In den Bildern 27 und 28 ist die Winkelabhängigkeit der Absorption bei paralleler Polarisation für ausgewählte Temperaturen gezeigt. Die Kurven wurden mit Gleichung (58) aus den in [26] angegebenen optischen Konstanten berechnet. Die Maximalwerte erreichen bei beiden Metallen ca. 80 %, allerdings nur in einem sehr schmalen Winkelbereich oberhalb 80° .

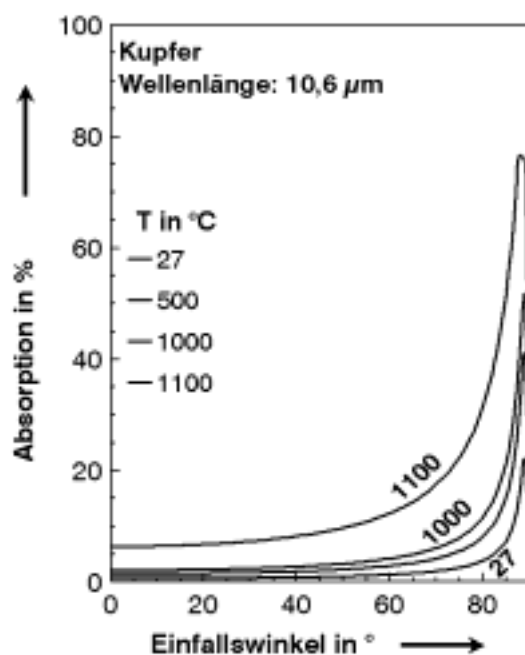


Bild 27 Winkel- und Temperaturabhängigkeit der Absorption in Kupfer bei paralleler Polarisation

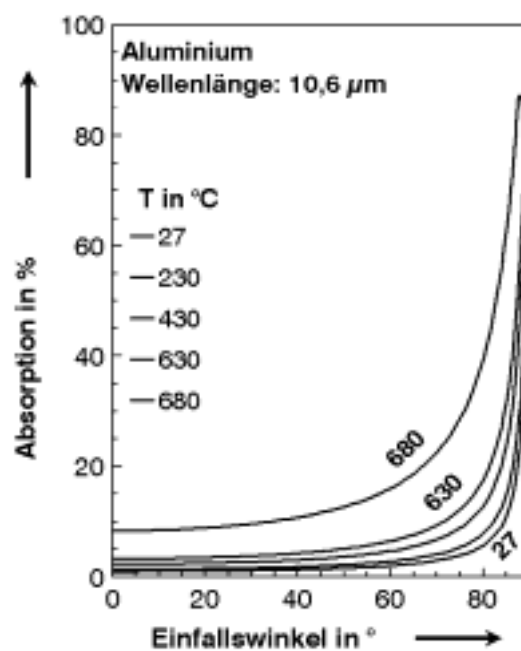


Bild 28 Winkel- und Temperaturabhängigkeit der Absorption in Aluminium bei paralleler Polarisation

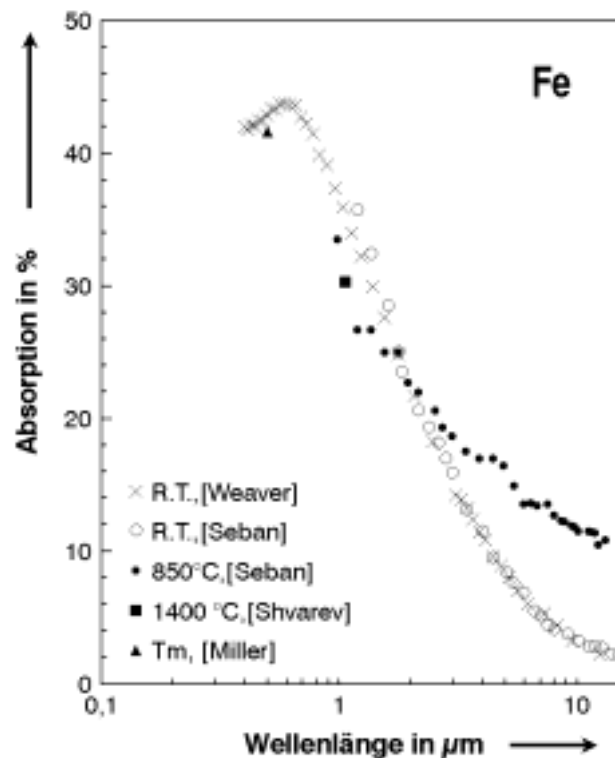


Bild 29 Wellenlängen- und Temperaturabhängigkeit der Absorption in Eisen bei senkrechtem Strahleinfall (experimentelle Werte)

Bild 29 stellt von verschiedenen Autoren ([26], [28], [29], [30]) ermittelte Absorptionsgrade von Eisen in Abhängigkeit von der Wellenlänge zusammen. Im weitgespannten Temperatur- und Wellenlängenfeld konnte nur bei Raumtemperatur eine dichte Datenmenge gefunden werden. Bei höheren Temperaturen, besonders auf und oberhalb Schmelztemperatur, sind dagegen nur spärlich Meßwerte vorhanden.

Es ist ein bemerkenswerter Trend zu beobachten: Bei 10 μm wächst der Absorptionsgrad stark mit der Temperatur an. Um 1 μm herum liegen jedoch alle Hochtemperaturwerte unterhalb von denen bei Raumtemperatur. Bei 1,8 μm wird keine Temperaturabhängigkeit beobachtet.

Dieses Phänomen, daß die Temperaturabhängigkeit der Absorption bei einer bestimmten Wellenlänge ihr Vorzeichen wechselt, ist in vielen älteren Arbeiten beschrieben, die sich mit der Emission⁷ von Metallen befassen. Price [31] gibt eine zusammenfassende Darstellung und nennt den Punkt, an dem es zur Vorzeichenum-

⁷ Nach Kirchhoff ist der Absorptionsgrad gleich dem spektralen Emissionsgrad.

kehr kommt, X-point. Die Lage des X-Punktes ist materialabhängig, wird jedoch in der Nähe von 1 μm beobachtet, siehe Tabelle 4.

Metall	Fe	Mo	W		Ta
Autor	[31]	[31]	[31]	[32]	[32]
X-Wellenlänge [μm]	1,5	1,8	1,8	1,5	0,8

Tabelle 4: Lage des X-Punktes bei verschiedenen Metallen

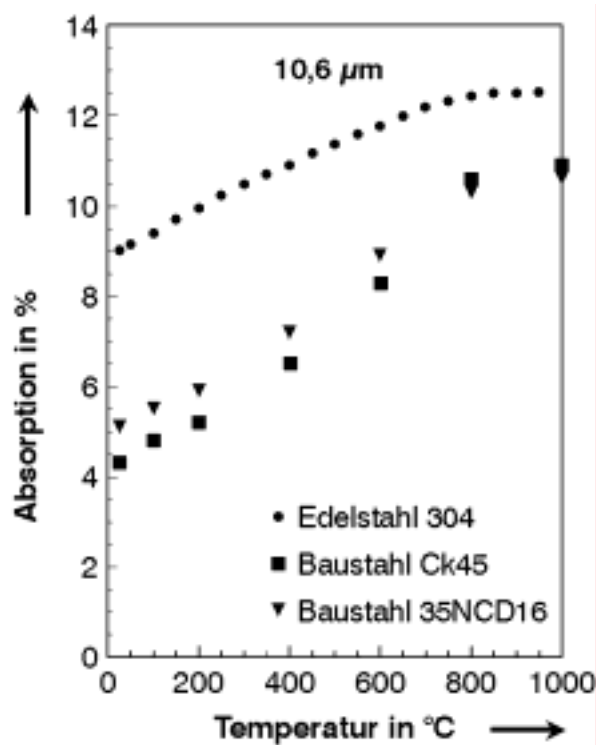


Bild 30 Temperaturabhängigkeit der Absorption bei senkrechtem Einfall in verschiedenen Stählen

Sepold und Jüptner [33] untersuchen die Absorption des Edelstahls X12CrCoNi2120 bei den Wellenlängen des CO₂- und Nd:YAG-Lasers. Dabei ergab sich ein konstanter Absorptionsgrad von ca. 12 bzw. 42 % bis zur Schmelztemperatur und dort ein Abfall auf 7 % bzw. 32 %. Bild 30 gibt Messungen von Wieting und Schriempf [34] an rostbeständigem Edelstahl und von Stern [35] an niedriglegiertem Stahl wieder. Im Gegensatz zu Sepold und Jüptner beobachten diese Autoren einen ausgeprägten Anstieg der 10,6 μm -Absorption mit der Temperatur.

3.2.3 Absorptionsgrad technischer Oberflächen

Die technischen Oberflächen der mit Laser zu bearbeitenden Werkstücke unterscheiden sich im allgemeinen erheblich von den physikalisch reinen, die für Grundlagenuntersuchungen gebraucht werden. In der Regel weisen technische Oberflächen mehr oder weniger grobe Bearbeitungsriefen auf und sind mit im Vorbearbeitungsprozeß entstandenen Schichten bedeckt.

Stern [35] untersuchte bei drei Wellenlängen ($1,06\text{ }\mu\text{m}$, ca. $5\text{ }\mu\text{m}$ und $10,6\text{ }\mu\text{m}$) den Einfluß der Rauhtiefe und des Bearbeitungsverfahrens (Polieren, Polieren und Glühen, Fräsen und Schleifen) auf den Absorptionsgrad von niedriglegiertem Stahl auf Raumtemperatur. Es wurde festgestellt, daß der Absorptionsgrad feingefräster Oberflächen ($R_a = 0,5\text{ }\mu\text{m}$) nahe den Werten für polierte Oberflächen lag, daß jedoch mit zunehmender Rauhgkeit ein lineares Anwachsen auf beträchtlich höhere Werte zu

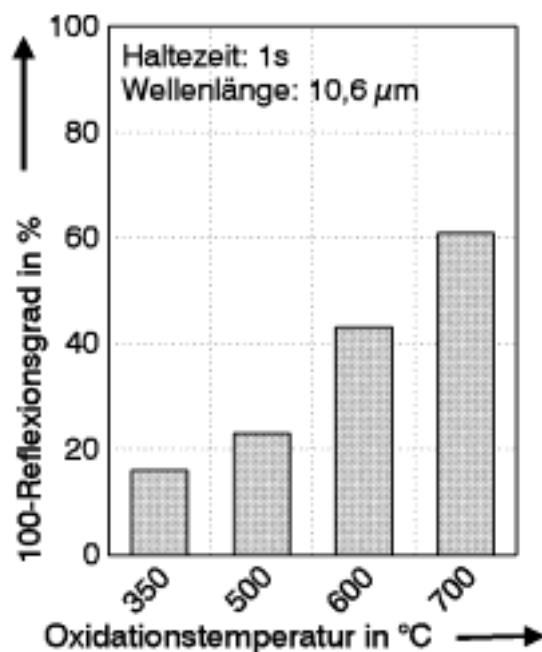


Bild 31 Absorption auf bei verschiedenen Temperaturen erzeugten Eisenoxiden

beobachten war. Bei $10,6$ und $5\text{ }\mu\text{m}$ Wellenlänge wird bei $R_a = 3,5\text{ }\mu\text{m}$ ca. der doppelte Absorptionsgrad, bei $1,06\text{ }\mu\text{m}$ ungefähr der eineinhalbfache im Vergleich zum polierten Zustand erreicht. Absolut gesehen erhöhte sich der Absorptionsgrad von ca. 5 auf 12 % ($10,6\text{ }\mu\text{m}$), von ca. 9 auf ca. 19 % ($5\text{ }\mu\text{m}$) und von ca. 30 % auf ca. 52 %. Sandgestrahlte und geschliffene Oberflächen zeigten erheblich höhere Absorptionswerte als gefräste mit gleicher Rauhtiefe. Dies wird auf durch diese Verfahren verursachte Oberflächenkontamination zurückgeführt.

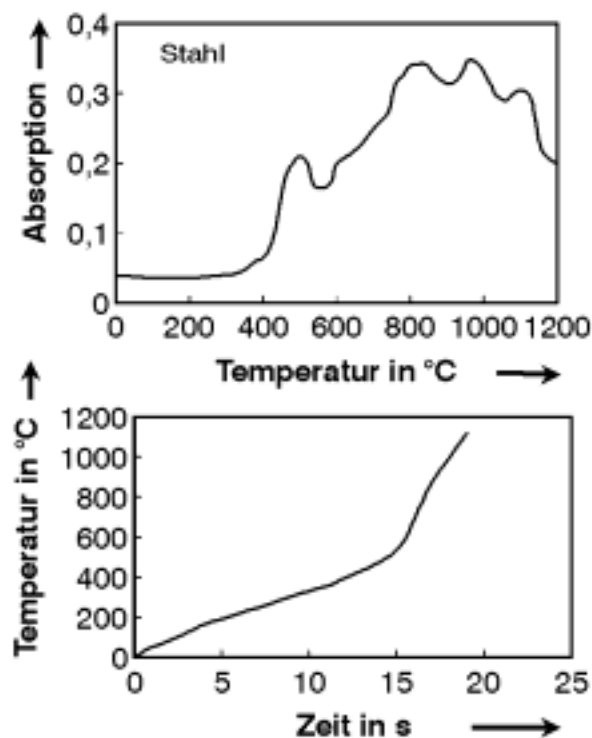


Bild 32 Absorption einer durch Erhitzen mit einem CO_2 -Laser erzeugten Oxidschicht

Sowohl in vorgeschalteten Fertigungsprozessen, während Lagerzeiten, als auch bei der Laserbearbeitung selbst oxidiert die Werkstückoberfläche. Wissenbach [36] bestimmte die Absorption an Vergütungsstahloberflächen, die durch Erwärmung auf Temperaturen zwischen 350° und 700° mit einer Haltezeit von 1s erzeugt wurden. Es ergaben sich Werte zwischen 17 und 60 %, siehe Bild 31. Ähnliche Oxidschichten ergeben sich beim Vergüten von Stahl, einer Wärmebehandlung die häufig vor dem Laserhärten durchgeführt wird.

Prokhorov et al. [22] untersuchten an verschiedenen Metallen mit einer kalorischen Methode die bei der Erwärmung durch einen Laserstrahl entstehenden Oxidschichten. Dazu wurden dünne Proben an Luft mit einem CO_2 -Laser erhitzt und die Temperaturzunahme gemessen. Aus dieser wurde auf den temporären Absorptionsgrad zurückgerechnet. In Bild 32 sind beispielhaft die an Baustahl ermittelten Ergebnisse dargestellt. Es zeigt sich ein durch Interferenzeffekte moduliertes Anwachsen auf Werte um 35 %.

Zum Kaltmassivumformen werden Werkstücke mit Zinkphosphatschichten überzogen. Außerdem werden Feststoffschmiermittel (MoS_2 , Graphit) verwendet. Nach dem Umformen verbleibt auf der Werkstückoberfläche eine festhaftende nichtmetallische Schicht, welche den Absorptionsgrad deutlich erhöht. Beim Laserhärten wird davon Gebrauch gemacht [37].

3.3 Berechnung der Absorption in festen und flüssigen Metallen

Wie Kapitel 3.2.2 zeigt, liegt für die in der Lasermaterialbearbeitung auftretenden Temperaturen, Wellenlängen und Werkstoffe kein ausreichendes Datenmaterial vor. Eine experimentelle Ermittlung der erforderlichen Daten ist wegen des außerordentlich weiten Parameterfelds und wegen technischer Schwierigkeiten bei Hochtemperaturmessungen sehr aufwendig. Daher wird im folgenden angestrebt, Wissenslücken rechnerisch zu schließen. Dazu soll von der sicheren experimentellen Ausgangsbasis aus, nämlich den Daten für reine Metalle auf Raumtemperatur, extrapoliert werden.

3.3.1 Eisen und Stahl

Eine Näherung von Hagen und Rubens [38] bringt den Absorptionsgrad in Zusammenhang mit der elektrischen Leitfähigkeit:

$$A \approx 0,365[\Omega](\lambda\sigma_0)^{-0,5}. \quad (73)$$

Diese Näherung ergibt sich aus der Drude-Theorie unter der Voraussetzung, daß die Frequenz der elektromagnetischen Welle sehr viel kleiner als die Stoßfrequenz der freien Elektronen ist. Da sich im Rahmen der Drude-Theorie die elektrische Leitfähigkeit umgekehrt proportional zur Stoßfrequenz ergibt, gilt die Hagen-Ruben-Näherung bis zu umso höheren Laserfrequenzen (umso kleineren Wellenlänge) je kleiner die Leitfähigkeit ist.

Im Falle von Eisen erweist sich die Hagen-Rubens-Näherung bei 10,6 µm noch als brauchbare Interpolationsformel. Da zu höheren Temperaturen hin die Leitfähigkeit abnimmt, ist dort eher bessere Gültigkeit zu erwarten. Dies erkennt man im Bild 33. Zu kürzeren Wellenlängen hin treten zunehmende Abweichungen zu den experimentellen Werten auf. Außerdem liefert die Hagen-Rubens-Formel nur den Absorptionsgrad für senkrechten Einfall, nicht jedoch die Polarisations- und Winkelabhängigkeit.

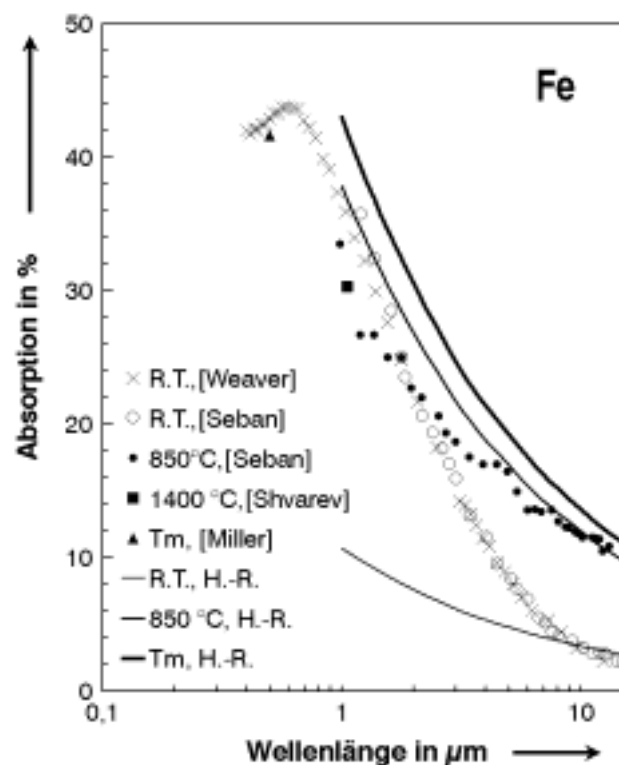


Bild 33 Absorption bei senkrechtem Einfall:
Vergleich experimentell ermittelter Werte (Punkte) mit der Hagen-Rubens-Näherung (Linien)

Die Drude-Theorie, basierend auf der Annahme, daß nur eine Sorte von freien Elektronen für die elektrische Leitfähigkeit und die optischen Eigenschaften verantwortlich ist, läßt sich bei vielen Metallen (Ag, Al, Au, Cu, Pb, W) an experimentelle Werte im Infraroten anpassen, nicht jedoch bei den Übergangsmetallen (außer Wolfram) [39]. Nach Roberts [40] sah Drude ursprünglich zwei Sorten von Ladungsträgern vor. Roberts griff diesen Gedanken wieder auf und erzielte gute Übereinstimmung mit Raumtemperaturdaten, siehe Bild 34, vor allem bei Wellenlängenwerten oberhalb des X-Punktes.

Seban [28] wandte dieses Modell auf 850° C an, indem er die Stoßfrequenz der einen Elektronensorte umgekehrt proportional zur elektrischen Leitfähigkeit $\sigma(T)$ variierte und den Beitrag der anderen Elektronensorte auf dem Raumtemperaturwert hielt. Dadurch ergab sich Übereinstimmung mit experimentellen Werten, jedoch wieder nur oberhalb des X-Punktes (siehe Bild 34). Offensichtlich konnte die beobachtete Vorzeichenumkehr der Temperaturabhängigkeit mit dem verwendeten Modell nicht beschrieben werden.

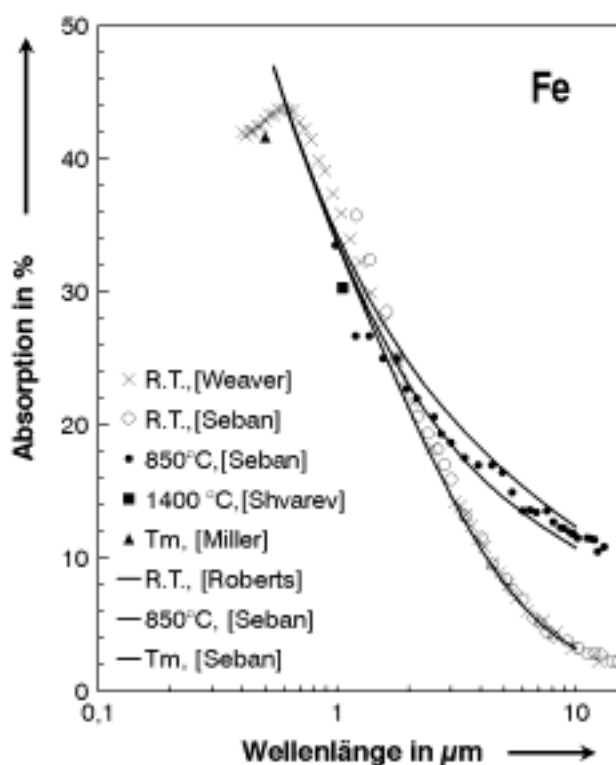


Bild 34 Absorption bei senkrechtem Einfall:
Vergleich der Rechenergebnisse von Roberts und Seban (Linien) mit experimentellen Werten (Punkte)

Eine andere Erweiterung der Drude-Theorie wurde von Wieting und Schriempf [34] vorgenommen. Ihr Ziel lag vor allem darin, Legierungen zu erfassen. Sie erhielten gute Übereinstimmung mit experimentellen Werten von rostfreiem Edelstahl bei Wellenlängen $\geq 10\mu\text{m}$. Zu kürzeren Wellenlängen hin wurde eine zunehmende Abweichung festgestellt.

Die Unzulänglichkeit der oben geschilderten Modelle bei kurzen Wellenlängen beruht offensichtlich darauf, daß nur "freie" Elektronen einbezogen und Interbandübergänge nicht berücksichtigt werden. In einer weiteren Veröffentlichung [41] weitete Roberts seinen Ansatz durch Hinzunahme von Interbandtermen aus:

$$\varepsilon = 1 - \frac{\lambda^2}{2\pi c \varepsilon_0} \sum^m \frac{\sigma_{Dm}}{\lambda_{Dm} - i\lambda} + \lambda^2 \sum^n \frac{k_{in}}{\lambda^2 - \lambda_{in}^2 + i\delta_{in} \lambda_{in} \lambda} \quad (74)$$

Der Index i bezeichnet Interbandterme, der Index D Drude-Terme.

Roberts führt die Interband-Parameter der obigen Näherungsgleichung als willkürliche Anpaßparameter ein. Es fällt jedoch auf, daß die Interbandterme eine ähnliche Struktur zeigen wie die Terme von Ashcroft, [24] siehe Gleichung (72). Man kann daher die Koeffizienten λ_{in} als die aus der Resonanzfrequenz berechneten Wellenlängen und die δ_{in} als Dämpfungskoeffizienten interpretieren.

Ausgehend von den Drude-Parametern, die Roberts [40] angibt, wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit eine Anpassung der Gleichung (74) an die Raumtemperaturdaten aus Weaver et. al. [26] vorgenommen. Dabei wurden alle Interbandparameter solange variiert, bis sich visuell eine befriedigende Übereinstimmung ergab. Diese wurde mit 4 Interbandtermen erreicht, siehe Bild 35. Die Hinzunahme weiterer Terme könnte restliche Abweichungen verringern, wird jedoch angesichts der von [26] angegebenen experimentellen Unsicherheit von 10 % nicht für sinnvoll erachtet.

Für die Extrapolation zu höheren Temperaturen wurde zusätzlich zu den Annahmen von Roberts und Seban eine Temperaturabhängigkeit der Interbandterme eingeführt. Als funktionaler Zusammenhang wurde eine Proportionalität der Interband-Dämpfung zur Dämpfung des temperaturabhängigen Drudeterms gewählt:

$$\delta_{in}(T) = \frac{\sigma_{D1}(R.T.)}{\sigma_{D1}(T)} \delta_{in}(R.T.). \quad (75)$$

Mit dieser Annahme und Literatur-Werten für die Temperaturabhängigkeit der elektrischen Gleichstromleitfähigkeit ([42], [43]) wurden die in Bild 35 dargestellten Hochtemperaturkurven errechnet. Im Gegensatz zu den älteren Ansätzen ergibt sich nun das beobachtete X-Punkt-Verhalten zwanglos aus der Rechnung. Im Wellenlängenbereich von 0,5 bis 15 μm bleiben Abweichung von experimentellen Werten unterhalb von 5 %. Die angenommene Temperaturabhängigkeit erweist sich daher für Eisen als brauchbare Näherung.

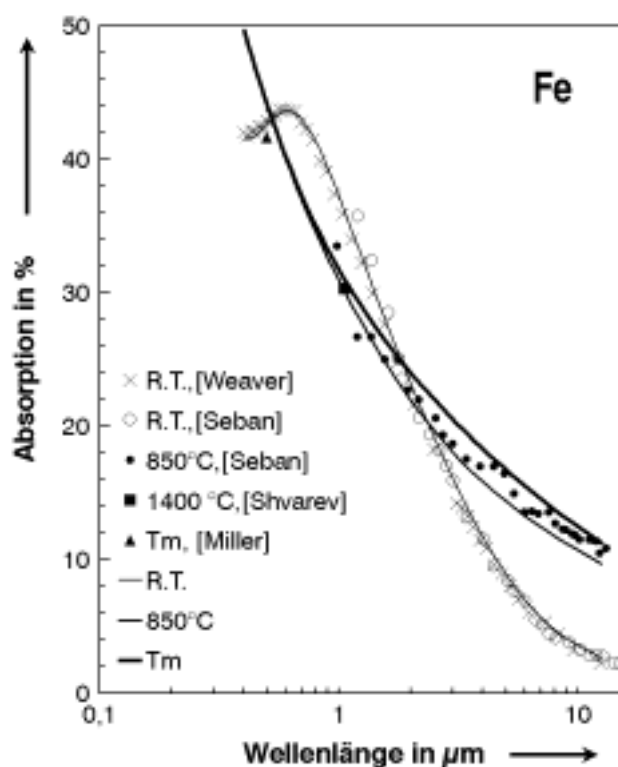


Bild 35 Absorption bei senkrechtem Einfall:
Vergleich eigener Rechenergebnisse (Linien) mit experimentellen Werten (Punkte)

Die nach Näherung (76) mit steigender Temperatur wachsende Dämpfung hat wie bei klassischen Resonanzkurven den Effekt, daß der Maximalwert des Interbandterme ab- und seine Breite zunimmt. Als physikalischer Hintergrund für die Abnahme der Absorption mit steigender Temperatur im Bereich um 1 μm ist daher die zunehmende Dämpfung des Interband-Terms anzusehen, der das dort auftretende Absorptionsmaximum verursacht.

In Tabelle 5 sind berechnete optische Konstanten für Raum-, Schmelz-, und Siedetemperatur zusammengestellt:

T [°C]	25				1536			
$\lambda [\mu\text{m}]$	0,5	1.06	5	10.6	0.5	1.06	5	10.6
n	3.2	3.9	5.8	7.6	2.0	3.6	9.8	14.8
k	3.5	4.4	14.6	29.3	3.0	5.0	10.9	15.5

Tabelle 5: Optische Konstanten von Eisen bei Raum- und Schmelztemperatur berechnet mit Näherungslösung (75)

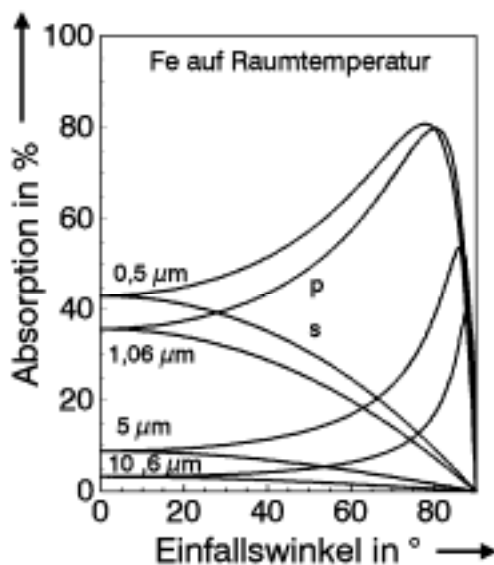


Bild 36 Polarisations-, Winkel- und Wellenlängenabhängigkeit der Absorption von Eisen auf Raumtemperatur

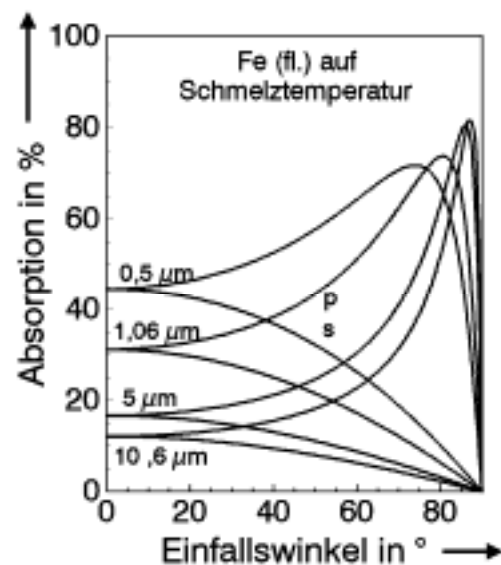


Bild 37 Polarisations-, Winkel- und Wellenlängenabhängigkeit der Absorption flüssigen Eisens

Die Bilder 36 und 37 zeigen die mit diesen Werten berechneten Winkel- und Polarisationsabhängigkeit des Absorptionsgrads bei vier verschiedenen Wellenlängen. Der Vergleich der beiden Bilder enthüllt einen interessanten Unterschied: Während bei Raumtemperatur sich die Wirkung der Wellenlänge über den gesamten Winkelbereich hinweg in einer Abnahme des Absorptionsgrads mit zunehmender Wellenlänge auswirkt, ist dies bei Schmelztemperatur anders. Dort ist eine geringfügiger Anstieg der Höhe des Brewstermaximums zu beobachten.

Bild 38 zeigt das für Eisen berechnete Temperaturverhalten des Absorptionsgrads bei senkrechtem Einfall. Bei der längsten Wellenlänge spiegelt der Verlauf der Absorption den des spezifischen elektrischen Widerstands wieder. Dieser steigt bis ca. 800° C kräftig an um dann nach dem Phasenübergang von α - zu γ -Eisen in deutlich geringerem Maße zuzunehmen. Das sprunghafte Ansteigen bei 1536° C ergibt sich aus der mit dem Aufschmelzen verbundenen Widerstandszunahme. Oberhalb der Schmelztemperatur ist wieder ein mäßiges Anwachsen mit einer Steigung gleich oder kleiner als derjenigen unterhalb des Schmelzpunktes zu erwarten. Mit kürzer werdenden Wellenlängen machen sich im Temperaturverlauf zunehmend Interband-

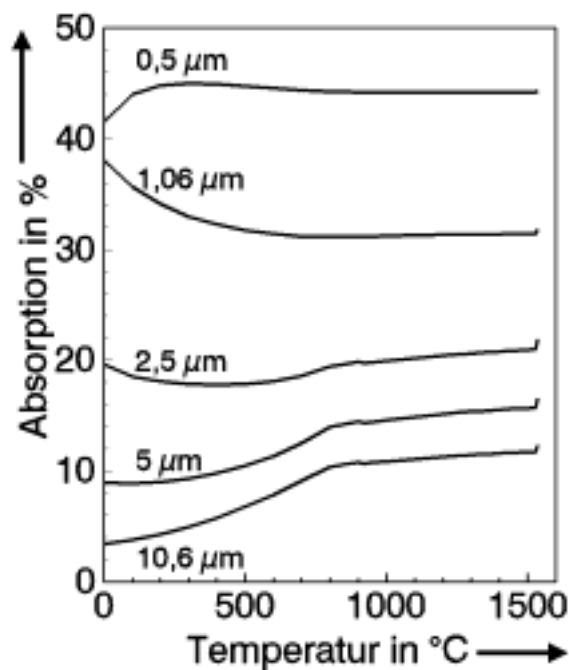


Bild 38 Temperaturabhängigkeit der Absorption von Eisen bei senkrechtem Einfall

übergänge bemerkbar. Bei 1 μm führt dies zu Abnahme des Absorptionsgrads mit steigender Temperatur.

Beim Übergang von reinen Metallen zu **Legierungen** sind je nach Legierungsgrad verschiedene Veränderungen des Absorptionsverhaltens zu erwarten:

Schon niedrige Legierungszusätze erhöhen den elektrischen Widerstand, vor allem, wenn die Legierungselemente interstitiell eingebaut werden, das heißt in fester Lösung sind. Dadurch werden die "freien" Elektronen betroffen, deren Stoßfrequenz zunimmt. Es ist also zu erwarten, daß der Beitrag der Drude-Terme bei der Berechnung der Permittivität modifiziert wird, daß jedoch die Interbandterme im wesentlichen unbeeinflusst bleiben.

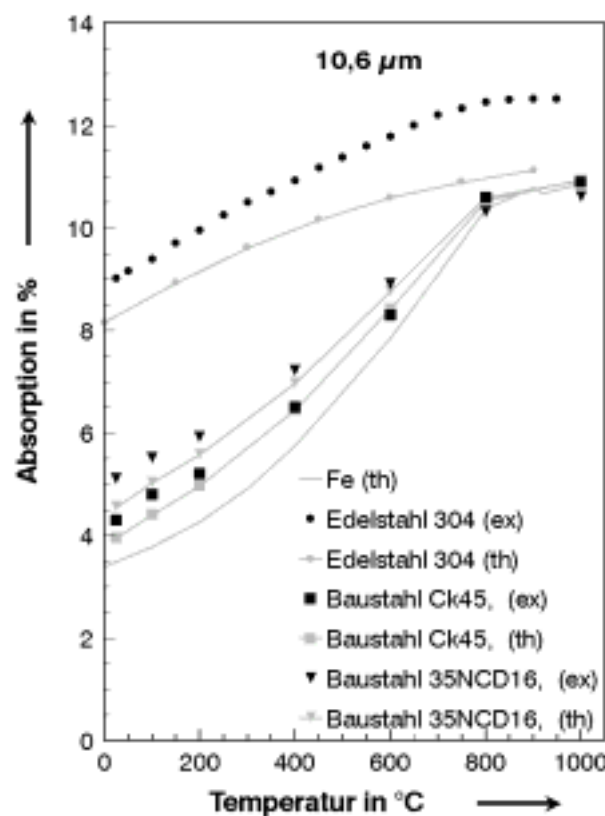


Bild 39 Temperaturabhängigkeit verschiedener Stähle im Vergleich zu Eisen. Experimentelle (schwarz) und berechnete Werte (grau)

Bei hohen Legierungsgehalten jedoch wird auch die Bandstruktur wesentlich modifiziert. Dann werden Übergänge der Legierungselemente hinzukommen bzw. die Bandstruktur verändert. Bei Phasengemischen muß außerdem über die verschiedenen Phasen gemittelt werden. In diesen Fällen ist die hier angegebene Methode nicht ohne weiteres anwendbar.

Im Bild 39 werden für zwei niedriglegierte Stähle und für einen hochlegierten berechnete und experimentelle Werte verglichen. Bei der Berechnung der Drude-Terme wurde die elektrische Leitfähigkeit der Legierungen verwendet, die Interbandterme wurden von den Eisenrechnungen übernommen. Es zeigt sich, daß die berechneten Werte gut mit den experimentellen Werten übereinstimmen, die von Stern [35] an niedriglegierten Stählen gemessen wurden, daß jedoch im Fall des austenitischen Stahls deutliche Abweichungen auftreten.

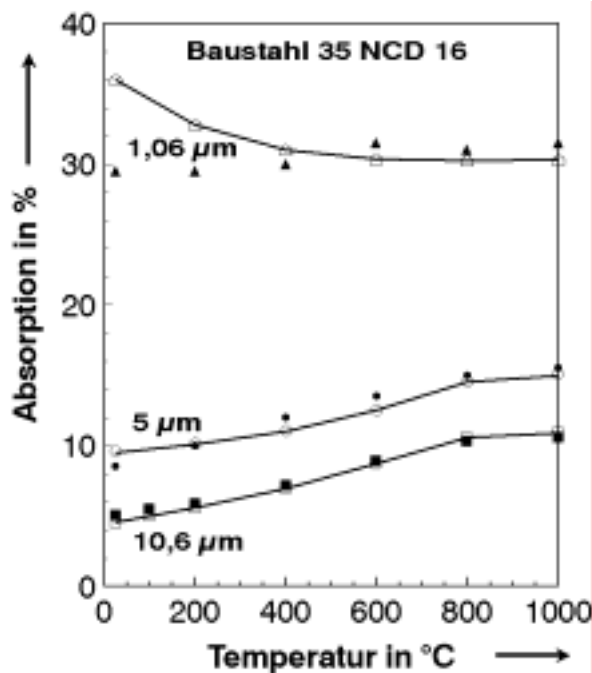


Bild 40 Temperaturabhängigkeit des Stahles 35 NCD 16 (französische Bezeichnung) bei verschiedenen Wellenlängen

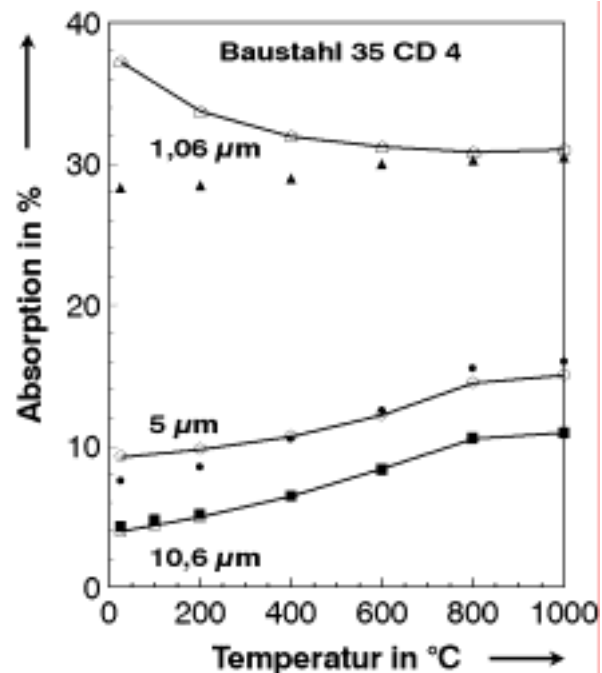


Bild 41 Temperaturabhängigkeit des Stahles 35 CD 4 (entspricht Ck 45) bei verschiedenen Wellenlängen

Die Bilder 40 und 41 vergleichen Theorie und Experiment für die beiden niedriglegierten Stähle bei unterschiedlichen Wellenlängen. Bei 1,06 μm zeigt sich in der Nähe von Raumtemperatur eine signifikante Abweichung. Die von Stern [35] dort gemessenen Absorptionswerte der Legierungen liegen mit 30 % deutlich unterhalb denen, die in [26] mit ca. 36 % für das Grundmaterial Eisen angegeben werden. Die Ursache hierfür kann zum einen in experimentellen Unsicherheiten liegen, zu andern könnten sich hier auch Mängel des Modells zeigen.

Bei hohen Temperaturen zeigt sich gute Übereinstimmung zwischen berechneten und gemessenen Ergebnissen. Damit ist der Hauptzweck der Rechnung, nämlich Extrapolationswerte für Prozeßtemperaturen liefern zu können, erfüllt.

3.3.2 Aluminium und -legierungen

Mit einer ähnlichen Vorgehensweise wie im vorigen Kapitel geschildert wurden von Müller-Lufft Hochtemperaturwerte für Aluminium und einige wichtige Legierungen berechnet [44]. Dabei wurde ein Drude- und zwei Interband-Terme verwendet. Die Interband-Übergangsfrequenzen wurden der Literatur [25] entnommen. Die Anpassung der freien Parameter ergibt die in Bild 42 dargestellte Raumtemperaturkurve.

Unterhalb von $0,7 \mu\text{m}$ bleiben signifikante Abweichungen von den experimentellen Daten bestehen, die durch Hinzunahme weiterer Interbandterme beseitigt werden könnten, wofür allerdings keine physikalische Berechtigung vorliegt. Außerdem sind experimentelle Ursachen für die Diskrepanz nicht auszuschließen. Jedenfalls sollte vorsichtshalber eine eingeschränkte Gültigkeit der für diesen Wellenlängenbereich erzielten Ergebnisse angenommen werden.

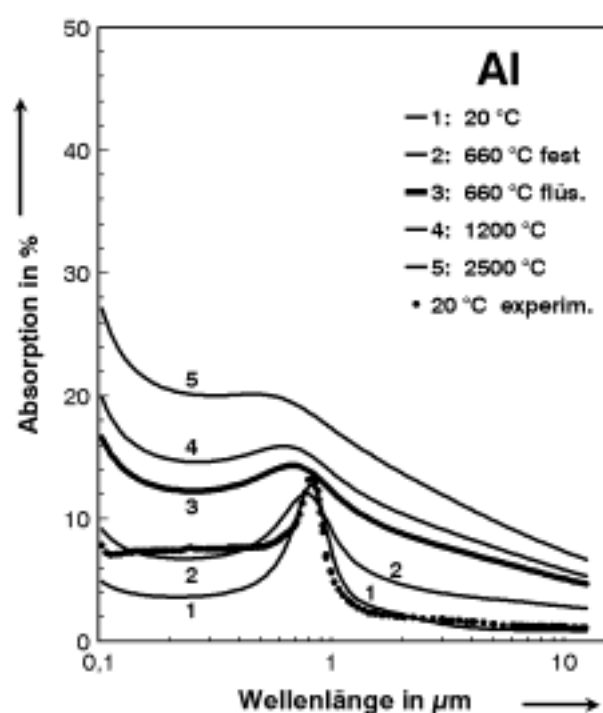


Bild 42 Absorption in Aluminium bei senkrechtem Einfall experimentelle Werte [25] bei Raumtemperatur, berechnete dort und bei höheren Temperaturen

Für die Temperaturabhängigkeit der Interband-Terme wurde, teilweise einer Arbeit von Hüttner [45] folgend⁸, angenommen:

$$\omega_{ci}(T) = \omega_{cD}(T) + \omega_{ee} . \quad (76)$$

Der Beitrag ω_{ee} wird mit Elektron-Elektron-Stößen erklärt und als temperaturunabhängiger Anpaßparameter verwendet. Dadurch wird erreicht, daß die Interbandstoß-

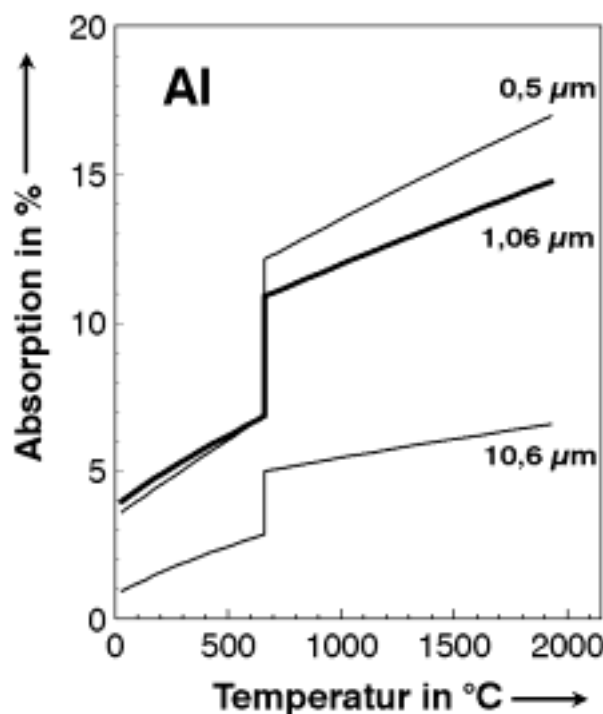


Bild 43 Berechnete Temperaturabhängigkeit der Absorption in Aluminium

frequenz ω_{ci} weniger stark von der Temperatur abhängt als die Drudestoßfrequenz ω_{cD} . In Bild 42 ist das daran zu erkennen, daß das von Interbandübergängen hervorgerufene, bei Raumtemperatur stark ausgeprägte Absorptionsmaximum bei 0,8 μm auch bei hohen Temperaturen noch deutlich zu erkennen ist. Im Gegensatz zu Eisen, wo im Bereich des ausgeprägten Übergangs eine Abnahme der Absorption mit steigender Temperatur zu beobachten war, schlägt bei Aluminium ein anfängliches leichtes Zurückgehen ab dem Schmelzpunkt in einen neuerlichen, wenn auch geschwächten Anstieg um.

Im übrigen Wellenlängenbereich beobachtet man eine starke Zunahme der Absorption mit der Temperatur. Am Schmelzpunkt tritt ein ausgeprägter Absorptionssprung von 3-5 % auf, siehe Bild 43.

⁸ Hüttner setzt zusätzlich die effektive Masse und die Übergangsfrequenz temperaturabhängig an. Dadurch ergibt sich eine leichte Verschiebung der Interband-Maxima zu längeren Wellenlängen.

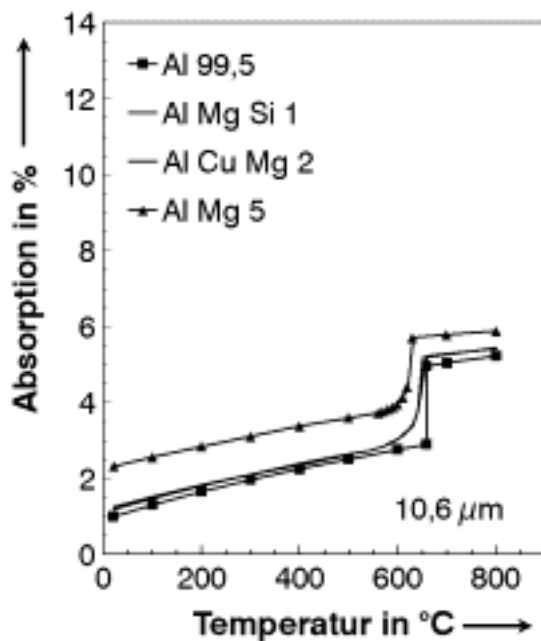


Bild 44 Temperaturabhängigkeit der Absorption verschiedener Al-Legierungen bei 10,6 µm

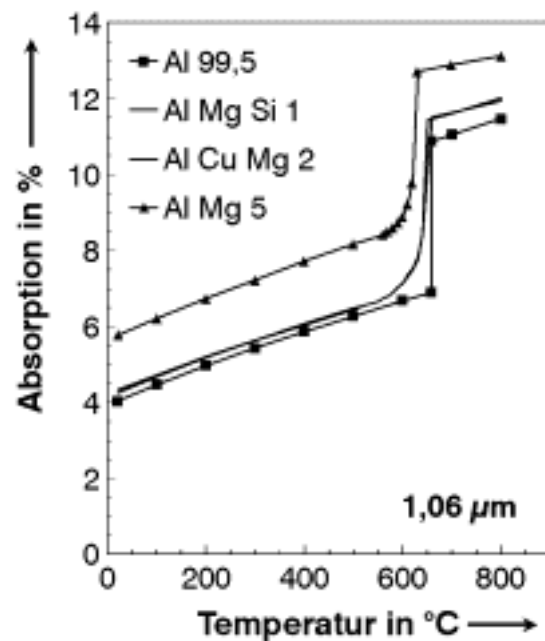


Bild 45 Temperaturabhängigkeit der Absorption verschiedener Al-Legierungen bei 1,06 µm

Ähnliches Verhalten zeigt sich auch bei den betrachteten **Legierungen** AlMgSi, AlCuMg2 und AlMg5, siehe Bilder 44 und 45. Gegenüber dem Basiswerkstoff ergibt sich eine Verschiebung zu höheren Absorptionswerten, die im Gegensatz zu Eisen auch in der Schmelze erhalten bleibt. Der Einfluß der Legierungselemente auf die Schmelztemperatur spiegelt sich auch in der Lage des Absorptionssprungs wieder.

In den Bildern 46 bis 49 ist die berechnete **Winkelabhängigkeit** bei verschiedenen Wellenlängen und Temperaturen dargestellt. (Die Kurven für 5 µm wurden weggelassen, da sie sehr nahe von denen bei 10,6 µm liegen.)

Nach der Rechnung nimmt die Höhe des Brewstermaximums mit steigender Wellenlänge stark zu. Dies ist bei den Raumtemperaturwerten teilweise im Widerspruch zu experimentellen Beobachtungen, bei denen das Maximum für 0,5 µm ungefähr gleich hoch ist wie dasjenige für 1 µm, siehe Kapitel 3.2.1. Wie schon oben festgestellt, sind die Ergebnisse im Wellenlängen unter 0,7 µm mit Fragezeichen zu versehen.

Die Lage der Brewster-Maxima verschiebt sich mit steigender Temperatur zu kleineren Winkeln. Im Vergleich zu Eisen liegen die Maxima bei deutlich höheren Winkelwerten.

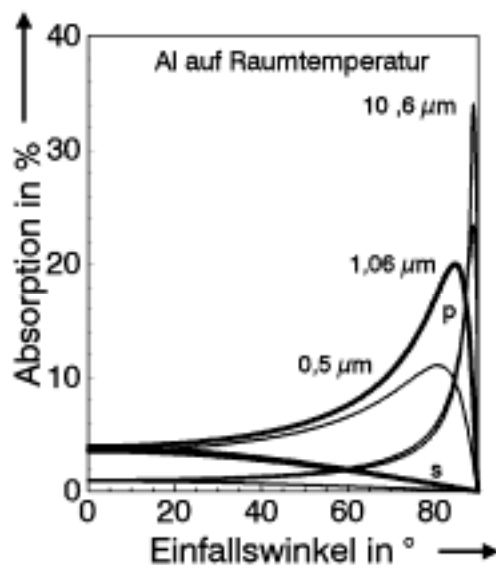


Bild 46 Polarisations- und Winkelabhängigkeit der Absorption von Aluminium bei Raumtemperatur

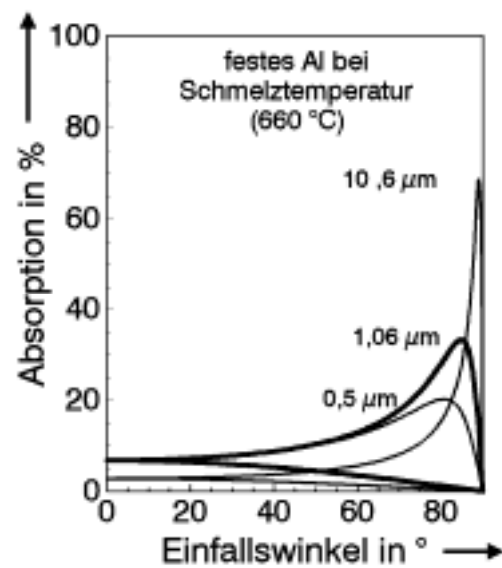


Bild 47 Polarisations- und Winkelabhängigkeit der Absorption von festem Aluminium bei 650 °C

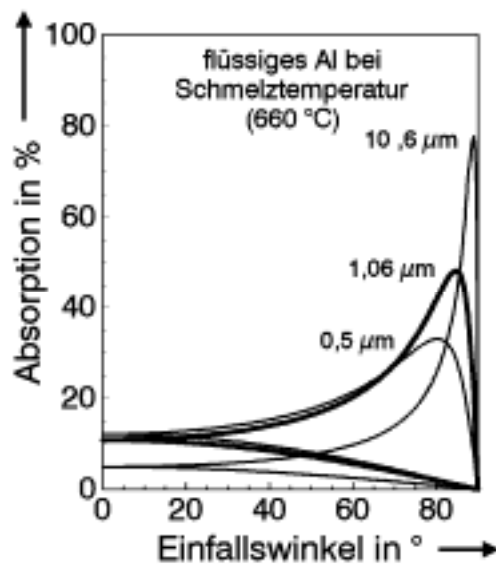


Bild 48 Polarisations- und Winkelabhängigkeit der Absorption von flüssigem Aluminium bei 700 °C

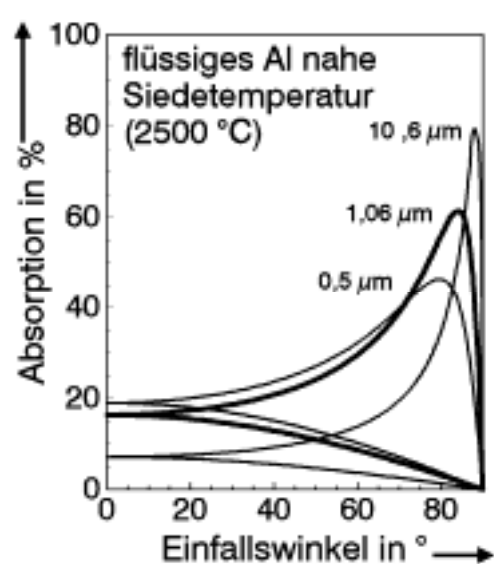


Bild 49 Polarisations- und Winkelabhängigkeit der Absorption von Aluminium bei 2500 °C

3.4 Absorption in Plasmen

Wie schon in 3.1.4 dargestellt, lassen sich die optischen Konstanten eines Plasmas mit der Drude-Theorie berechnen. Für den Absorptionskoeffizienten ergibt sich [22]:

$$\alpha = \frac{2^{1/2} \omega}{c} \left(\left((1-Q)^2 + \frac{Q \cdot \omega_c}{\omega} \right)^{1/2} + Q - 1 \right) \quad (77)$$

mit der Abkürzung

$$Q = \frac{\omega_p^2}{\omega^2 + \omega_c^2} \quad (78)$$

Die Konzentration der Elektronen n_e , die über die Plasmafrequenz ω_p eingeht (siehe Gleichung (68)) kann mit der Saha-Gleichung berechnet werden, wenn man lokales thermodynamisches Gleichgewicht voraussetzt (d.h. Elektronentemperatur = Ionen-temperatur). Bild 50 zeigt von Beck [46] berechnete Absorptionskoeffizienten für 10,6 μm Strahlung in einfach ionisiertem Eisenplasma. Man erkennt, daß der Absorptionskoeffizient auf 3/cm begrenzt ist, wenn man, wie es beim Schweißen der Fall ist, bei einem Druck in der Nähe von 1 bar (in der Dampfkapillare) arbeitet.

Für $\omega^2 \gg \omega_c^2$ und $\omega^2 > \omega_p^2$ reduziert sich Gleichung (77) auf [47]:

$$\alpha \approx \frac{\omega_p \cdot \omega_c}{\omega^2} \quad (79)$$

oder

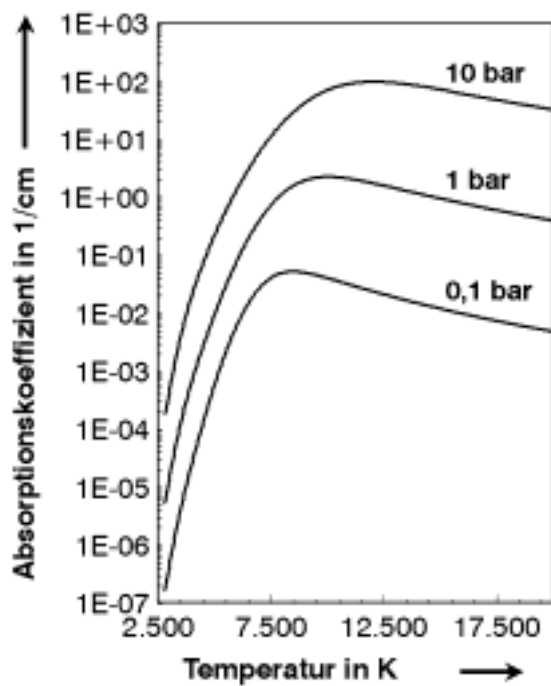


Bild 50 Absorptionskoeffizient von Eisenplasma in Abhängigkeit von Temperatur und Druck für 10 μm Wellenlänge

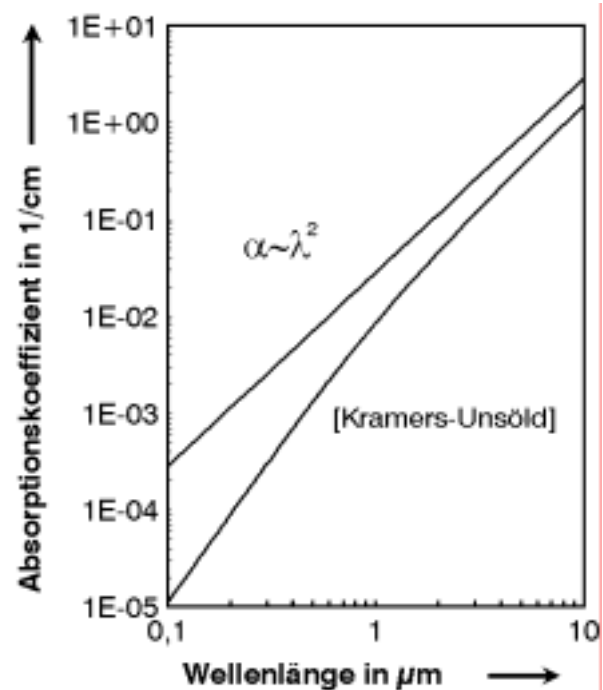


Bild 51 Absorptionskoeffizient von Eisenplasma in Abhängigkeit von der Wellenlänge (1,1 bar, 10.000 K)

$$\alpha \approx n_e \cdot \omega_c \cdot \lambda^2. \quad (80)$$

Diese Näherung offenbart, daß die Absorption im Plasma drastisch abnimmt, wenn man zu kleineren Wellenlängen übergeht. Genauere Rechnungen basierend auf Kramers-Unsöld [48] ergeben einen noch stärkeren Abfall der Absorption, siehe Bild 51

3.5 Auswertende Zusammenfassung

Aus den dargestellten physikalischen Grundlagen der Absorption, dem vorhandenen Datenmaterial und den darauf aufbauenden Rechnungen lassen sich folgende für die technische Materialbearbeitung mit Lasern wichtige Schlüsse ziehen:

Einfluß der Wellenlänge

Im großen und ganzen nimmt die Absorption bei senkrechtem Einfall mit zunehmender Wellenlänge ab. Edelmetalle zeigen schon bei Wellenlängen im Sichtbaren einen Abfall auf sehr niedrige Absorptionswerte. Bei Übergangsmetallen bleibt relativ hohe Absorption bis in den Infrarotbereich erhalten.

Einfluß der Temperatur

Der Einfluß der Temperatur auf die Absorption ist abhängig von Werkstoff und Wellenlänge. Als Grundtendenz ist festzustellen, daß der Absorptionsgrad mit der Temperatur ansteigt. Auch der Phasenübergang fest/flüssig führt zu einer Zunahme. Im Bereich stark ausgeprägter Maxima der Wellenlängenabhängigkeit ist jedoch ein abweichendes Verhalten zu beobachten: Entweder steigt der Absorptionsgrad dort weit weniger stark an als bei anderen Wellenlängen (z.B. bei Al) oder er fällt sogar ab (z.B. bei Fe, W, Mo und Ta).

Winkelabhängigkeit

Bei hohen Einfallswinkeln muß mit anderer Wellenlängenabhängigkeit gerechnet werden als bei senkrechtem Einfall. Oberhalb einer bestimmten Grenzwellenlänge wächst die Höhe der Brewstermaxima stark an. Diese Grenzwellenlänge ist abhängig vom Werkstoff und liegt z.B. bei Kupfer unterhalb 1 μm , bei Eisen oberhalb 10 μm .

Die Breite der Brewstermaxima nimmt generell mit steigender Wellenlänge ab. Gleichzeitig verschiebt sich ihre Lage zu höheren Einfallswinkeln.

Legierungseinfluß

Generell nimmt der Einfluß der Legierungselemente auf die Absorption mit zunehmender Temperatur ab. Niedriglegierte Stähle können oberhalb von 800 °C wie Eisen behandelt werden. Bei rostbeständigem Stahl werden auch bei höheren Temperaturen Abweichungen von Eisen beobachtet, die jedoch mit steigender Temperatur sowohl absolut als auch relativ abnehmen. Bei Aluminiumlegierungen bleibt, absolut gesehen, der Legierungseinfluß auch oberhalb der Schmelztemperatur erhalten, verliert hingegen relativ an Bedeutung. Alle genannten Legierungen zeigen höhere Absorptionsgrade als die zugehörigen Basismetalle.

Plasma-Absorption

Aufgrund der starken Wellenlängenabhängigkeit der Wechselwirkung zwischen Laserstrahl und Plasma ist nicht zu erwarten, daß dieses unterhalb von 2 µm eine wesentliche Rolle für die Einkopplung spielt, solange man im für Schweißen und Schneiden üblichen Intensitätsbereich bleibt.

4 Berechnung des Einkoppelgrads

Im folgenden Kapitel soll verdeutlicht werden, wie sich die Wellenlängen-, Winkel-, Polarisations- und Temperaturabhängigkeit der Absorption auf die Verfahren Härten, Umschmelzen, Schweißen und Schneiden auswirkt. Dazu werden in erster Linie einfache Prozeßmodelle verwendet, die ausreichen um Trends sichtbar zu machen. Soweit erforderlich wird Gebrauch von aufwendigeren Modellen anderer Autoren gemacht.

4.1 Härten und Umschmelzen

Aus der Polarisations- und Winkelabhängigkeit des Absorptionsgrads ergibt sich die Möglichkeit, durch Anwendung von Einfallswinkeln nahe dem Brewsterwinkel relativ hohe Einkopplung zu erzielen.

Bei Schrägeinstrahlung sollte beachtet werden, daß die vom Strahl beleuchtete Fläche anwächst und damit die auftreffende Leistungsdichte proportional zum Cosinus des Einfallswinkels abnimmt. Andererseits wächst bei paralleler Polarisation der Absorptionsgrad bis zum Brewsterwinkel an. Bild 52 zeigt, daß sich beide Effekte nahezu kompensieren können. Dazu ist allerdings ein kräftiger Anstieg des Absorptionsgrads erforderlich, wie er z.B. bei Eisen und $10,6\text{ }\mu\text{m}$ Wellenlänge beobachtet wird. Bei kürzerer Wellenlänge und damit schwächer ausgeprägtem Absorptionsanstieg ist die Kompensation weniger wirksam.

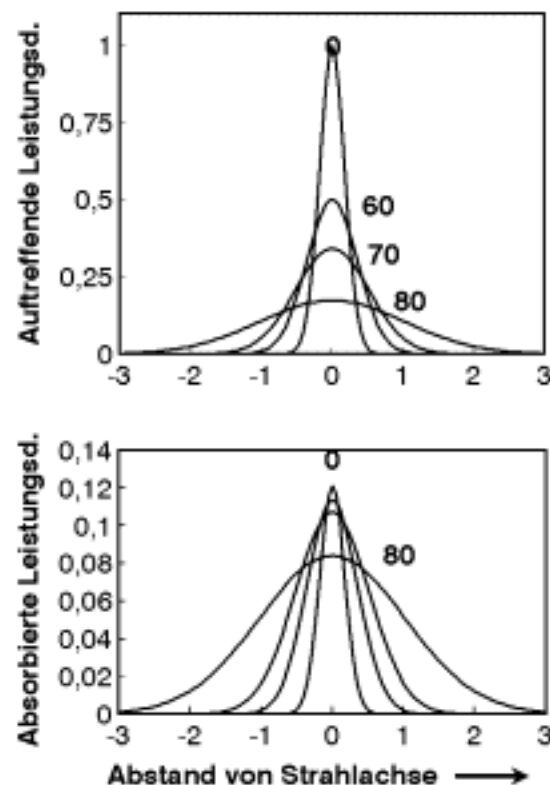


Bild 52 Auftreffende und absorbierte Leistungsdichteverteilung in Abhängigkeit vom Auftreffwinkel bei paralleler Polarisation (Fe, 10,6 Mm)

4.2 Tiefschweißen

Die maximale Eindringtiefe von Laserlicht in feste oder flüssige Metalle ist kleiner als die Wellenlänge der Strahlung (s.o.). Tiefes Eindringen über einige Millimeter, wie es für Schweißanwendungen erforderlich ist, kann nur über sogenannte Dampfkapillaren erreicht werden. Diese werden erzeugt und offengehalten durch einen vom Laserstrahl produzierten Dampfdruck, der im Gleichgewicht mit der Oberflächenspannung und dem hydrostatischen Druck steht. An den Wänden der Dampfkapillare wird der Laserstrahl vielfach reflektiert und absorbiert. Der Einkoppelgrad ergibt sich als Summe aus all diesen Einzelabsorptionen.

Bei der technischen Realisierung von sogenannten schwarzen Strahlern verwendet man Hohlräume mit engen Öffnungen. Ein idealer schwarzer Strahler zeichnet sich dadurch aus, daß in die Öffnung eindringendes Licht vollständig im Hohlraum absorbiert wird. Zur Berechnung der Hohlraumabsorption sind verschiedene Methoden entwickelt worden [49]. Im folgenden soll die von Gouffé [50] vorgeschlagene verwendet werden, die in folgender Formel resultiert:

$$\eta_A = A \frac{1 + (1 - A) \left(\frac{o}{O} - \frac{o}{O_k} \right)}{A \left(1 - \frac{o}{O} \right) + \frac{o}{O}}. \quad (81)$$

Darin bezeichnet A die Absorption auf der Wand des Hohlraums, o die Eintrittsöffnung, O die Wandfläche und O_k die Oberfläche einer Kugel, die die Tiefe des Hohlraums zum Durchmesser hat.

Setzt man für den Hohlraum eine kegelförmige Geometrie an, wie sie sich aus einer Modellrechnung (s. u.) für Dampfkapillaren ergibt, so erhält man

$$\eta_A = A \frac{1 + (1 - A) \left(\frac{d_f}{2s} - \left(\frac{d_f}{2s} \right)^2 \right)}{A \left(1 - \frac{d_f}{2s} \right) + \frac{d_f}{2s}}. \quad (82)$$

Für A bietet es sich an, die über alle Einfallswinkel und Polarisationsrichtungen gemittelte Absorption zu verwenden. Aus den im Kapitel 3.3 berechneten Absorptionswerten für Eisen und Aluminium ergeben sich dann die in den Bildern 53 und 54 dargestellten Abhängigkeiten vom Schachtverhältnis der Dampfkapillaren.

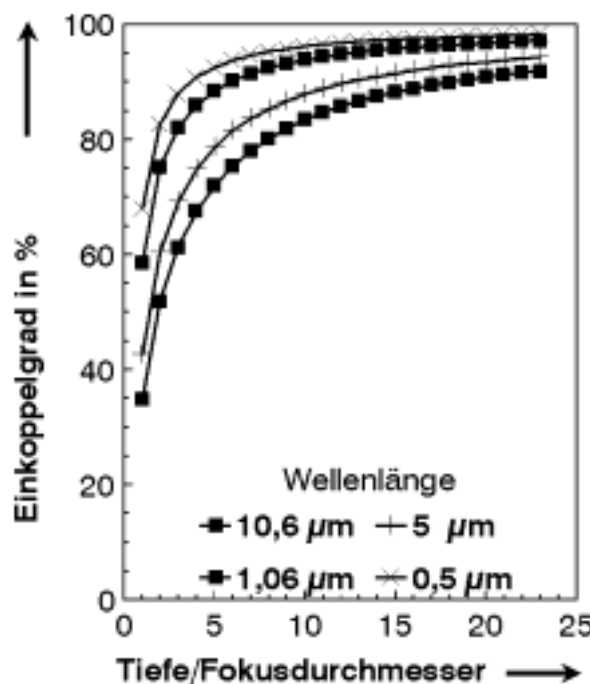


Bild 53 Einkoppelgrad beim Schweißen von Eisen. Berechnet mit Modell von Gouffé für schwarze Strahler

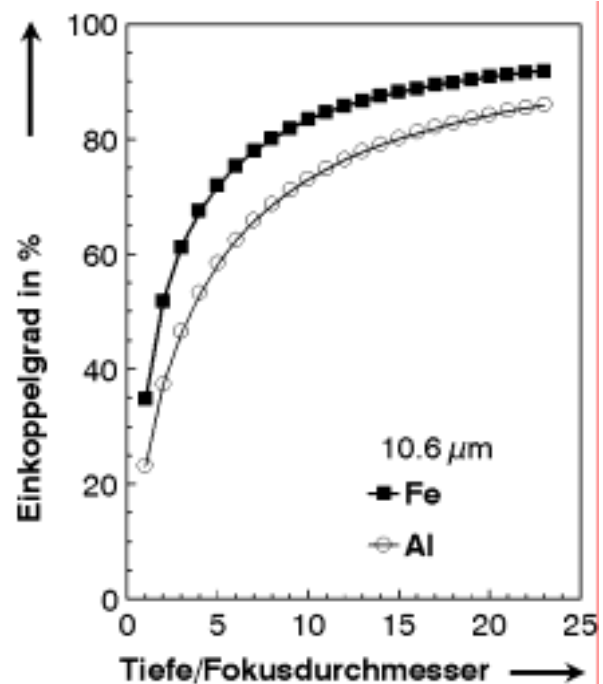


Bild 54 Einkoppelgrad beim Schweißen von Eisen und Aluminium. Berechnet mit Modell von Gouffé für schwarze Strahler

Beck [51] entwickelte ein Modell, das erlaubt, die Geometrie der Dampfkapillare, den Strahlverlauf in ihr und den Einkopplungsgrad selbstkonsistent zu berechnen. Dazu wird der Laserstrahl und die rotationssymmetrisch angenommene Kapillarenwand in ringförmige Segmente aufgeteilt. Die Neigung der Segmente ergibt sich aus der lokalen Leistungsbilanz zwischen absorbierter Laserleistung und in der umgebenden Schmelze abtransportierter Wärme. Letztere wird mit dem Modell von Swift-Hook und Gick (siehe 2.2.3) berechnet. Wie dort wird nur Wärmeableitung senkrecht zur Strahlachse und rotationssymmetrische Wärmezufuhr zugelassen.

Die Bilder 55 und 56 zeigen Ergebnisse des Modells für Eisen und die Wellenlängen des CO₂- und Nd:YAG-Lasers. Es ergibt sich (siehe Bild 55) eine Schwell-Intensität, die vom Absorptionsgrad und damit von der Wellenlänge abhängt. Oberhalb der Schwell-Intensität wächst die Einschweißtiefe näherungsweise linear mit der Laserleistung an. Bezüglich des Einkoppelgrads ergibt sich eine erstaunlich gute Überein-

stimmung mit dem nach Gleichung (82) berechneten, siehe Bild 56. Dies war nicht von vornherein zu erwarten, da in dem Ansatz von Gouffé starke Vereinfachungen enthalten sind: Es wurde eine einfache Geometrie für den Dampfkanal vorgegeben, und die Winkelabhängigkeit der Absorption konnte nicht berücksichtigt werden.

Mit zunehmendem Aspektverhältnis wächst der Einkoppelgrad zunächst stark an und nähert sich dann asymptotisch der vollständigen Einkopplung. Je höher die Wandabsorption, bei desto kleineren Aspektverhältnissen werden hohe Einkoppelwerte erreicht. Andersherum gesagt heißt dies, daß je kleiner das Aspektverhältnis bei einer bestimmten Schweißgeometrie ist, es desto vorteilhafter erscheint, eine kürzere Wellenlänge zu wählen. Dies gilt verstärkt für Werkstoffe mit geringem Absorptionsgrad, wie z.B. Aluminium.

Da das Aspektverhältnis ebenso vom Fokusbereich wie von der Schweißtiefe bestimmt wird, ergibt sich, daß man unter dem Gesichtspunkt der Einkopplung beim Schweißen einen Laser mit möglichst hoher Strahlqualität einsetzen sollte. Diese wirkt sich umso vorteilhafter aus, je geringer der Absorptionsgrad ist.

Neben der Wandabsorption spielt beim Schweißen auch die Absorption im laserinduzierten Plasma eine Rolle [52], [53]. Ducharme et al. [54] präsentierten ein Modell,

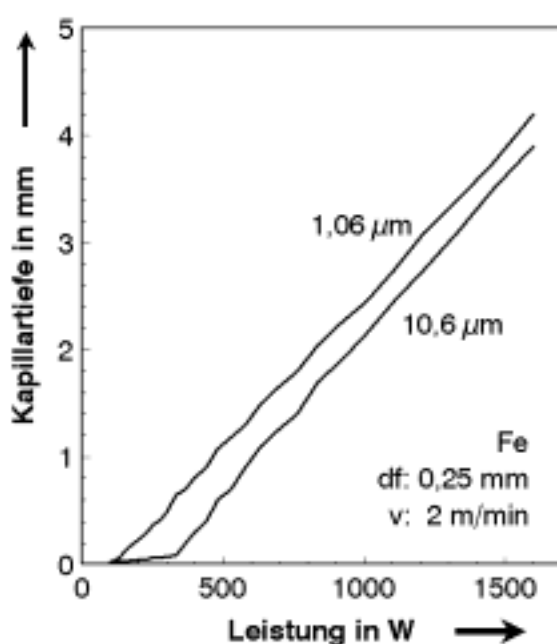


Bild 55 Kapillartiefe beim Schweißen von Eisen. Berechnet mit Modell von Beck für Vielfachreflexion in Dampfkapillare

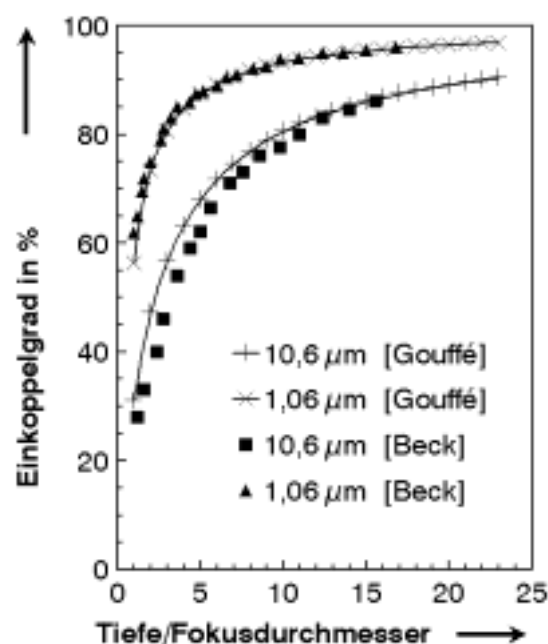


Bild 56 Einkopplung beim Schweißen von Eisen. Vergleich der Modelle von Gouffé und Beck

das beide Absorptionsmechanismen berücksichtigt. Es wird das Durchschweißen von 1 mm Stahlblech mit einem CO₂-Laser von 2 kW Leistung und einem Fokussdurchmesser von 0,4 mm berechnet. Die Vorschubgeschwindigkeit wird von 0,6 bis 3,6 m/min variiert. Die Ergebnisse zeigen, daß bei 0,6 m/min ausschließlich über Plasma absorbiert wird, der Anteil der Wandabsorption jedoch mit zunehmender Geschwindigkeit wächst und bei 3,6 m/min beide Mechanismen zu gleichen Teilen beitragen. Bei höheren Geschwindigkeiten ist daher mit überwiegender Wandabsorption zu rechnen. Ebenso ist dies bei höheren Dampfkapillaren-Aspektverhältnissen zu erwarten (siehe oben).

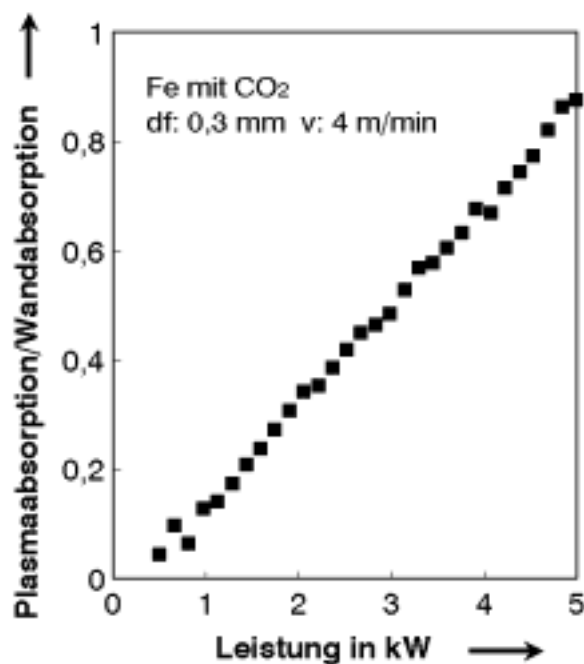


Bild 57 Verhältnis Plasma- zu Wandabsorption beim Einschweißen in Eisen (Modell von Beck)

Eine Erweiterung des Modells von Beck [46] erlaubt auch dort den Einfluß eines laserinduzierten Plasmas einzubeziehen. Bei einem Absorptionskoeffizienten von 3,5/cm erhält Beck die im Bild 57 dargestellten Ergebnisse: Bei festgehaltenem Fokussdurchmesser von 0,3 mm und festgehaltener Geschwindigkeit von 4 m/min erreicht der Anteil der Plasma-Absorption erst oberhalb von 5 kW ungefähr die Stärke des Wandabsorptionsbeitrags. Im Bereich unter 5 kW überwiegt jedoch die Fresnelabsorption. Daraus ergibt sich, daß schon beim CO₂-Laser in einem weiten Parameterfeld die Wandabsorption der vorherrschende Absorptionsmecha-

nismus ist. Zu kürzeren Wellenlängen hin verliert die Plasmaabsorption drastisch an Bedeutung (siehe Kapitel 3.4). Nach Rechnungen von Glowacki et al. [55] spielt sie bei 1,06 µm keine Rolle mehr für die Einkopplung

4.3 Schneiden

Aus den Absorptionswerten kann die beim Laserstrahlschneiden aufgenommene Leistung vollständig berechnet werden, wenn die Geometrie der bestrahlten Werkstückoberfläche bekannt ist. Diese Geometrie lässt sich mit Modellen berechnen, die neben der Wärmeleitung auch den Schmelzfluß berücksichtigen [13], [56] oder experimentell durch Einschnitte bestimmen.

Anhand einer durch experimentelle Ergebnisse gestützten Modellannahme für die Schnittfront konnten von Petring et al. die Einflüsse der Stahlqualität und der Fokussierungsbedingungen demonstriert werden [14]. Zur Untersuchung des Einflusses der Wellenlänge hat sich ein einfacheres Schnittfrontmodell als nützlich erwiesen [57], das auch hier verwendet werden soll. Dabei wird die Schnittfront als eine zur Blechoberfläche unter dem Winkel α geneigte Halbzylinderfläche angenommen, siehe Bild 58. Der Durchmesser des Zylinders wird gleich dem Fokussdurchmesser des Laserstrahls gesetzt.

Bild 59 stellt Einkoppelwerte dar, die unter Verwendung der in Bild 37 gezeigten Schmelztemperaturwerte für Eisen in Abhängigkeit vom Schnittfrontwinkel und vom Polarisationszustand berechnet wurden.

Die in Bild 37 erkennbare Abhängigkeit des Brewsterwinkels von der Wellenlänge spiegelt sich in Bild 59 wieder. Bei höheren Schnittfrontwinkeln ergeben die längeren Wellenlängen, darunter die kürzeren, die höhere Einkopplung. Durch die Mittelung

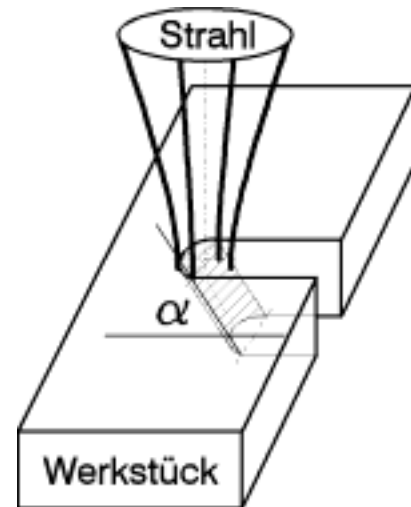


Bild 58 Modell: Die Schnittfront wird als unter dem Winkel α geneigte Zylinderfläche angenommen

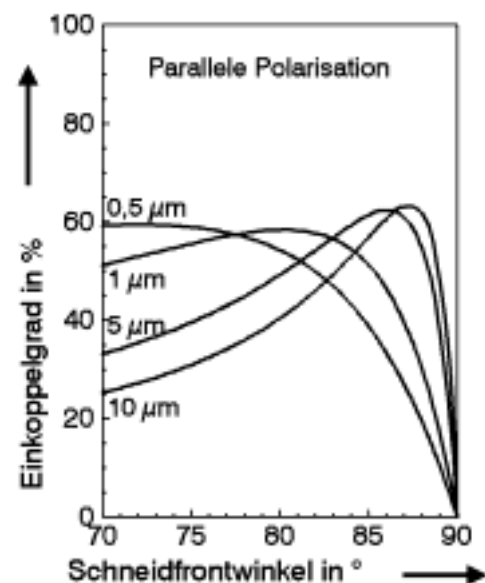


Bild 59 Einkopplung in Abhängigkeit von Schnittfrontneigung und Wellenlänge bei paralleler Polarisation (Eisen)

über die zylindrische Schnittfront ergeben sich allerdings niedrigere Maximalwerte als bei der Fresnelkurve in Bild 35.

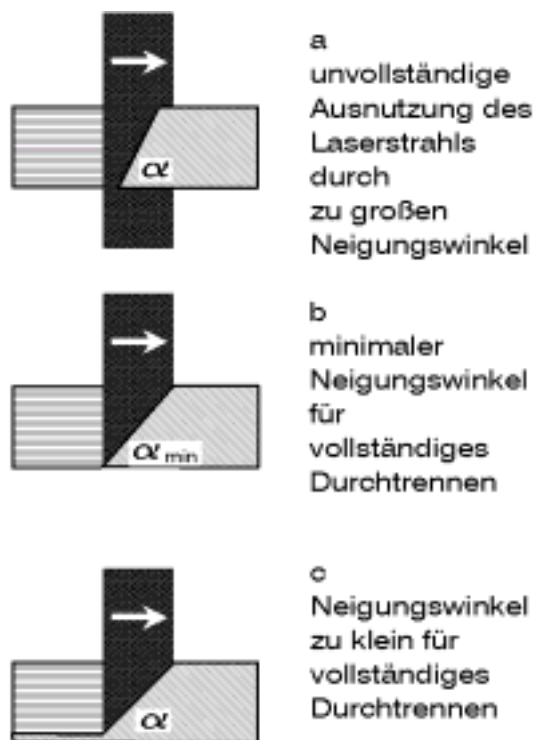


Bild 60 Ausleuchtung der Schnittfront bei unterschiedlichen Neigungswinkeln (schematisch)

Eine experimentelle oder modellmäßige Bestimmung des Schnittfrontwinkels in der erforderlichen Genauigkeit von besser als $0,5^\circ$ ist sehr aufwendig. Einfache geometrische Überlegungen (siehe Bild 60) ergeben bei vorliegender Blechstärke eine Untergrenze für den Schnittfrontwinkel, die vom Fokussdurchmesser abhängt. Bei kleineren Winkeln ist ein vollständiges Durchtrennen nicht mehr möglich, wenn man Mehrfachreflexion an der Schnittfront vernachlässigt. Höhere Winkel ergeben sich, wenn der Laserstrahl teilweise vorläuft. Dies kann nach [15] vor allem bei höheren Geschwindigkeiten erwartet werden. Außerdem treten höhere Winkel auch bei Qualitätsschnitten auf. Dabei wird eine Vorschubgeschwindigkeit gewählt, die unterhalb der maximalen Trenngeschwindigkeit liegt.

In diesem Fall tritt das Überangebot an Laserleistung ohne Wechselwirkung mit dem Werkstoff aus dem Schnittspalt aus.

Bild 61 zeigt für den Fall der vollständigen Ausnutzung der Laserleistung (Fall b in Bild 60) die Einkopplung an der Schnittfront aufgetragen über dem Verhältnis Blechdicke/Fokussdurchmesser. Die Modellvorstellung liefert für kürzere Wellenlängen bei kleinem Aspektverhältnis höhere Einkoppelwerte; bei größeren Aspektverhältnissen erscheinen die längeren Wellenlängen vorteilhaft. Die Grenze zwischen den Dickebereichen hängt von der Fokussierung ab.

Mit kürzer werdender Wellenlänge eröffnet sich prinzipiell die Möglichkeit, kleinere Fokussdurchmesser zu erzielen. In diesem Fall würde der Blechdickenbereich bevor-

zugter Einkopplung ebenfalls reduziert. Zur Erhaltung optimaler Einkopplung wird dann Strahlformung, z.B. zu einem Linienfokus, erforderlich.

In Bild 62 sind zusätzlich Ergebnisse für die Polarisationsart aufgetragen, die heute üblicherweise fürs Schneiden verwendet wird, die zirkulare Polarisation. Man erkennt, daß sich damit deutlich niedrigere Einkoppelgrade ergeben. Bemerkenswert ist, daß auch bei paralleler Polarisation ein erheblicher Anteil der Laserleistung nicht genutzt werden kann.

Bei Aluminium liegen die Brewstermaxima bei höheren Winkeln und wachsen mit der Wellenlänge stark an, siehe voriges Kapitel. Dementsprechend werden, wie Bild 63 zeigt, die höchsten Einkoppelwerte erst bei großen Aspektverhältnissen und nur mit langwelligen Lasern erreicht. Dort ergeben sich ähnliche Maximalwerte wie bei Eisen. Unter dem Gesichtspunkt der Einkopplung ist es daher vorteilhaft, einen CO₂-Laser mit möglichst guter Strahlqualität zu verwenden. Bei Aspektverhältnissen unter 10 treten leichte Vorteile für Laser kürzerer Wellenlänge zutage, die allerdings weniger ausgeprägt sind als bei Eisen.

Neben der Optimierung des Aspektverhältnisses bietet sich ein weiterer Weg zur Steigerung der Einkopplung an, nämlich die optimale Winkelbeziehung auf der Schnittfront durch Neigung des Laserstrahls relativ zur Blechoberfläche einzustellen. Eine solche Vorgehensweise erfordert allerdings bei Konturschnitten zusätzliche technische Vorkehrungen zur Nachführung des Auftreffwinkels.

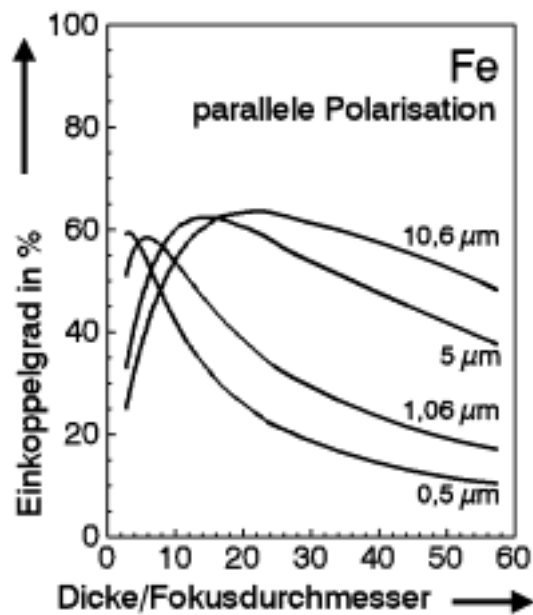


Bild 61 Einkopplung in Abhängigkeit von Aspektverhältnis und Wellenlänge bei paralleler Polarisation (Eisen)

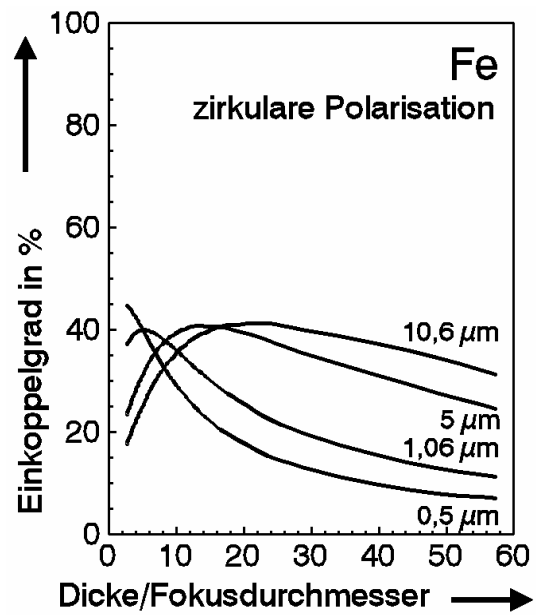


Bild 62 Einkopplung in Abhängigkeit von Aspektverhältnis und Wellenlänge bei zirkularer Polarisation (Eisen)

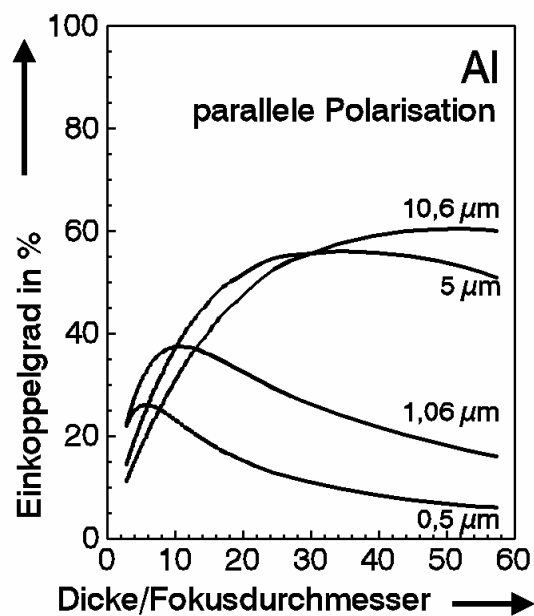


Bild 63 Einkopplung in Abhängigkeit von Aspektverhältnis und Wellenlänge bei paralleler Polarisation (Aluminium)

4.4 Auswertende Zusammenfassung

Anhand von Prozeßmodellen konnte gezeigt werden, daß die Winkelabhängigkeit der Absorption die Einkopplung je nach Verfahren auf unterschiedliche Weise beeinflusst:

- Für die Oberflächenbehandlung kann der Einfallswinkel nahezu frei gewählt werden. Es bietet sich daher die Möglichkeit, die hohe Absorption in den Brewstermaxima auszunützen.
- Beim Schweißen ist die über den gesamten Einfallswinkelbereich gemittelte Absorption der dominierende Faktor.
- Für das Schneiden spielen hauptsächlich Einfallswinkel oberhalb 80° eine Rolle. Daher sind Lage und Breite der Brewstermaxima von großer Bedeutung.

Beim Tiefschweißen und Schneiden wird die Einkopplung vom Aspektverhältnis (Bearbeitungstiefe/Fokusbereich) beeinflusst:

- Für hohe Einkopplung ist beim Tiefschweißen ein minimales Aspektverhältnis erforderlich. Dieses wird bestimmt von der mittleren Absorption. Daher sind für kleine Aspektverhältnisse kurze Wellenlängen von Vorteil. Höhere Strahlqualität führt bei gegebener Bearbeitungstiefe zu stärkerer Einkopplung.
- Das Aspektverhältnis beeinflusst den Schnittfrontwinkel und damit über die Winkelabhängigkeit der Absorption die Einkopplung. Die Wellenlängenabhängigkeit des Brewsterwinkels kann zu Folge haben, daß bei kleinen Aspektverhältnissen kürzere Wellenlängen von Vorteil sind.

Insgesamt zeigte sich, daß die komplexe Abhängigkeit der Absorption von Temperatur, Wellenlänge, Polarisation und Einfallswinkel großen Einfluß auf die Energieeinkopplung hat. Daher kann eine vereinfachte Betrachtungsweise, die, wie bisher oft der Fall, nur die Raumtemperaturabsorption bei senkrechtem Einfall in Betrachtung zieht, nicht den Anforderungen genügen.

5 Experimentelle Ergebnisse

Die in den vorausgehenden Kapiteln zusammengestellten theoretischen Ergebnisse sollen nun durch experimentelle ergänzt und überprüft werden. Die Ergänzung betrifft Effekte, die theoretisch nicht erfaßt werden konnten, z.B. die Oxidation bei Oberflächenprozessen. Die Prüfung der theoretischen Ergebnisse kann zum Teil quantitativ, in Fällen, wo zur exakten Beschreibung des Prozesses ein sehr komplexes Modell erforderlich ist, z.B. beim Schweißen, jedoch nur qualitativ erfolgen.

Zur Messung des Einkoppelgrads stand ein Kalorimeter-Aufbau zur Verfügung, der in Bild 64 schematisch dargestellt ist. Mit ihm kann unter prozeßnahen Bedingungen, d.h. mit gleichen Verfahrensparametern, gleicher Arbeitsatmosphäre und gleichen Werkstoffen wie bei realen Verfahren gemessen werden. Die in die Probe eingebrachte Wärme wird aus dem gemessenen Temperaturverlauf berechnet [58]. Diese kalorische Meßmethode hat sich vor allem bei Oberflächenverfahren bewährt. Sie stößt jedoch auf Schwierigkeiten, wenn Verlustmechanismen (Strahlung, Abdampfen, Schmelzaustrieb) eine erhebliche Rolle spielen.

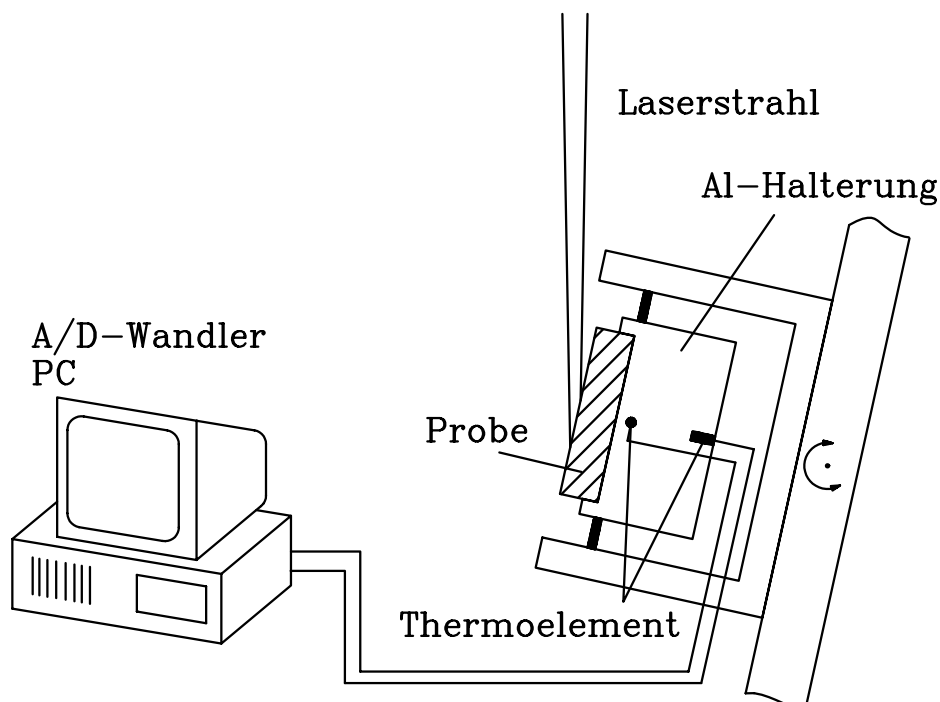


Bild 64 Messaufbau zu Bestimmung des Einkoppelgrads unter prozessnahen Bedingungen

Bei der qualitativen Überprüfung werden die aus den Wärmeleitungs- und Einkoppelrechnungen gewonnenen Tendenzen mit Meßwerten verschiedener Autoren verglichen. Dabei wird soweit möglich von der in Kapitel 2.3 vorgeschlagenen Vergleichsauftragung gemacht.

5.1 Härten

Aus dem vorhergehenden ergeben sich drei prinzipielle Wege, um beim Härten den Einkoppelgrad auf ein akzeptables Maß zu bringen:

- Verwendung von absorptionsfördernden Oberflächenschichten,
- Ausnutzung der Winkelabhängigkeit der Absorption parallel polarisierten Laserlichts,
- Verwendung kürzerer Wellenlängen.

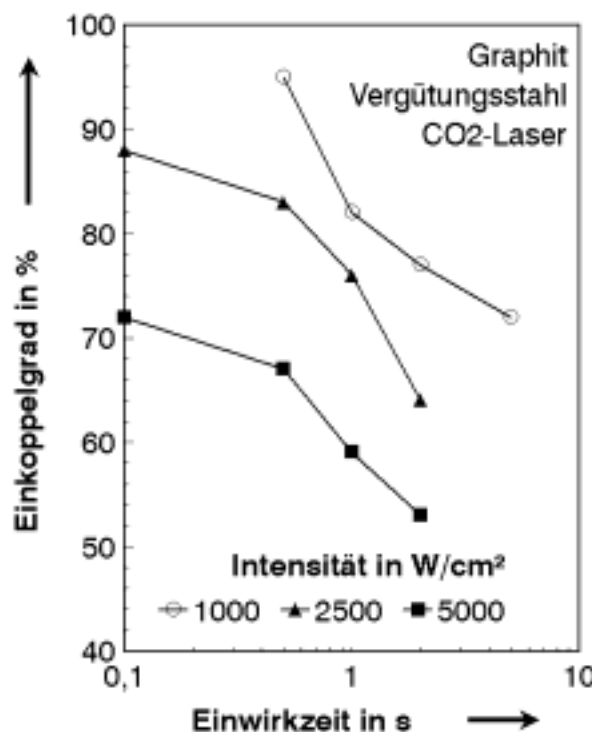


Bild 65 Einkopplung über Graphitbeschichtung in Abhängigkeit von Wechselwirkungszeit und Intensität

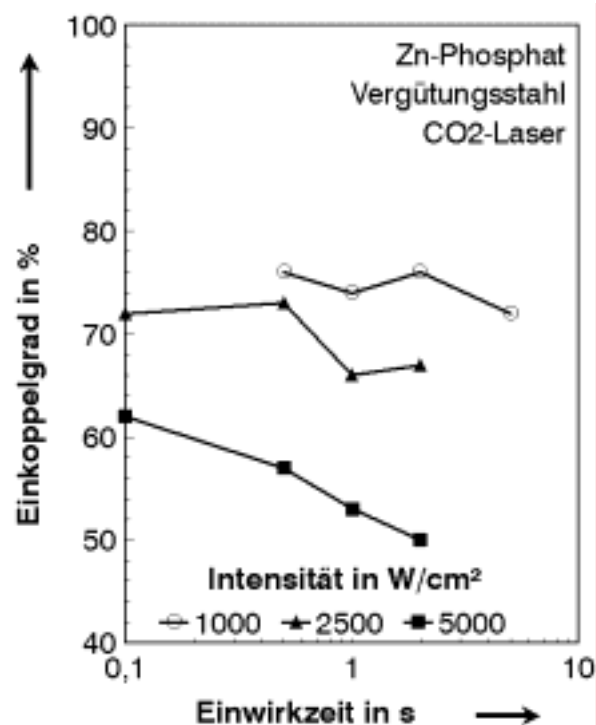


Bild 66 Einkopplung über Zinkphosphat-Beschichtung in Abhängigkeit von Wechselwirkungszeit und Intensität

Historisch gesehen zuerst angewandt und noch heute weit verbreitet ist die erste Methode. In der Regel wird vor dem Härten in einem zusätzlichen Arbeitsgang eine Beschichtung aufgebracht. Die Bilder 65 und 66 geben kalorimetrisch bestimmte Einkoppelwerte zweier häufig verwendeter Schichten wieder [59]. Es werden bei niedrigen Intensitäten bzw. Wechselwirkungszeiten Einkoppelgrade um 70 bis 80 % erreicht. Allerdings kann es bei den im Härteprozeß verwendeten Parametern schon zu einer deutlichen Degradation der absorptionsfördernden Wirkung kommen.

Eine einkopplungsfördernde Schicht kann auch während des Aufheizens entstehen, z.B. wenn man Oxidation zuläßt, worauf weiter unten eingegangen wird.

Die Ausnutzung der Winkelabhängigkeit für Härten, Umschmelzen und Schweißen wurde bereits 1981 von einer Arbeitsgruppe, der auch der Autor angehörte, zum Patent angemeldet [60]⁹. Für eine ausführliche Diskussion des Verfahrens sei auf [61] verwiesen.

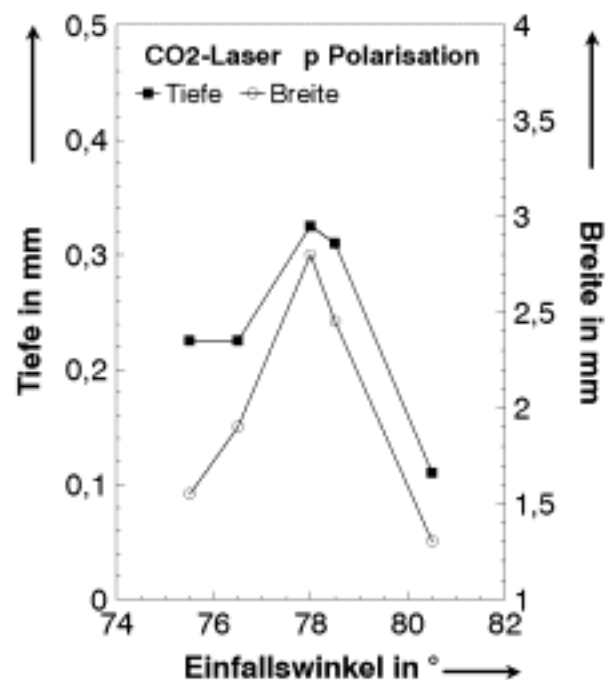


Bild 67 gibt Versuchsergebnisse von Shibata et al. [62] wieder. Sie konnten zeigen, daß eine Erhöhung des Einfallswinkels zu einem deutlichen Maximum der gehärteten Querschnittsfläche bei 78° führt. Die Lage des Maximums stimmt nicht exakt mit dem nach Bild 37 zu erwartenden Brewsterwinkel überein. Wahrscheinlich ist dies auf die bei hohen Winkeln abfallende Intensität zurückzuführen (siehe dazu auch Bild 52).

Bild 67 Ausnutzung des Brewster-Effekts zum Laserhärten

⁹ Inzwischen hat der Patentinhaber auf seine Rechte verzichtet, so dass die Erfindung frei verwendet werden darf.

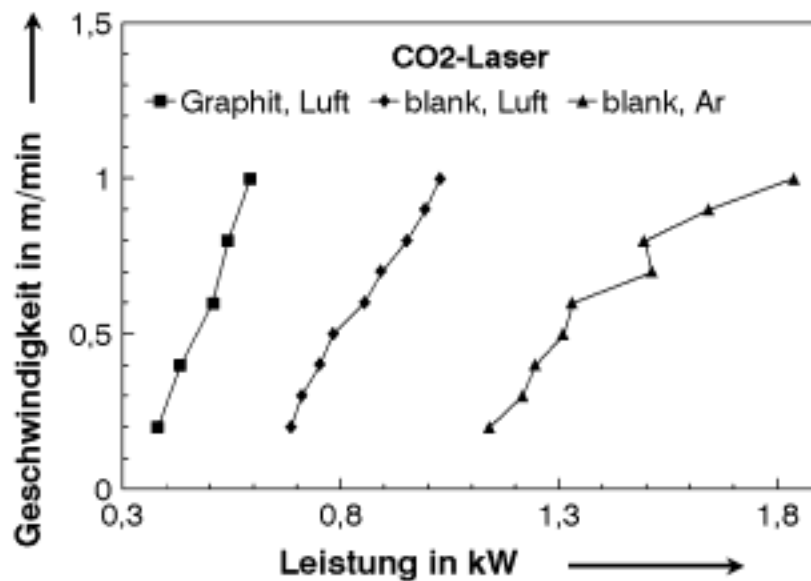


Bild 68 Einfluß des Oberflächenzustands auf das Härten mit parallel polarisiertem Strahl (Einfallswinkel 70°)

In den Bildern 68 und 69, die mit Werten aus der Dissertation von Rudlaff [63] erhalten wurden, ist die Leistung aufgetragen, die unter den gegebenen Parametern maximal auf das Werkstück gestrahlt werden konnte, ohne daß Aufschmelzungen entstanden. Im Rahmen der experimentellen Genauigkeit wurden die Versuche daher isotherm gefahren. Bild 68 zeigt Härteergebnisse, die mit einem CO_2 -Laser bei einem Einfallswinkel von 70° erzielt worden sind. Bei beschichteter Oberfläche wird bei gleicher Geschwindigkeit die geringste Leistung benötigt. Beim Härten der blanken Oberfläche im Schutzgas wird ungefähr die dreifache, bei Ausnutzung von Oxidation zur Einkopplungsverbesserung ungefähr die doppelte Leistung wie im Fall mit Beschichtung gebraucht. Nimmt man 80 % Einkopplung für die Beschichtung an (siehe Bild 65), so ergibt sich für das Härten im Schutzgas ein Einkoppelgrad von ca. 27 % und für das Härten in Luft von ca. 40 %. Der Wert für Schutzgas entspricht recht gut dem in Kapitel 3 vorgestellten Rechenergebnis von ca. 30 %.¹⁰

In Bild 69 sind Ergebnisse für senkrechten Einfall eines Nd:YAG-Laserstrahls gezeigt. Die geringste Leistung wird wieder im Falle der beschichteten Oberfläche benötigt. In Luftumgebung erhält man nun bei niedriger Geschwindigkeit ähnliche Werte. Dann kann sich offensichtlich eine Oxidschicht aufbauen, die ebenso gut absor-

¹⁰ Für diese Abschätzung ist Voraussetzung, dass jeweils ungefähr gleiche Einhärtegeometrie erreicht wurde. Die ist im gegebenen Fall hinreichend erfüllt.

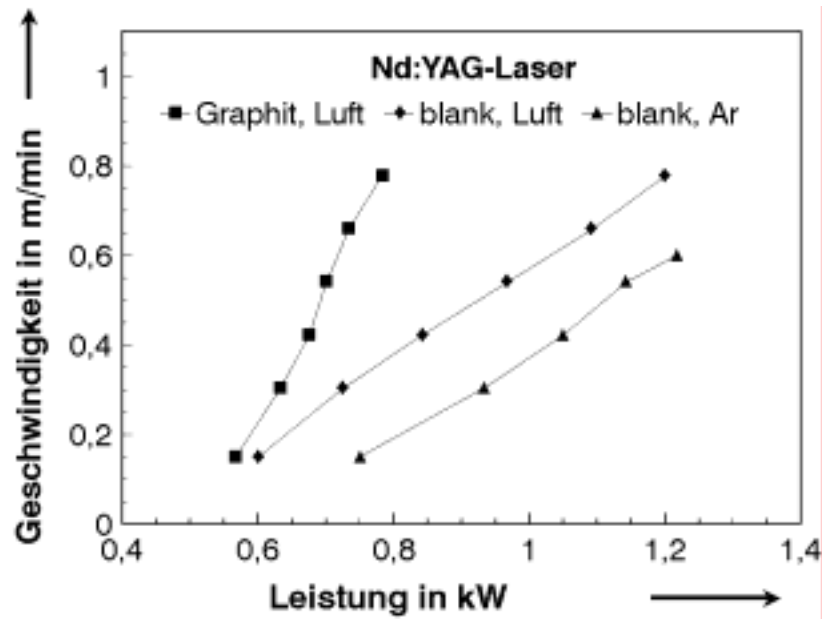


Bild 69 *Einfluß des Oberflächenzustands auf das Härten mit Nd:YAG-Laser bei senkrechtem Strahleinfall*

biert wie Graphit. Bei hohen Geschwindigkeiten jedoch, die man für hohe thermische Wirkungsgrade anstreben sollte, erweist sich die Oxidationsunterstützung als nicht ausreichend.

5.2 Umschmelzende Oberflächenverfahren

Zu den umschmelzenden Oberflächenbehandlungsverfahren gehören sowohl solche, bei denen allein das Aufschmelzen einer Oberflächenschicht und die anschließende rasche Erstarrung die gewünschte Gefügeänderung hervorrufen, als auch solche, bei

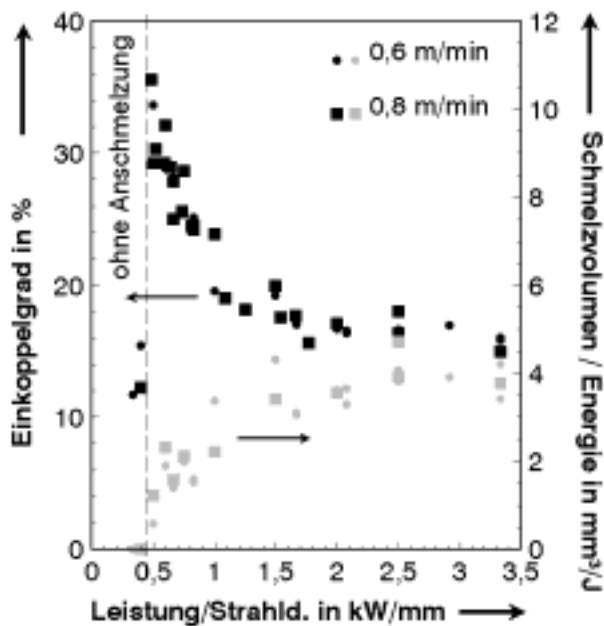


Bild 70 Einkoppelgrad und bezogenes Schmelzvolumen beim Umschmelzen mit CO₂-Laser an Luft

denen Zusatzwerkstoffe mit dem Grundwerkstoff verbunden werden. Je nach Art der Verbindung beziehungsweise Vermischung spricht man vom Beschichten, Legieren oder Dispergieren. Für eine ausführliche Darstellung wird auf Shen [64] verwiesen. Dort wird auch die Basis dieser Verfahren, die Einkopplung und der Prozeßwirkungsgrad ausführlich untersucht. Dazu wurde der Einkoppelgrad kalorisch mit dem in Bild 64 dargestellten Aufbau gemessen. Nach der Laserbehandlung wurde außerdem die umgeschmolzene Querschnittsfläche ausgemessen.

Bild 70 zeigt beispielhafte Ergebnisse, die auf diese Weise erzielt wurden. Mit zunehmender, auf die Strahlfleckbreite bezogener Laserleistung nimmt der Einkoppelgrad an der Anschmelzgrenze sprunghaft zu und fällt dann auf einen niedrigeren Sättigungswert ab. Parallel zum Abfall des Einkoppelgrads steigt das ebenfalls aufgetragene pro eingestrahlter Energie aufgeschmolzene Volumen an. Dieses entspricht bis auf den spezifischen Wärmebedarf H_m dem Prozeßwirkungsgrad :

$$\eta_p = H_m \cdot \frac{V}{E} \quad (83)$$

Oberhalb einer bezogenen Schwell-Leistung fängt die Probenoberfläche an aufzuschmelzen. Die Aufschmelzung beginnt in der Mitte der vom Laserstrahl beleuchteten Spur. Mit zunehmender bezogener Leistung nimmt die Breite der Umschmelzspur zu

bis sie näherungsweise mit der Strahlfleckbreite übereinstimmt. Dies erklärt den in Bild 70 gezeigten Anstieg des umgeschmolzenen Volumens.

Bei hoher bezogener Laserleistung, wenn der Laserstrahl nahezu ausschließlich auf eine geschmolzene Oberfläche trifft, wird ein erstaunlich niedriger Einkoppelgrad beobachtet, der mit ungefähr 16 % nur wenig über dem für eine blanke Schmelzoberfläche berechneten Wert von 12 % liegt. Obwohl die Temperatur höher und damit die Oxidbildung stärker ist als in der festen Phase, führt dies offensichtlich zu einer geringeren Absorptionserhöhung. Es ist deshalb anzunehmen, daß Schmelzströmungen das Ausbilden der Oxidschicht begrenzen, so daß sie hier nur eine geringere optische Dicke erreicht.

Im festen Zustand findet Schichtdickenbegrenzung durch Schmelzbewegung nicht statt. Abhängig vom Temperatur/Zeit-Verlauf treten Absorptionserhöhungen durch Oxidation auf, die weit höher liegen als die auf geschmolzener Oberfläche.

Damit läßt sich nun der beobachtete Abfall des Einkoppelgrads verstehen: Er nimmt in dem Maße ab, wie der Anteil der festen Oberfläche an der bestrahlten Fläche abnimmt. Eine von Shen [64] vorgenommene Modellrechnung ergibt für den Einkoppelgrad der festen Oberfläche bei Schmelztemperatur 30 %. Dieser Wert liegt deutlich über den in Bild 70 gezeigten Meßwerten für den festen Zustand. Dies ist nicht verwunderlich, wenn man bedenkt, daß die Oxidationsrate exponentiell von der Temperatur abhängt und ein positiv rückgekoppelter Prozeß vorliegt: Je höher die eingestrahlte Leistung, desto höhere Temperatur wird erreicht, desto stärker wird oxidiert, desto besser absorbiert und so weiter.

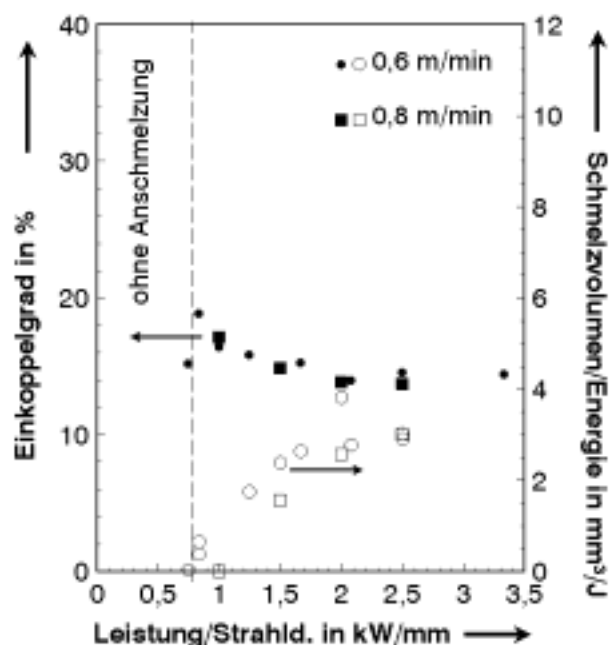


Bild 71 Einkoppelgrad und bezogenes Schmelzvolumen beim Umschmelzen mit CO₂-Laser in Argon-Gasstrahl

Zur Erzielung hoher Oberflächenqualität

muß in der Regel in Schutzgasatmosphären gearbeitet werden. Bild 71 zeigt mit ei-

nem Argon-Schutzgasstrahl erzielte Ergebnisse: Der Einkoppelgrad argongeschützter Oberflächen liegt mit 14 % sehr nahe bei dem berechneten Wert (12 %). Die noch zu beobachtende geringfügige Variation mit bezogener Laserleistung ist wahrscheinlich auf unvollständigen Sauerstoffausschluß zurückzuführen.

In Bild 72 ist der Einfluß der Wellenlänge dargestellt. Mit einem Nd:YAG-Laser lassen sich bei dem hier angewandten senkrechten Strahleinfall um den Faktor 2 bis 3 höhere Einkoppelgrade erzielen als mit einem CO₂-Laser. Auch hier zeigt sich eine Einkopplungssteigerung durch Oxidation. Eine Abschätzung anhand des Bildes 72 ergibt für den Nd:YAG-Laser ca. 70 % im festen und ca. 40 % im flüssigen Zustand.

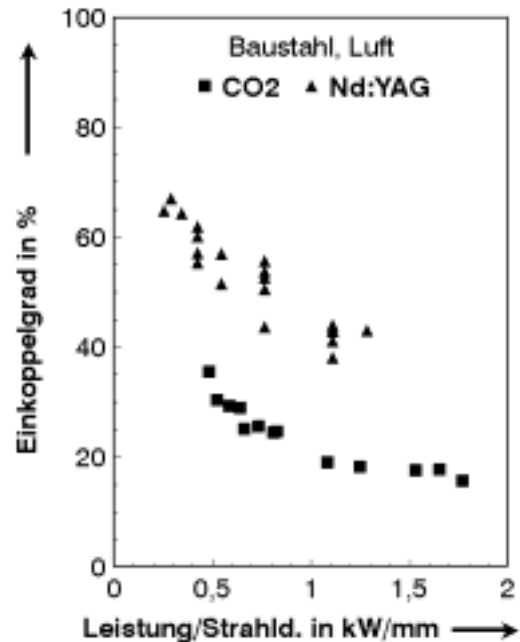


Bild 72 Einkoppelgrad und bezogenes Schmelzvolumen beim Umschmelzen mit CO₂- und Nd:YAG-Laser an Luft

Bild 73 macht den Einfluß des Einfallswinkels von linear polarisiertem Laserlicht deutlich. Hier ist die umgeschmolzene Querschnittsfläche (als Maß für den Prozeßwirkungsgrad)

über der Streckenenergie aufgetragen, die bei festgehaltener Leistung über die Geschwindigkeit variiert wurde. Wie beim Härten kann der Prozeßwirkungsgrad durch Erhöhung des Einfallswinkels drastisch gesteigert werden. Die Zunahme des Einfallswinkels von 0 auf 80° führt zu einer Wirkungsgradsteigerung von 500 %.

Die beim Legieren, Dispergieren und Beschichten verwendeten Zusatzwerkstoffe führen im allgemeinen zu einer Steigerung der Einkopplung. Der Zuwachs hängt ab vom Absorptionsgrad des Zusatzwerkstoffs (nichtmetallische Werkstoffe absorbieren besser als metallische) und der Art der Zufuhr.

Bild 74 veranschaulicht die Auswirkung einer Graphitschicht, die, wie beim Härten üblich, vor der Laserbehandlung auf die Werkstückoberfläche gesprüht wurde. Im Gegensatz zum Härten wird beim Umschmelzen nur eine geringe Erhöhung der Einkopplung bewirkt. Ähnlich wie bei den laserinduzierten Oxidschichten, nimmt die Einkoppelerhöhung mit zunehmender Leistung ab. In Hochgeschwindigkeitsaufnahmen

wurde beobachtet, daß die Graphitschicht aufbricht und in die Schmelze abtaucht. Metallographische Untersuchungen zeigen, daß der Kohlenstoff in der Schmelze gelöst wird. Dies läßt sich nutzbringend anwenden, wenn schon nicht zur Einkopplungsverbesserung, so doch zur Aufkohlung einer Oberflächenschicht [65] und damit zum lokalisierten Einsatzhärten.

Häufig wird der Weg gewählt, Zusatzmaterial während des Umschmelzens in Pulverform zuzuführen. Dabei trifft der Pulverstrom auf die Schmelze, nachdem er einen Teil seines Weges im Laserstrahl zurückgelegt hat und dabei erwärmt wurde. Shen [64] bestimmte die Einkopplungserhöhung, die sich unter den Bedingungen erzielen läßt, die zu optimaler Schichtqualität führen. Das Ergebnis ist für ein metallisches (Stellit 6) und ein nichtmetallisches (TiC) Pulver in Bild 75 dargestellt. Bei den verwendeten Parametern wurde in beiden Fällen eine Erhöhung der Einkoppelrate um ca. 8 % beobachtet. Dafür war im Falle des metallischen Pulvers eine mehr als doppelt so hohe bezogene Pulverzufuhr erforderlich als beim nichtmetallischen Pulver.

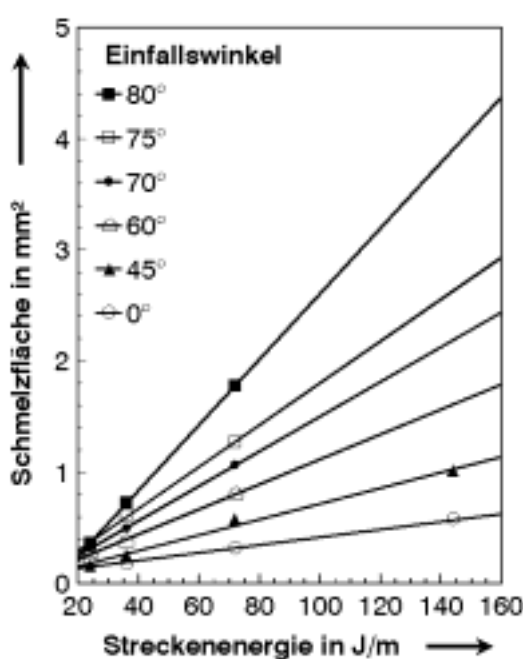


Bild 73 Umgeschmolzene Querschnittsfläche abhängig von Einfallswinkel (CO₂-Laser, p Polarisation PL: 2,4 kW)

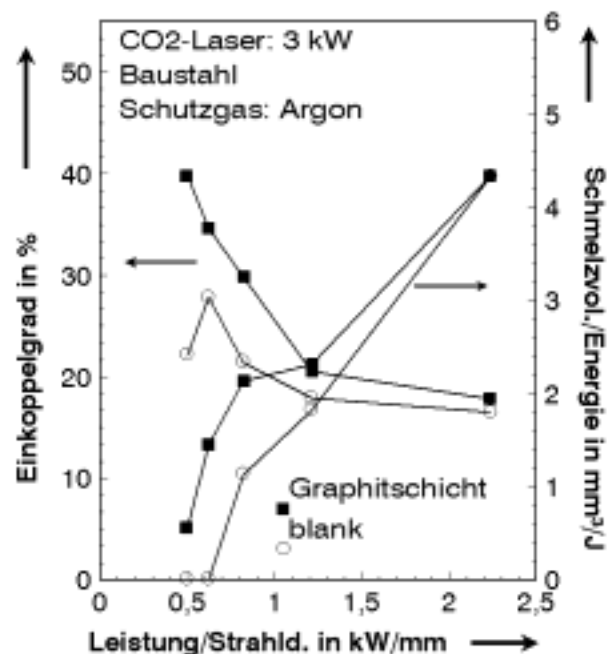


Bild 74 Einkoppelgrad und bezogenes Schmelzvolumen beim Umschmelzen von blankem und graphitbeschichtetem Einsatzstahl

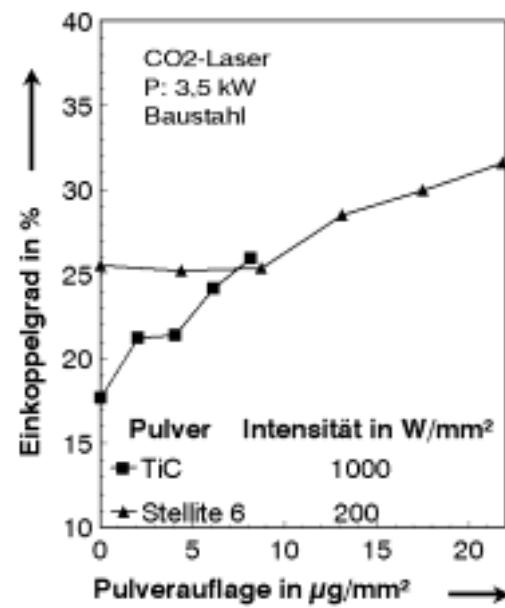


Bild 75 Einkoppelgrad und bezogenes Schmelzvolumen beim Legieren und Beschichten von Einsatzstahl mit CO₂-Laser und Pulverzufuhr

5.3 Tiefschweißen

In Kapitel 2.3 wurde eine Darstellung vorgeschlagen, die erlaubt, experimentelle Daten bezüglich des Einkoppelgrades zu vergleichen. Die Bilder 76 und 77 zeigen an jeweils ähnlichen Edel- und Baustählen mit unterschiedlichen CO₂- und Nd:YAG-Lasern und von verschiedenen Arbeitsgruppen ([66], [67], [68], [69]) erzielte Einschweißergebnisse. In der Vergleichs-Darstellung ergibt sich näherungsweise

- eine wellenlängenabhängige Schwell-Leistung,
- eine lineare Abhängigkeit der Schweißgeschwindigkeit von der normierten Laserleistung,
- eine wellenlängenabhängige Steigung.

Im Falle der Edelstähle und bei relativ kleiner bezogener Leistung zeigt sich bei den Nd:YAG-Lasern eine ca. um zweifach, bei den Baustählen und höherer bezogener Leistung eine ca. eineinhalbfach höhere Einkopplung als bei den CO₂-Lasern.

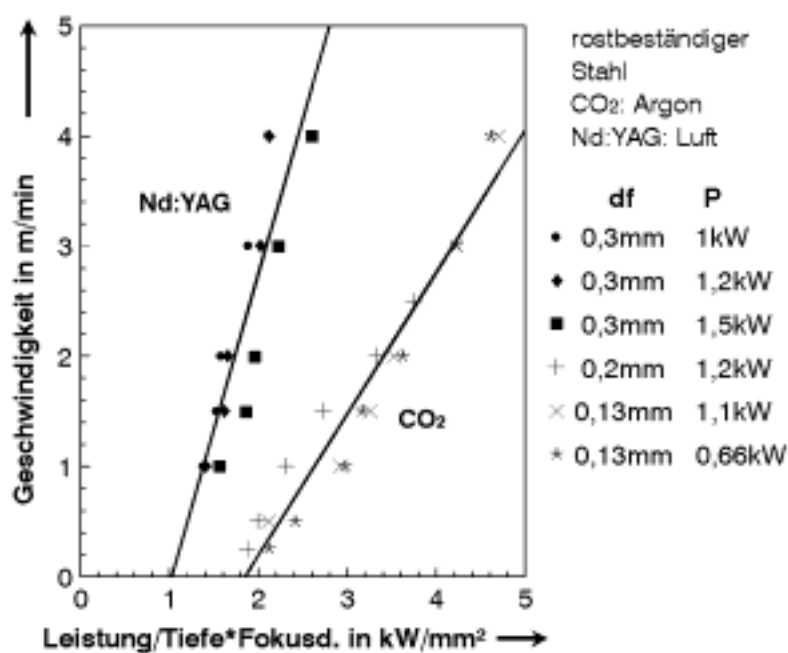


Bild 76 Schweißen von Edelstahl mit CO₂- [66] und Dauerstrich-Nd:YAG-Lasern [68]

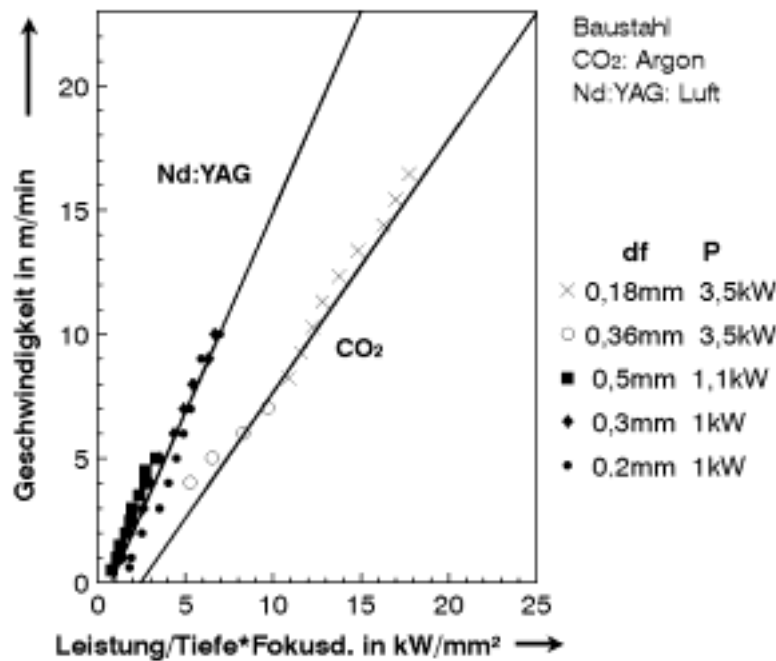


Bild 77 Schweißen von Baustahl mit CO₂- [67] und Dauerstrich-Nd:YAG-Lasern [68]

In der gewollt "holzschnittartig" gehaltenen theoretischen Diskussion in den Kapiteln 2.2.2 und 4.2 konnte eine wesentliche Strahleigenschaft nicht berücksichtigt werden: die **Polarisation**. Ihr Einfluß auf die Einschweißtiefe wurde schon von Beyer et al. [70] beschrieben. Bei Einschweißtiefen unterhalb 3 mm können deutlich höhere Schweißtiefen mit paralleler als mit senkrechter Polarisation erzielt werden. Zu höheren Schweißtiefen hin verschwindet der Polarisationseinfluß. Bei den ebenfalls ermittelten Schweiß-Querschnittsflächen zeigt sich keine signifikante Abhängigkeit von der Polarisationsrichtung.

R. Wahl [67], [71] untersuchte den Polarisationseinfluß im Zusammenhang mit robotergeführtem Schweißen von Karosserieblech. Das Bild 78 zeigt im Falle des Überlappschweißens von zwei je 1 mm starken Blechen die in Abhängigkeit von der Streckenenergie erreichte Einschweißtiefe. Die für eine bestimmte Einschweißtiefe benötigte Streckenenergie hängt stark von der Polarisation ab. Für Durchschweißen wird z.B. mit senkrechter Polarisation eine um 70 % höhere Streckenenergie benötigt als bei paralleler Polarisation. Der Vorteil bei der Einschweißtiefe wird durch eine Verringerung der Nahtbreite (hier in der Fügeebene gemessen) bezahlt, siehe Bild 79. Ist eine große Nahtbreite angestrebt, so erhält man mit senkrechter Polarisation die besten Werte.

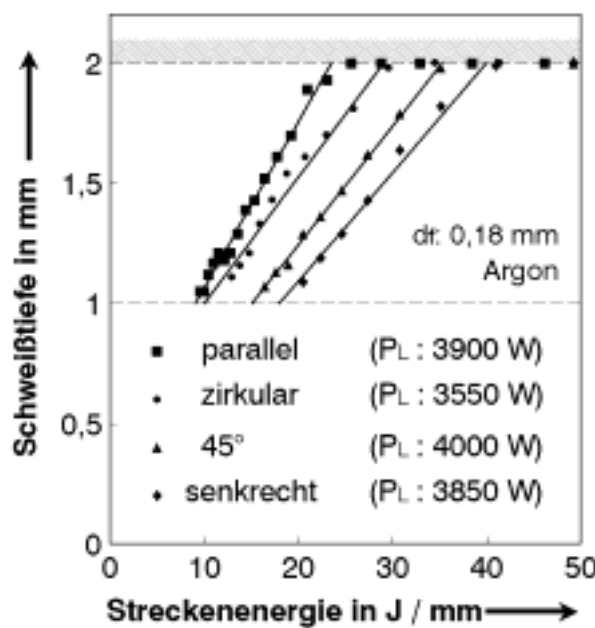


Bild 78 Polarisationseinfluß auf die Schweißtiefe

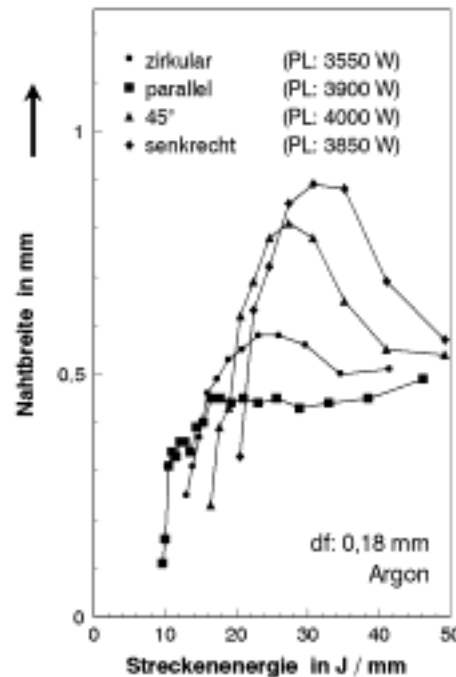


Bild 79 Polarisationseinfluß auf die Nahtbreite in der Fügeebene

Eine Steigerung der Nahtbreite kann man auch durch Vergrößerung des Fokusbereichs erreichen. In Bild 80 wird der dadurch erzielte Effekt mit der Auswirkung der Polarisation verglichen. Bei paralleler Polarisation und kleinem Fokusbereich erreicht man eine maximale Breite von ca. 0,6 mm. Durch nahezu Verdoppeln des Fokusbereichs erhöht man die Nahtbreite auf 0,9 mm bei einer Geschwindigkeit von 5 m/min. Drehen der Polarisationsrichtung unter Beibehaltung des kleinen Fokusbereichs ergibt eine etwas größere Nahtbreite bei 7 m/min. Offensichtlich ist die Polarisationsdrehung im geschilderten Beispiel die effizientere Methode.

Bild 81 schildert den Einfluß der Polarisationsrichtung beim Stumpfstoßschweißen von 1 mm starkem Blech. Bei gleichem Fokusbereich, gleicher Laserleistung und Geschwindigkeit kann die Nahtbreite durch Drehen der Polarisationsrichtung nahezu verdoppelt werden. In diesem Falle hat eine größere minimale Nahtbreite den Vorteil, daß die Relativlage Laserstrahl/Fuge weniger genau eingehalten werden muß. Für eine ausführliche Diskussion der Bedeutung dieses Effekts wird auf [67] verwiesen.

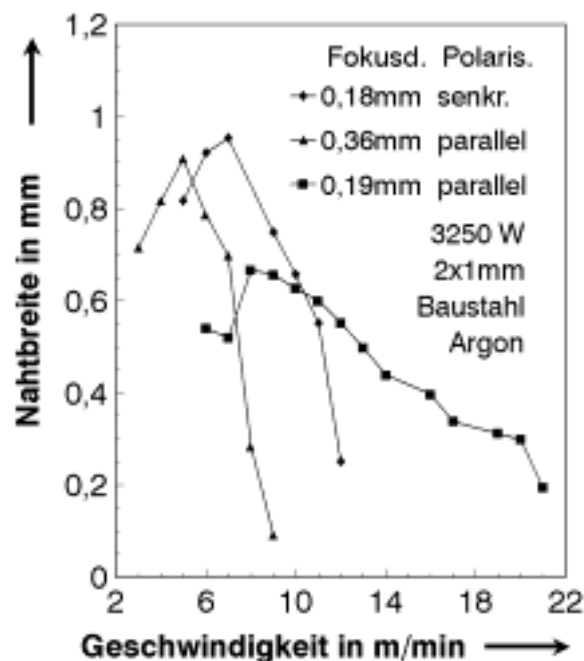


Bild 80 Beeinflussung der Nahtbreite beim Überlappschweißen durch Variation von Fokusedurchmesser und Polarisation

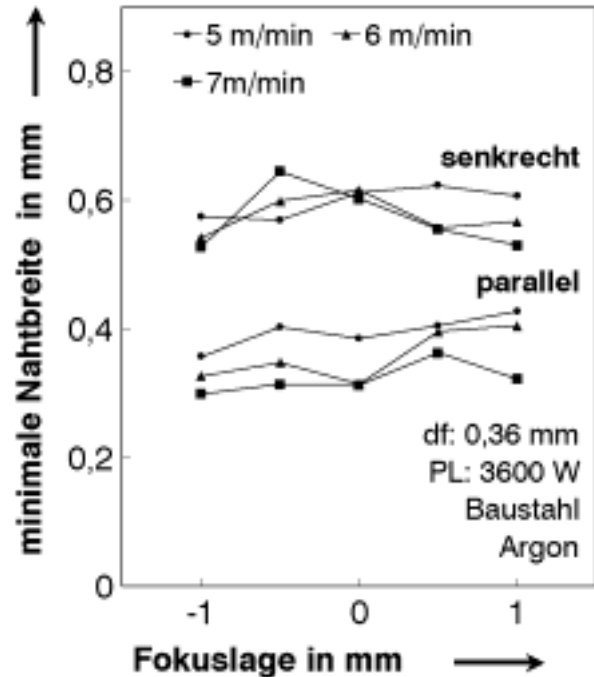


Bild 81 Beeinflussung der Nahtbreite beim Schweißen von Stumpfstößen durch Variation der Polarisation

Durch Wahl der Polarisationsrichtung kann somit erheblicher Einfluß auf Nahtausbildung und Prozeßeffizienz ausgeübt werden. Zur Anwendung dieses Effektes in der Produktionstechnik wurde von R. Wahl eine Gerät, genannt LIPOR (**L**ineare **P**olarisation **O**rientierer) entwickelt, mit dem die Polarisation vom NC-Programm der Führungsmaschine gesteuert werden kann. Polarisationsdrehung im Strahlführungssystem der Anlage kann berechnet und im Prozeß kompensiert werden.

Eine weitere Möglichkeit, die Nahtbreite zu beeinflussen, besteht darin, zum Pulsen der Laserleistung überzugehen. Dadurch läßt sich bei vorgegebener Nahttiefe deren Breite und damit die Wärmeeinbringung verringern. Die Bilder 82 und 83 zeigen dies beispielhaft [66]. Allerdings ist fehlerfreies gepulstes Schweißen nur in einem engen Parameterbereich und unter Vermeidung zu hoher Pulsanstiegszeiten möglich.

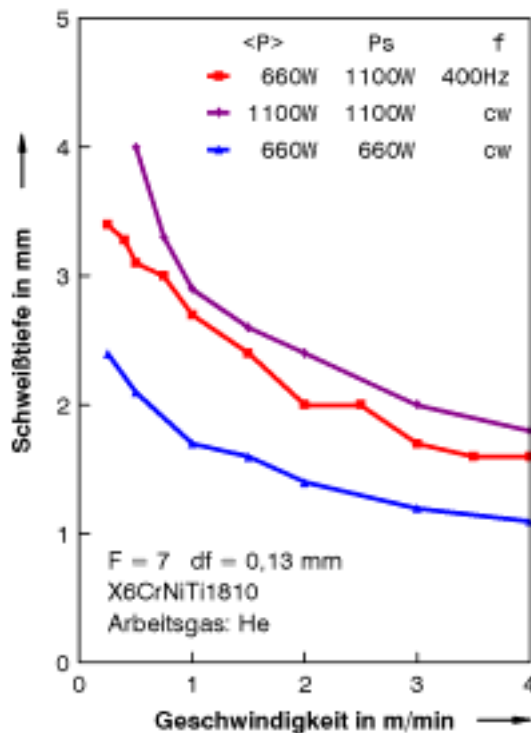


Bild 82 Schweißen mit CO₂-Lasern im gepulsten und Dauerstrichbetrieb: Einfluß auf die Schweißtiefe

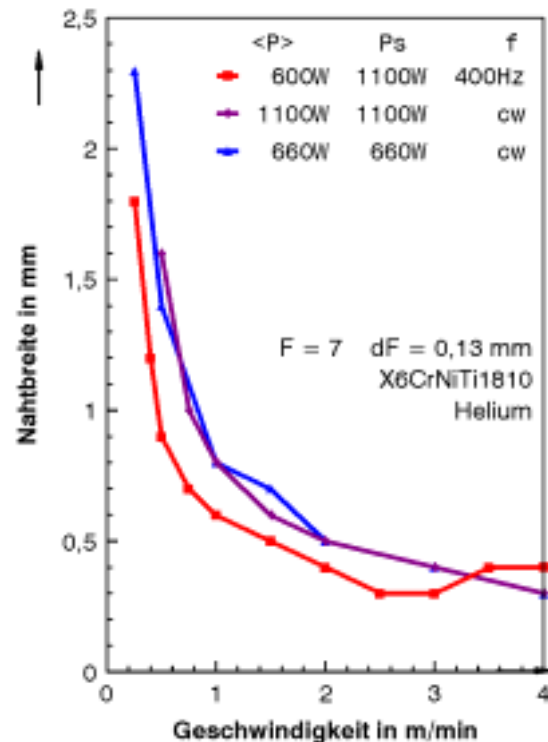


Bild 83 Schweißen mit CO₂-Lasern im gepulsten und Dauerstrichbetrieb: Einfluß auf die Nahtbreite

Aus dem metallographisch bestimmten Nahtquerschnitt der Einschweißungen konnte R. Wahl den Prozeßwirkungsgrad abschätzen. Die dabei erhaltenen Werte sind in Bild 84 über dem Aspektverhältnis der Dampfkapillare aufgetragen¹¹. Es zeigt sich ein mit zunehmendem Aspektverhältnis ansteigender, jedoch nicht signifikant von der Polarisierung abhängender Prozeßwirkungsgrad.

Die zugehörigen normierten dimensionslosen Geschwindigkeitswerte (siehe Kapitel 2.1 und 2.2.2) liegen oberhalb von 12. Mit der dafür gültigen Näherung ergibt sich

$$\eta_A = \frac{\eta_P}{0,483}. \quad (84)$$

¹¹ Hierbei wurden die von Banas [9] angegebenen Mittelwerte für die thermophysikalischen Parameter verwendet. R. Wahl [67] verwendet andere Werte und erhält deshalb abweichende Wirkungsgrade.

Die in Bild 84 dargestellten Prozeßwirkungsgrade sind daher proportional zum Einkoppelgrad, woraus zu schließen ist, daß auch der Einkoppelgrad nicht von der Polarisierung, wohl aber vom Aspektverhältnis der Dampfkapillaren abhängt.

Zum Vergleich in Bild 84 auch ist die nach Gleichung (82) in Kapitel 3.5.2. berechnete Hohlraumeinkopplung multipliziert mit dem thermischen Wirkungsgrad 0,483 eingetragen. Es zeigt sich eine gute Übereinstimmung zwischen Theorie und Experiment.

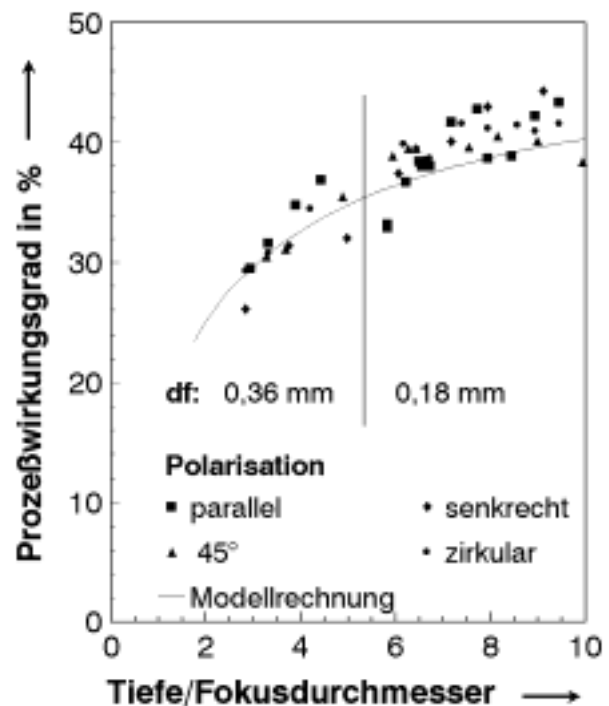


Bild 84 Prozeßwirkungsgrad bei Einschweißungen in Abhängigkeit vom Dampfkapillaren-Aspektverhältnis

5.4 Schneiden

Im folgenden werden im wesentlichen Ergebnisse verwendet, die von U. Mohr [15] mit verschiedenen CO₂-Lasern erzielt wurden. Dabei wurde die Polarisierung, die Art der Düse und der Werkstoff variiert. Zum Vergleich wurden zusätzlich mit einem Dauerstrich-Nd:YAG-Laser durchgeführte Untersuchungen von R. Hack et al. [21] herangezogen, bei denen Glasfasern mit unterschiedlichem Durchmesser verwendet wurden.

Die Punkte in Bilder 85 bis 89 repräsentieren maximale Schneidgeschwindigkeiten, die bei den jeweiligen Bedingungen gerade noch zu einer vollständigen Durchtrennung der Bleche führten. Die Ausgleichsgeraden wurden mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate ermittelt. Im Falle des Brennschneidens fanden dabei nur Geschwindigkeitswerte größer als 6 m/min, das heißt im linearen Bereich liegende, Berücksichtigung. Beim Schmelzschnneiden unterschiedlicher Werkstoffe (siehe Bild 88) wurden Geschwindigkeitswerte unterhalb 0,5 m/min wegen der dort auftretenden Nichtlinearität ebenfalls außer acht gelassen.

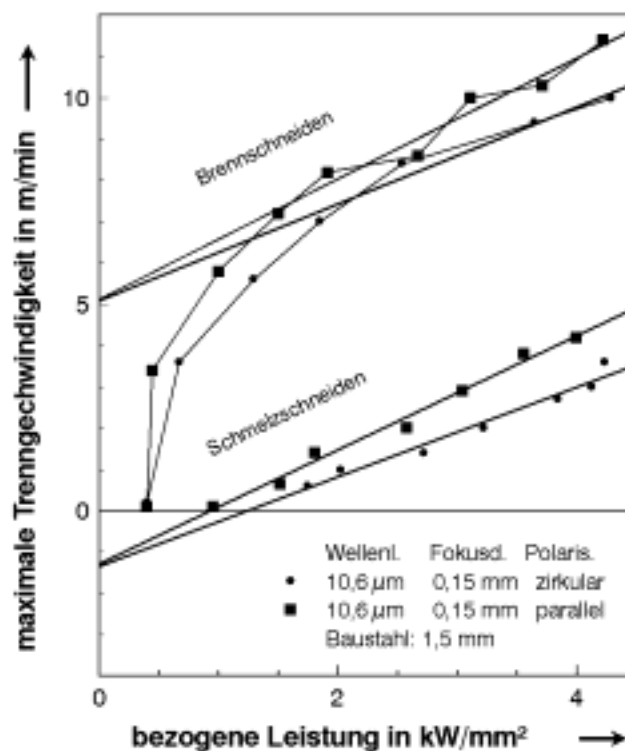


Bild 85 Einfluß der Polarisierung auf die maximale Trenngeschwindigkeit

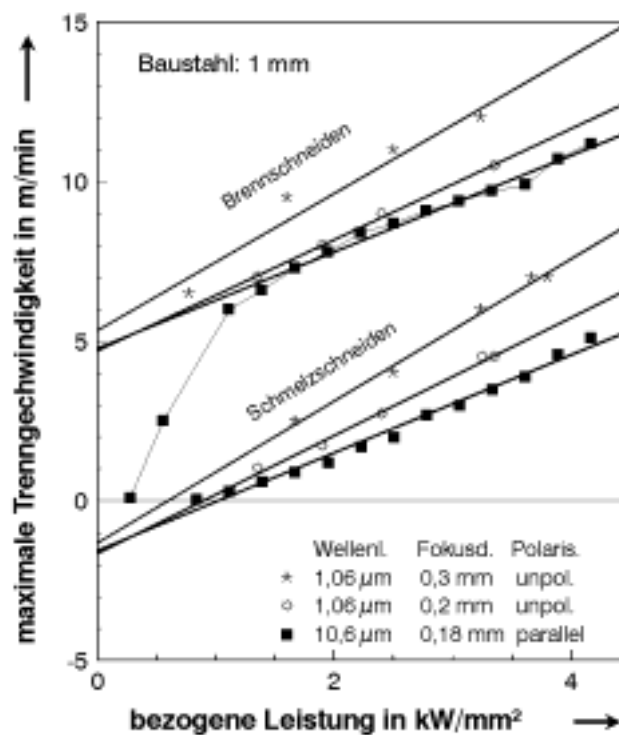


Bild 86 Maximale Trenngeschwindigkeit bei unterschiedlicher Wellenlänge

Als erstes ist festzustellen, daß die Meßergebnisse im wesentlichen die nach den vorausgehenden theoretischen Überlegungen zu erwartenden linearen Abhängigkeiten zeigen. Außerdem ist qualitativ die erwartete Abhängigkeit der Geradensteigung von der Polarisierung (Bild 85) und von der Wellenlänge (Bild 86) zu erkennen. Besonders bemerkenswert erscheint, daß die Brennschneidgeraden nahezu parallel zu den entsprechenden, das heißt mit gleichen Strahlparametern erzeugten, Schmelzschneidgeraden verlaufen. Daraus lassen sich im Rahmen der in Kapitel 2 diskutierten theoretischen Ansätze folgende Schlüsse ziehen:

1. Beim Brennschneiden herrschen oberhalb einer kritischen Geschwindigkeit (bei Stahl 6m/min) sehr ähnliche Einkoppelgrade vor wie beim Schmelzschnneiden. Einflüsse der Wellenlänge und der Polarisierung wirken sich gleich aus. Entgegen bisherigen Vermutungen trägt hier die Oxidation der Werkstückoberfläche nicht merklich zu einer Verstärkung der Einkopplung bei.

2. Die vermutete Sättigung des Verbrennungsbeitrags wird durch den Kurvenverlauf, nämlich durch den Übergang in eine lineare Abhängigkeit experimentell bestätigt.

Bild 87 zeigt einen Einfluß der verwendeten Schneiddüsen auf die Geradensteigungen, der sich aufbauend auf Kapitel 2 wie folgt verstehen läßt: Die Laval-Düse erlaubt, Austriebsgas mit höherem Impuls an die Schneidfront zu bringen. Dies hat eine geringere Schmelzfilmdicke und damit eine niedrigere Oberflächentemperatur zur Folge. Dadurch wird der Wärmebedarf der Schmelze geringer, was sich in einer größeren Steigung auswirkt.

Beim Vergleich unterschiedlicher Metalle zeigt sich qualitativ der erwartete Einfluß der Stoffgrößen auf Schwell-Leistung und Geradensteigung. Verglichen mit Stahl verursacht die höhere Wärmeleitfähigkeit von Aluminium eine höhere Schwell-Leistung. Die Geradensteigung ist jedoch, hauptsächlich wegen der geringeren Dichte, die den Wärmebedarf prägt, ebenfalls größer. Dies führt dazu, daß bei geringen bezogenen Leistungswerten Stahl, bei höheren jedoch Aluminium schneller geschnitten werden kann.

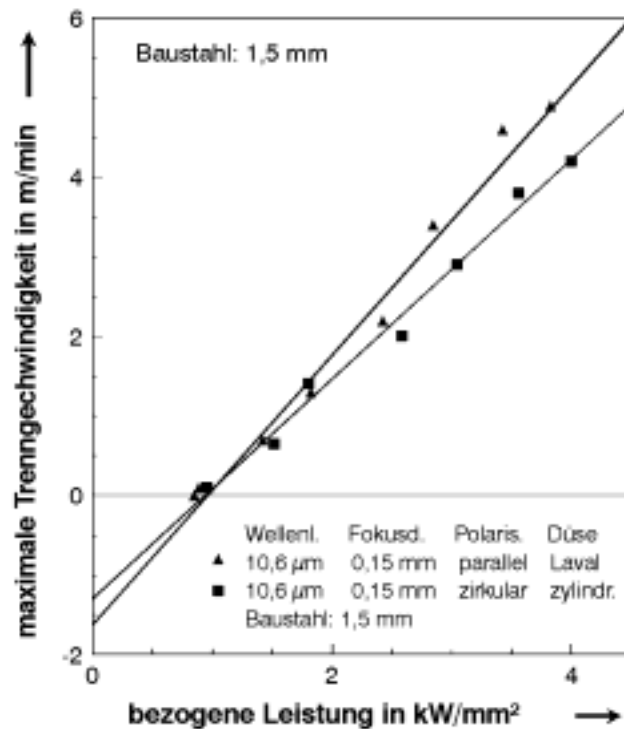


Bild 87 Maximale Trenngeschwindigkeit bei unterschiedlichem Austrieb

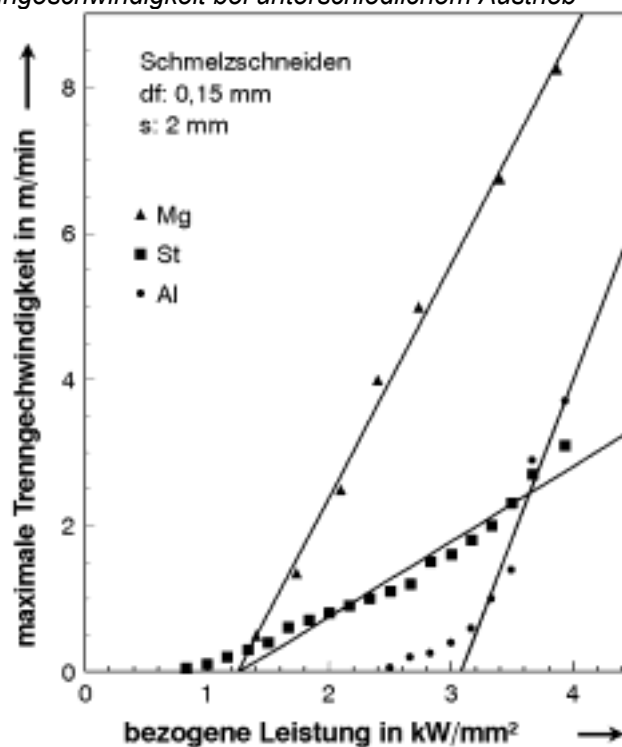


Bild 88 Maximale Trenngeschwindigkeit bei unterschiedlichen Werkstoffen

Den Prozeßwirkungsgrad kann man der Steigung der Geraden entnehmen, die Meßpunkte und Ursprung verbinden (siehe 2.3). Wie nach Kapitel 2.2.3 zu erwarten ist, wächst beim Schmelzschnitten der Wirkungsgrad mit zunehmender bezogener Leis-

tung an, beim Brennschneiden jedoch erhält man den maximalen Wirkungsgrad unterhalb des Übergangs in den linearen Verlauf.

5.5 Auswertende Zusammenfassung

In Kapitel 5 wurden im Zusammenhang mit der Einkopplung relevante Ergebnisse zusammengestellt. Deren Auswertung ergibt:

Vergleichsdarstellung

In der Vergleichsdarstellung aufgetragene Daten zeigen in guter Näherung lineare Abhängigkeiten. Dies erleichtert die Analyse der experimentellen Ergebnisse und deren Extrapolation.

Bestimmung des Einkoppelgrads

Informationen über den Einkoppelgrad konnten auf verschiedenen Wegen erhalten werden:

- Für Oberflächenverfahren lieferten kalorimetrische Messungen Absolutwerte für den Einkoppelgrad.
- Beim Tiefschweißen konnte die Einkopplung aus Schmelzbadquerschnittsflächen berechnet werden.
- Aus der Vergleichsdarstellung ließen sich für Schweißen und Schneiden Relativaussagen ableiten.
- Weitere experimentelle Informationen ergaben Tendenzaussagen.

Bestätigung der theoretischen Voraussagen

Die experimentell bestimmten Absolutwerte für den Einkoppelgrad weichen relativ maximal 10 % von den theoretischen Voraussagen ab. Alle qualitativen Ergebnisse sind im Einklang mit den theoretischen Erwartungen und können durch sie erklärt werden.

Die experimentellen Ergebnisse lieferten außerdem wichtige Ergänzungen bezüglich von Einflußfaktoren, die im Rahmen dieser Arbeit nicht rechnerisch erfaßt werden konnten.

Einfluß der Polarisation beim Tiefschweißen

Die Polarisation hat lediglich bei Durchschweißungen, nicht jedoch bei Einschweißungen Einfluß auf den Einkoppelgrad. Jedoch kann durch sie das Tiefe/Breite-Verhältnis der Naht variiert werden, was Auswirkungen auf die Flexibilität, Produktivität und Prozeßsicherheit des Laserschweißens hat.

Einkopplungserhöhung durch Oxidation

Oxide, ob vor oder während der Laserbehandlung entstanden, können die Einkopplung positiv beeinflussen. Die Wirksamkeit der Oxidation ist abhängig von Verfahrensparametern. Die stärkste Einkopplungserhöhung wird bei Wärmebehandlung in festem Zustand erreicht. Unter günstigen Bedingungen (kurze Wellenlänge, niedrige Vorschubgeschwindigkeit) können Einkoppelwerte um 70 % erzielt werden. Mit steigender Geschwindigkeit und zunehmender Aufschmelzung der Oberfläche nimmt die einkopplungserhöhende Wirkung ab. Beim Umschmelzen von Stahl ist sie noch merklich, beim Schneiden mit Vorschubgeschwindigkeiten oberhalb 6 m/min jedoch nicht mehr. Hier zeigt die Analyse der Vergleichsauftragung gleiche Einkoppelgrade für Brenn- und Schmelzschneiden.

Einkopplungserhöhung durch Zusatzwerkstoffe

Beschichtungen sind beim Härten ein wirksames, jedoch mit Nachteilen verbundenes Mittel zur Erhöhung der Einkopplung. Bei umschmelzenden Oberflächenprozessen geht jedoch, ähnlich wie bei Oxidschichten, die Einkoppelerhöhung weitgehend verloren. Als Zusatzmaterial zugeführte Pulver wirken sich positiv aus, können jedoch das Einkoppelniveau nicht auf zufriedenstellende Werte anheben.

Leistungsbeitrag der Oxidation

Die Analyse experimenteller Daten in der Vergleichsdarstellung legt den Schluß nahe, daß beim Brennschneiden von Stahl der Beitrag der Verbrennungsreaktion oberhalb von 6 m/min in Sättigung geht und daher mit zunehmender Laserleistung an Bedeutung verliert.

6 Potential zur Steigerung des Prozeßwirkungsgrades

Zur Zeit werden für die Materialbearbeitung hauptsächlich CO₂- und Nd:YAG-Laser eingesetzt, letztere allerdings mit einer Strahlqualität, die weit entfernt vom theoretisch Möglichen liegt. Wie im Vorhergehenden gezeigt wurde und in Bild 89 zusammengefaßt ist, ergeben sich mit diesen Geräten Prozeßwirkungsgrade, die durchweg unter 50 % liegen.

Neue Laserkonzepte, z.B. diodengepumpte Festkörperlaser mit oder ohne Frequenzvervielfachung, bergen in sich das Potential für neue Strahlparameterbereiche:

- lineare Polarisation auch bei kurzwelligen Lasern,
- kürzere Wellenlängen bis in den UV-Bereich,
- Fokussdurchmesser bis hinab zu 10 µm.

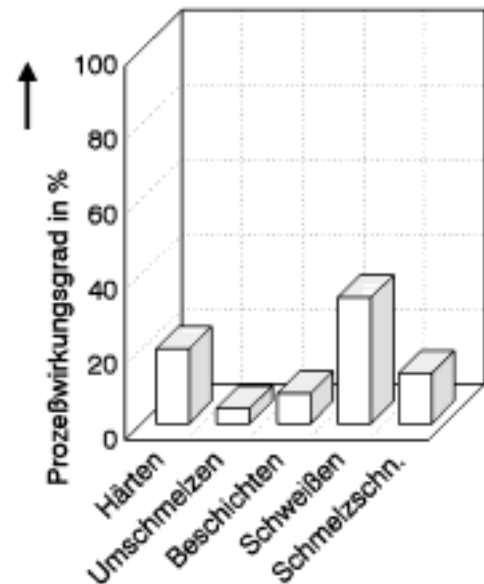


Bild 89 Prozesswirkungsgrad
(Stand der Technik)

Lineare Polarisation wird zur Zeit im Hochleistungsbereich nur bei CO₂-Lasern angeboten. Mit Stab-Lasern und polarisationserhaltenden Fasern kann dies auch bei kürzeren Wellenlängen realisiert werden.

Wellenlängen im UV-Bereich werden zwar heute schon mit Excimer-Lasern erzeugt, jedoch nicht in dem für die Mehrzahl der Anwendungen erforderlichen Dauerstrichbetrieb. Ausgehend von Hochleistungsfestkörperlaser kann durch Frequenzvervielfachung ebenfalls der UV-Bereich erreicht werden.

Kleine Fokusbereich bis zu 10 μm lassen sich auch heute schon erreichen. Meist ist es jedoch notwendig, daß gleichzeitig eine ausreichend hohe mittlere Leistung und eine große Fokustiefe (Rayleigh-Länge) geboten wird. Heute zur Verfügung stehende Laser erfüllen diese Forderung nicht (siehe Kapitel 1). Die Fokussierbarkeit nimmt wegen thermischer Belastung des laseraktiven Mediums mit zunehmender Nennleistung stark ab. Die konzeptionell geringere Wärmebelastung diodengepumpter Festkörperlaser läßt erwarten, daß die gewünschte Fokussierbarkeit auch im Kilowattbereich erreicht wird.

Außerdem wird mit der Entwicklung von Hochleistungsdioden deren direkte Anwendung in Form von fraktalen Lasersystemen möglich, die aus einer Vielzahl von mit Glasfasern verbundenen Laserdioden aufgebaut sind [72], [73]. Durch individuelle Steuerung der Dioden lassen sich auf Werkstücken flexibel formbare und fein aufgelöste Intensitätsverteilungen erzeugen.

Es stellt sich die Frage, ob es wirtschaftlich sinnvoll ist, die oben skizzierten Möglichkeiten durch aufwendige Entwicklungsarbeiten zu realisieren. Im folgenden soll aus dem Blickwinkel der Anwendung untersucht werden, welche Vorteile man bezüglich des Prozeßwirkungsgrades erwarten kann.

6.1 Härten

Bei den ersten industriellen Anwendungen des Laserhärtens wurden Beschichtungen verwendet, um ein akzeptables Einkopplungsniveau oberhalb von 70 % zu erreichen. Die Nachteile dieser Vorgehensweise und der Wunsch, endbearbeitete Oberflächen schädigungsfrei härten zu können, ließen jedoch die Suche nach besseren Methoden nicht zur Ruhe kommen.

Bei CO₂-Lasern konnte durch Anwendung des Brewster-Effektes mit Schrägeinfall von polarisierten Laserstrahlen Fortschritte erzielt werden, siehe Bild 90. Auch der Übergang zu Festkörperlaser mit kürzerer Wellenlänge brachte Verbesserungen der Einkopplung. Dennoch bleibt bei beiden Maßnahmen der Einkoppelgrad zwischen 30 und 40 %. Lediglich unter Zuhilfenahme von Oberflächenoxidation kann bei langsamen Vorschubgeschwindigkeiten das Einkoppelniveau von Beschichtungen erreicht werden.

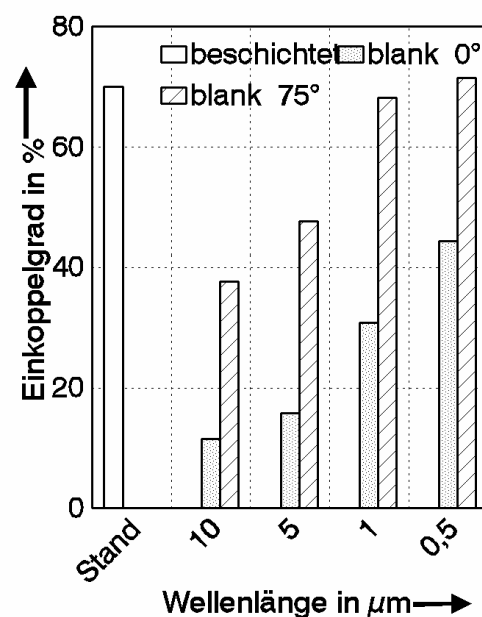


Bild 90 Einkoppelgrad beim Laserhärten

Weitere Verkürzung der Wellenlänge erhöht zwar die Einkopplung, Werte oberhalb von 70 % werden jedoch erst im Ultravioletten erreicht.

Eine Steigerung des Einfallswinkels würde bei 10,6 µm Wellenlänge zwar zu sehr hohen Absorptionswerten um 80 % führen, jedoch erst bei einem Einfallswinkel von 87°. Eine negative Konsequenz der Schrägstellung ist jedoch die Verzerrung des Strahlprofils, die auftritt, wenn die Werkstückoberfläche nicht im Brennpunkt der den Strahl formenden Optik liegt [60]. Die dann entstehende Asymmetrie der Intensitätsverteilung führt zu ungleichmäßiger Erwärmung und erhöht die Gefahr von Anschmelzungen. Außerdem nehmen mit zunehmendem Einfallswinkel die Anforderun-

gen an die Positioniergenauigkeit mit $1/\cos \Phi$ zu. Schließlich würde der Strahlfleck eine unerwünschte Ausdehnung erhalten.

Die geschilderten nachteiligen Konsequenzen der Schrägstellung können durch technische Maßnahmen (z.B. Strahlformung, exaktere Positionierung) aufgefangen werden. Um den Aufwand dafür in Grenzen zu erhalten ist zu empfehlen, Einfallswinkel größer als 75° zu vermeiden. Dann sind die Laser mit kurzer Wellenlänge, deren Brewster-Maximum bei kleineren Winkeln liegt, im Vorteil.

Welche der geschilderten Einkopplungshilfen verwendet wird, richtet sich nach deren Preis und Verfügbarkeit sowie nach den Anforderungen an das Bearbeitungsergebnis. Mit einer Matrix von Laserdioden, deren Strahlen polarisationserhaltend und in der gewünschten Leistungsverteilung auf das Werkstück abgebildet werden, könnte eine Konfiguration mit folgenden vorteilhaften Eigenschaften realisiert werden:

Wellenlänge:	ca. 0,5 ... 1 μm ,
Polarisation (auf Werkstück):	parallel zur Einfallsebene,
Einfallswinkel:	ca. 75° ,
Strahlformung:	möglichst fein aufgelöst und flexibel steuerbar.

Dieses System würde erlauben, mit ca. 70% Einkoppelgrad blanke Werkstücke ohne Oxidation zu härten. Gleichzeitig ließen sich hohe Geschwindigkeiten erreichen, da weder die Oxidbildung, noch die Wärmeleitung durch eine absorptionserhöhende Schicht begrenzend wirken. (Hohe Geschwindigkeiten sind im Hinblick auf den thermischen Wirkungsgrad wünschenswert.)

Durch die Strahlformung könnte nicht nur die durch Schrägeinfall verursachte Intensitätsverzerrung ausgeglichen, sondern darüber hinaus die für effizientes Härten erwünschte Verteilung erzeugt werden (siehe Kapitel 2.2.1).

6.2 Umschmelzen

Bei umschmelzenden Verfahren kann (im Gegensatz zum Härten) die Einkopplung nur in geringem Maße durch Hilfsmaßnahmen wie das Aufbringen absorptionsfördernder Schichten gesteigert werden. Daher muß man bei senkrechtem Einfall von CO₂-Laserstrahlung mit Einkoppelgraden um 15 % rechnen, siehe Bild 91.

Diese Werte lassen sich deutlich verbessern durch Verwendung kürzerer Wellenlänge und durch Schrägeinfall des linear polarisierten Laserstrahls. Wie bereits beim Härten diskutiert läßt sich durch Kombination beider Methoden in Schutzgas ein Einkoppelgrad um 70 % erreichen, wenn man eine Wellenlänge zwischen 0,5 und 1 µm, parallele Polarisation und einen Einfallswinkel von 75° wählt.

Selbst mit 70 % Einkoppelgrad wird wegen thermischer Verluste nur ein Prozeßwirkungsgrad von ca. 20 % erreicht. Anders als beim Härten bietet sich beim Umschmelzen jedoch eine Möglichkeit an, die Wärmeleitungsverluste weitgehend zu verringern:

Dazu wird vorgeschlagen, den Hochleistungslaserstrahl durch eine Vielzahl von Strahlen zu ersetzen. Jeder dieser Strahlen soll ausreichende Intensität aufs Werkstück bringen, um eine Dampfkapillare mit einer Tiefe entsprechend der Umschmelztiefe zu erzeugen. Durch gute Fokussierung wird für die Dampfkapillare ein Aspektverhältnis angestrebt, das Einkopplung nahe 90 % ergibt. Der Abstand der Einzelfoki wird so gewählt, daß sich die jeweiligen Schmelzspuren gerade überlappen.

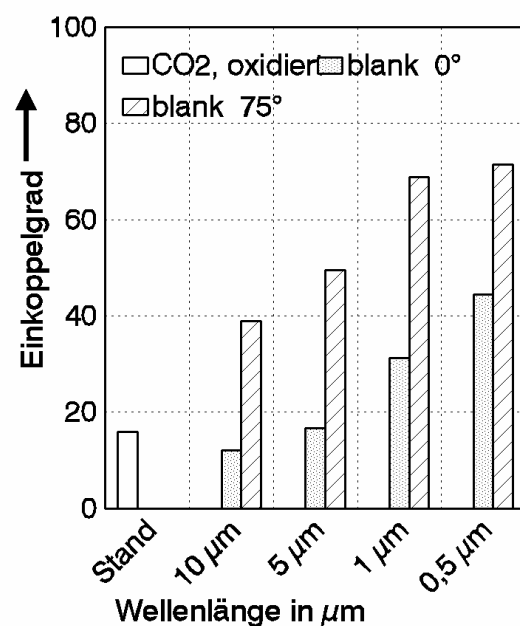


Bild 91 Einkoppelgrad beim Umschmelzen ohne Zusatzwerkstoff

Mit dieser Anordnung kann die unerwünschte seitliche Wärmeabfuhr drastisch reduziert werden. Die Wärmeleitung wird gewissermaßen auf das aufzuschmelzende Material gebündelt. Dies kommt dadurch zustande, daß sich die Wärmeableitung aus der Schmelzzone zum einen proportional zu ihrer Umrandungsfläche, zum anderen proportional zum dort herrschenden Temperaturgradienten ergibt. Die seitliche Wärmeabfuhr wird durch die Formgebung des Schmelzbades verringert, siehe die schematische Darstellung in Bild 92. Die im Bild eingezeichnete be-

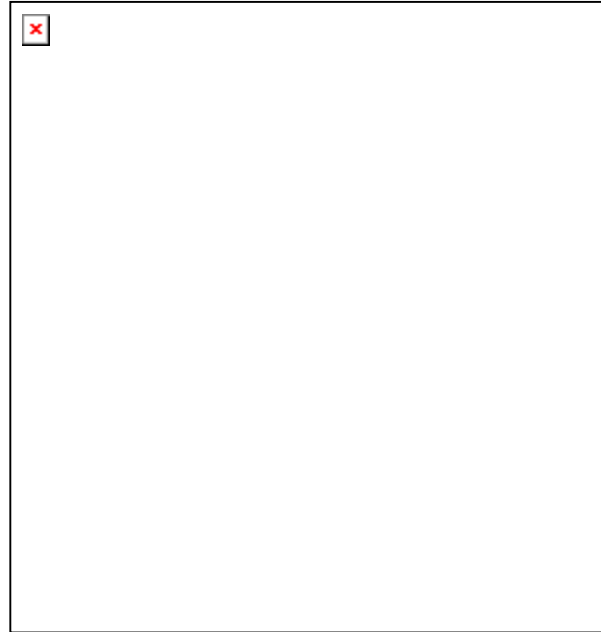


Bild 92 Bündelung der Wärmeleitung durch linienförmige Energieeinbringung

vorzugte Wärmeleitung in Vorschubrichtung ergibt sich aus dem dort herrschenden starken Temperaturgradienten. Von vorne wird kaltes Material zugeführt, der Gradient ist daher vorne wesentlich höher als hinter der Schmelzzone.

Will man lediglich aufschmelzen, so reicht eine Laserstrahlzeile. Diese kann umso schneller über das Werkstück gefahren werden, je höher die Leistung ist. Beim konventionellen Umschmelzen, bei dem der Laserstrahl als Oberflächenwärmequelle wirkt, ist dies nicht der Fall, da dabei die Umschmelztiefe über Wärmeleitung erreicht wird. Mit der Dampfkapillarenzeile wird die Leistung von vornherein in der richtigen Tiefe deponiert. Dadurch sollte sich ein thermischer Wirkungsgrad erzielen lassen, der sich bei ausreichend hohen Geschwindigkeiten 100 % nähert. Ein Prozeßwirkungsgrad von ca. 80 % erscheint somit realisierbar.

Häufig wird bei Oberflächenverfahren eine minimale Schmelzbadlänge (z.B. um Pulver einzubringen) oder eine minimale Haltezeit auf Schmelztemperatur (z.B. für Lösungsvorgänge) benötigt. Dies kann man erreichen, indem man die Laserstrahlzeile durch ein Feld ersetzt, dessen Länge in Vorschubrichtung die Schmelzbadlänge bestimmt. Dann müssen allerdings höhere Wärmeleitungsverluste in Kauf genommen

werden, allerdings immer noch geringere als bei der Einstrahltechnik, da mit höherer Geschwindigkeit gefahren werden kann.

Ein weiterer Vorteil der Multistrahntechnik besteht darin, daß die Leistung der einzelnen Laser so gewählt werden kann, daß sich ein gleichmäßiges Umschmelzprofil ergibt. Dadurch werden zusätzlich die Prozeßverluste vermieden, die durch die Randbereiche entstehen, in denen die Bearbeitungstiefe unter dem Sollwert liegt. Da außerdem das Laserstrahlfeld im Prinzip beliebig breit gewählt werden kann, fallen auch die zum Teil erheblichen Verluste weg, die sich durch Spurüberlappung ergeben (durch zweimaliges Aufschmelzen der Überlappungszone, die bis zu 50 % der Schmelzspur ausmachen kann).

Außerdem kann durch geeignete Leistungsverteilung vermieden werden, daß die Schmelze höher als notwendig erhitzt wird. Dazu und für optimale Spurgeometrie sind Leistungsverteilungen ähnlich denen erforderlich, wie sie von Burger für das Härten vorgeschlagen wurden.

6.3 Schweißen

Dank der Vielfachreflexion im Dampfkanal können auch mit heute verfügbaren Strahlparametern Einkoppelgrade oberhalb 80 % erreicht werden, siehe Bild 93. Allerdings muß dazu das Aspektverhältnis Schweißtiefe/Fokusbereich oberhalb einer Grenze liegen, die von der Absorption des Werkstoffs abhängt. Zum Beispiel ist beim Schweißen von Stahl mit CO₂-Lasern ein Verhältnis von mindestens 8, mit Nd:YAG-Lasern dagegen nur von 3 zu fordern. Im Falle von Aluminium und CO₂-Lasern wird die 80%-Grenze erst bei einem Aspektverhältnis von über 20 erreicht! Daraus ergeben sich wesentliche Vorteile für Laser kürzerer Wellenlänge, wenn kleine Aspektverhältnisse nicht zu vermeiden sind, oder bei Werkstoffen mit geringer Absorption. Andererseits kann bei vorgegebener Schweißtiefe das Aspektverhältnis durch bessere Fokussierung gesteigert werden.

Der thermische Wirkungsgrad liegt beim Schweißen mit einem Laserstrahl generell unter 50 %. Durch deutlich verbesserte Fokussierbarkeit ergibt sich jedoch wie beim Umschmelzen eine Möglichkeit, die Wärmeleitungsverluste zu minimieren. Dazu kann man sich statt eines Strahls eine Zeile von vielen Strahlen vorstellen, die so nebeneinander angeordnet sind, daß die erforderliche Nahtbreite erzeugt wird. Heute ist ein Fokusbereich von 0,4 mm ein üblicher Wert bei Schweißaufgaben. Damit kann z.B. eine 1 mm breite Schweißnaht erzeugt werden. Verwendet man statt dessen 10 Laserstrahlen mit jeweils 40 µm Fokusbereich, die dann jeweils eine Schmelzbereichbreite von 100 µm ergeben, so sollten die seitlichen Wärmeleitungsverluste nahezu auf 1/10 reduziert werden können.

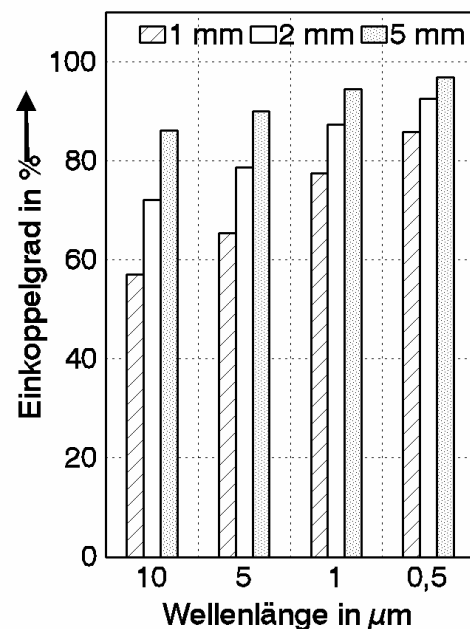


Bild 93 Einkoppelgrad beim Laserstrahlschweißen von Stahl (d_f : 0,4 mm)

6.4 Schneiden

In der Praxis wird heute überwiegend Brennschneiden von Stahl eingesetzt. Durch den Beitrag der Verbrennung werden sehr hohe Wirkungsgrade bei einigen Metern pro Minute Vorschubgeschwindigkeit erreicht. Höhere Geschwindigkeiten erscheinen unter energetischen Gesichtspunkten nicht sinnvoll. Verkleinerung der Fugenbreite führt zu einer proportionalen oder (wenn die Sauerstoffzufuhr in die Fuge behindert wird) sogar zu einer überproportionalen Abnahme des Verbrennungsbeitrags. Es sind daher beim Brennschneiden von Stahl keine Ansatzpunkte für eine Verbesserung des Wirkungsgrads durch Veränderung der Strahlparameter erkennbar.

Andererseits gewinnt das Schmelzschneiden zunehmend an Bedeutung. Zum einen, weil man oxidfreie Schnittkanten erzielen will, zum andern, weil bei den meisten Nichteisenmetallen damit bessere Schneidergebnisse erzielt werden können. Schließlich wird die für das Schneiden erforderliche Fokussierbarkeit zunehmend auch im Multikilowattbereich zur Verfügung gestellt.

Wie in Kapitel 4.3 gezeigt hängt dabei der Einkoppelgrad stark von der Schnittfrontneigung ab, die wiederum mit dem Aspektverhältnis s/d_x verknüpft ist, (d_x = Fokusbreite in Vorschubrichtung). Maximale Einkopplung wird erzielt, wenn die Schnittfrontneigung dem Brewsterwinkel entspricht. Daraus ergibt sich, daß d_x an die Blechdicke angepaßt werden sollte. Beim CO_2 -Laser erhält man beste Einkopplung bei einem Aspektverhältnis von ca. 20. Mit einem Fokusedurchmesser von typischerweise 0,2 mm erhält man jedoch für Blechdicken zwischen 1 und 10 mm Aspektverhältnisse zwischen 5 und 50, die im ungünstigsten Fall zu ca. 20 % (bei zirkularer Polarisation) und ca. 30 % (bei paralleler Polarisierung) Einkoppelgrad führen anstelle der Maximalwerte von ca. 40 % bzw. 60 %. Bei einer Blechstärke von 1 mm ist für ein Aspektverhältnis 20 ein Fokusedurchmesser von 50 μm erforderlich. Dieser Wert ist mit CO_2 -Lasern nicht möglich, wenn gleichzeitig eine für die Blechdicke ausreichende Fokustiefe eingehalten werden soll. Optimale Einkopplung erhält man im Dünnschmelz-

bereich daher nur mit kürzerwelligen Lasern und dies aus zwei Gründen: Zum einen sind dort kleinere Fokusedurchmesser möglich, zum anderen verschiebt sich das Aspektverhältnis für maximale Einkopplung zu kleineren Werten. Zum Beispiel ergibt sich für 1,06 μm Wellenlänge das Maximum bei 5.

Auch beim optimalen Aspektverhältnis erhält man mit zylindrischer Schnittfront maximal ca. 60 % Einkoppelgrad. Die für ebene Flächen erzielbaren Maximalwerte sind wegen der Krümmung der Schnittfront und den sich daraus ergebenden ungünstigen Polarisationswinkeln nicht erreichbar. Daraus folgt, daß der Einkoppelgrad gesteigert werden kann, wenn es durch Strahlformung gelingt, eine möglichst ebene Schnittfront einzustellen. Ideal erscheint dafür ein rechteckiger Strahlfleck mit Intensitätsspitzen an den Flanken.

Die Breite des Strahlflecks quer zur Vorschubrichtung d_x wirkt sich umgekehrt proportional auf die bei vorgegebener Leistung erreichbare Geschwindigkeit aus. Jedoch ergeben sich für die Minimierung von d_x Begrenzungen:

- Erstens sollte, um höhere thermische Verluste zu vermeiden, das Produkt $d_y \cdot v$ konstant gehalten werden, das heißt, mit schmaler werdendem Strahlfleck sollte nicht die Leistung reduziert, sondern die Vorschubgeschwindigkeit erhöht werden. Hierbei ergeben sich technische Grenzen, die schon bei heutigen Verhältnissen einschränkend wirken. Eine Verbesserung der Fokussierung sollte daher durch Entwicklung von schnelleren Maschinen begleitet werden.
- Die zweite Begrenzung ergibt sich aus dem Austrieb. Bei größeren Blechstärken hat es sich bereits gezeigt, daß die maximal erreichbare Schneidgeschwindigkeit einen Mindestfokusedurchmesser erforderlich macht. Ähnliches ist im Dünoblechbereich zu erwarten. Die blechdicken- und gasströmungsabhängigen Untergrenzen müssen erst noch durch weitere Forschung ermittelt werden.

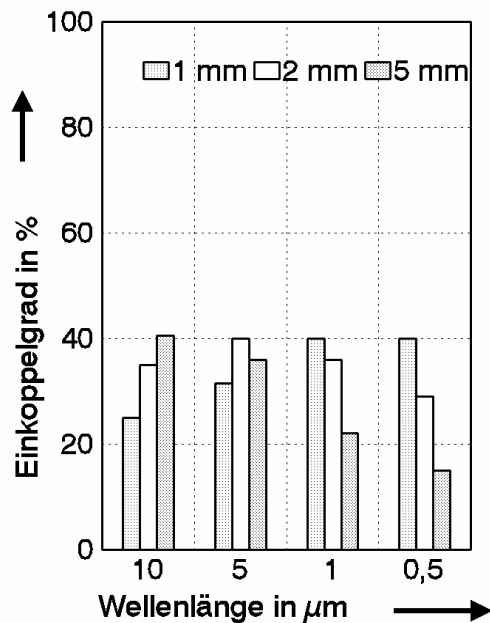


Bild 94 Einkoppelgrad beim Schmelzschneiden mit zirkularer Polarisation

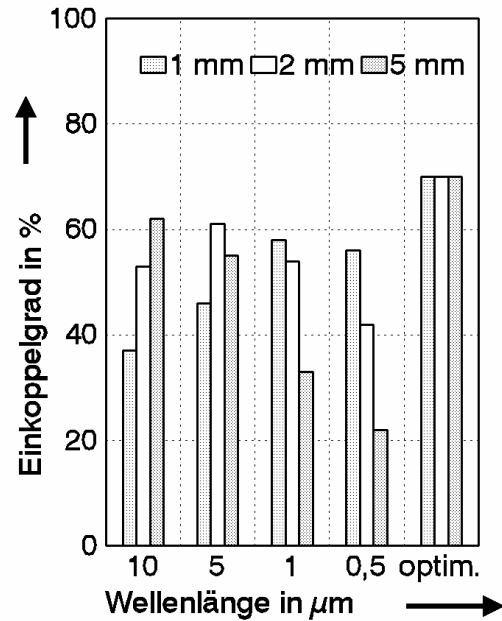


Bild 95 Einkoppelgrad beim Schmelzschneiden mit paralleler Polarisation

Zusammenfassend kann gesagt werden, daß beim Schmelzschneiden eine Steigung der Einkopplung von (im ungünstigsten Fall) 20 % bis auf 70 % möglich erscheint durch folgende Maßnahmen:

- parallele statt zirkulare Polarisation,
- Anpassung der Fokusbreite und der Wellenlänge an die Blechdicke,
- Strahlformung.

Die erste Maßnahme ist mit heute verfügbaren CO₂-Lasern und Einrichtungen (Polarisationsdreher [71]) möglich. Die zweite kann durch Hinzunahme von neu auf den Markt gekommenen Nd:YAG-Lasern erfüllt werden. Für feinaufgelöste Strahlformung sind die erforderlichen kurzwelligen Hochleistungslaser mit guter Strahlqualität erst noch zu entwickeln.

Die somit erzielten optimalen Strahlparameter ergeben gegenüber dem Schneiden mit zirkular polarisiertem Strahl Einkopplerverbesserungen von ca. 30 auf 70 %, siehe Bild 94. Gegenüber dem heute schon möglichen Arbeiten mit linearer Polarisation wirkt sich die Strahlparameteroptimierung vor allem bei ungünstigen Aspektverhältnissen aus, siehe Bild 95.

6.5 Andere Verfahren

Die oben geschilderten Erkenntnisse lassen sich, was die Einkopplung betrifft, auf andere Verfahren übertragen:

Beim **Löten** herrschen im wesentlichen die gleichen Bedingungen wie beim Umschmelzen. Auch hier erwies sich die kürzere Wellenlänge des Nd:YAG-Lasers als vorteilhaft gegenüber dem CO₂-Laser. Die bei Kupferwerkstoffen selbst dann noch auftretende hohe Reflexion kann durch Strukturierung der Oberfläche reduziert werden, wie von Frederking gezeigt wurde [74]. Wesentlich verbesserte Einkopplung kann bei Wellenlängen im Sichtbaren und Ultraviolett erwartet werden.

Auch für die neuentwickelte Technik des **Abtragens** (Lasercaving) gelten die beim Umschmelzen gewonnenen Erkenntnisse: Gegenüber dem in käuflichen Werkzeugmaschinen realisierten Stand der Technik lassen sich durch Anwendung kürzerwelliger Laser wesentliche Effizienzsteigerungen erwarten (siehe dazu die Arbeiten von Meiners [75] und Wiedmaier [76]). Beim Abtragen mit Excimer-Lasern müssen zusätzlich die Abschirmeffekte durch laserinduziertes Plasma beachtet werden. Arnold [77] konnte nachweisen, daß bei hohen Intensitäten nur ein Bruchteil der Laserleistung auf das Werkstück gelangt.

6.6 Auswertende Zusammenfassung

Im Zusammenhang mit der Entwicklung innovativer Lasersysteme wurde in Kapitel 6 die Frage untersucht, ob von der Erschließung bisher unzugänglicher Parameterfelder und von flexibler und feinaufgelöster Strahlformung wesentliche Verbesserungen des Prozeßwirkungsgrads erwartet werden können. Es konnte sowohl für den Einkopplungs- als auch für den thermischen Wirkungsgrad ein beträchtliches Steigerungspotential aufgezeigt werden:

Bei der **Einkopplung** lassen sich vor allem für **Oberflächenverfahren** bedeutende Fortschritte von etwa 100 % in Aussicht stellen. Dazu sind linear polarisierte Laserstrahlen im Wellenlängenbereich zwischen ca. 0,5 und 1 μm oder Wellenlängen im Ultravioletten erforderlich.

Für das **Tiefschweißen** läßt sich die Einkopplung dann wesentlich steigern, wenn ungünstige Bearbeitungsgeometrie (z.B. geringe Einschweißtiefe) und hochreflektierende Werkstoffe vorliegen. Dann sind bessere Fokussierbarkeit und kürzere Wellenlänge von Vorteil.

Die Einkopplung beim **Schneiden** ist umso höher, je besser die Winkelbedingung für maximale Absorption auf der Einkopplungsfläche erfüllt ist. Dies kann erreicht werden durch lineare Polarisierung und durch an die Bearbeitungsgeometrie angepaßte Wellenlänge, Strahlform und Intensitätsverteilung. Für letzteres ist eine Fokussierbarkeit erforderlich, die nur mit kurzwelligen Lasern erzielt werden kann.

Durch optimierte Intensitätsverteilung läßt sich auch der **thermische Wirkungsgrad** verbessern. Für das Härten ergibt sich die Möglichkeit, die für effizientes Bearbeiten vorteilhafte homogene Temperaturverteilung erzeugen. Beim Umschmelzen und Schweißen kann die Schmelzzonengeometrie wesentlich verlustärmer gestaltet werden.

7 Zusammenfassung

Auch nach langjähriger Forschung und industrieller Anwendungserfahrung konnten Laserverfahren nicht die Verbreitung der konkurrierenden klassischen Produktionstechniken erreichen. Als wesentlicher Grund für die mangelnde Akzeptanz können die hohen Kosten der Laserverfahren angenommen werden. Vor diesem Hintergrund wurde untersucht, inwieweit durch geschickte Wahl der Strahleigenschaften die Prozeßeffektivität verbessert und damit Kosten gesenkt werden können.

Dazu wurden zunächst die beiden Beiträge zum Prozeßwirkungsgrad, nämlich der thermische und der Einkopplungswirkungsgrad näherungsweise berechnet. Für den thermischen Wirkungsgrad konnte auf analytische Lösungen anderer Autoren zurückgegriffen werden, die in eine einheitliche dimensionslose Darstellung gebracht wurden. Zur Berechnung des Einkoppelgrads war es zuerst notwendig, die Temperatur-, Wellenlängen- und Polarisationsabhängigkeit der Absorption in reinen Metallen anhand von Literaturangaben zu untersuchen. Aufbauend auf den dabei gewonnenen Erkenntnissen konnte eine Methode zur Extrapolation auf prozeßrelevante Werte für technische Werkstoffe angegeben werden. Die damit gewonnenen Hochtemperaturabsorptionswerte wurden für Prozeßmodelle verwendet, die erlauben, die wichtigsten Einflüsse der Strahlparameter auf den Einkoppelgrad der Verfahren Härten, Umschmelzen, Schweißen und Schneiden aufzuzeigen. Zusätzlich wurde aus vollständigeren Modellen anderer Autoren ergänzende Aussagen gewonnen.

Aus der theoretischen Untersuchung wurde eine einheitliche Auftragungsart, genannt **Vergleichsauftragung**, abgeleitet, die ermöglicht, experimentelle Daten hinsichtlich Prozeß- und Einkopplungswirkungsgrad zu analysieren und Extrapolationen in bisher nicht untersuchte Parameterbereiche vorzunehmen.

Die theoretischen Prognosen wurden durch experimentelle Ergebnisse, die überwiegend aus der Arbeitsgruppe des Autors stammen, evaluiert und bezüglich modellmäßig nicht erfaßter Einflüsse (z.B. Oxidation) ergänzt.

Alle experimentellen Beobachtungen sind im Einklang mit den qualitativen Modellaussagen und können durch sie erklärt werden. Soweit quantitative Vergleiche

möglich waren, blieben die relativen Abweichungen kleiner als 10 %. Im einzelnen ergaben sich folgende Zusammenhänge:

Der Wärmeleitungsverluste berücksichtigende **thermische Wirkungsgrad** wird im wesentlichen von der Laserleistung bestimmt. Relativ hohe, jedoch noch immer unter 50 % liegende Werte erhält man oberhalb eines Grenzwertes, der sich proportional zum Produkt aus Bearbeitungstiefe, Prozeßtemperatur und Wärmeleitfähigkeit des zu bearbeitenden Materials ergibt. Von der Optimierung der Wechselwirkungsgeometrie, z.B. durch Verwendung einer zeilenförmigen Anordnung mehrerer Laserstrahlen (fraktales Lasersystem) kann eine weitere Steigerung des thermischen Wirkungsgrads erwartet werden.

Im großen und ganzen nimmt die **Absorption** senkrecht einfallender Strahlen mit zunehmender Wellenlänge ab. Edelmetalle zeigen schon für Wellenlängen im Sichtbaren einen Abfall auf sehr niedrige Absorptionswerte. Bei Übergangsmetallen bleibt relativ hohe Absorption bis in den Infrarotbereich erhalten. Zu hohen Einfallswinkeln hin steigt die Absorption geeignet polarisierten Lichts bis zum sogenannten Brewsterwinkel an. Im Bereich der Brewster-Maxima wächst, anders als bei senkrechtem Einfall, die Absorption meist mit der Wellenlänge an. Steigende Temperatur hat größtenteils positiven Einfluß auf die Absorption. In bestimmten Wellenlängenbereichen jedoch, die von Metall zu Metall unterschiedlich in der Nähe von 1 µm oder darunter liegen, ist dagegen der Temperatureinfluß stark abgeschwächt und kann sich ins Negative verkehren.

Der Einfluß der Strahlparameter auf den **Einkoppelwirkungsgrad** ist abhängig von der Art der Materialbearbeitung. Bei den **Oberflächenverfahren**, besonders dann, wenn die Werkstückoberfläche blank gehalten werden soll, ist die Einkopplung stark von den Strahlparametern Wellenlänge und Polarisierung abhängig. Ausgehend von einem ungünstigen Fall, nämlich Härten oder Umschmelzen von blanken Oberflächen mit CO₂-Lasern, kann die Einkopplung um ein Vielfaches gesteigert werden durch zwei Maßnahmen:

- Anwendung des Brewster-Effekts (Einstrahlung geeignet polarisierten Lichts nahe dem Brewster-Winkel),
- Verwendung kürzerer Wellenlängen.

Mit heute für die Oberflächenbehandlung zur Verfügung stehenden Lasern läßt sich damit bei der Behandlung von Stahl ein Einkoppelgrad zwischen 30 und 40 % erreichen. Zur Erreichung von 70 % Einkopplung sind neue Lasersysteme erforderlich, die entweder eine Kombination obiger Maßnahmen, das heißt lineare Polarisierung im Wellenlängenbereich von ca. 0,5 bis 1 μm , oder Wellenlängen im UV-Bereich bieten.

Beim **Tiefschweißen** wird der Laserstrahl an den Wänden der Dampfkapillare und im laserinduzierten Plasma absorbiert. Zu kürzeren Wellenlängen hin verliert die Plasmaeinkopplung an Bedeutung und kann bereits bei 1 μm vernachlässigt werden. Die Einkopplung wird dann im wesentlichen vom Verhältnis Kapillartiefe zu Fokussdurchmesser und von der über alle Einfallswinkel und Polarisationswinkel gemittelten Verdampfungstemperatur-Absorption des zu schweißenden Werkstoffs bestimmt. Vor allem bei geringen Einschweiß-tiefen und schlecht absorbierenden Werkstoffen kann die Einkopplung durch bessere Fokussierbarkeit oder kürzere Wellenlänge gesteigert werden. In der "Vergleichsauftragung" zeigt sich schon beim Schweißen von Stahl bis zu Einschweiß-tiefen von einigen Millimetern ein deutlicher Einkoppelvorteil für Nd:YAG- im Vergleich zu CO₂-Lasern. Die Strahlpolarisation ist bezüglich der Einkopplung von untergeordneter Bedeutung, beeinflusst jedoch das Breite/ Tiefenverhältnis der Schweißnaht.

Im Falle des **Schneidens** wird der Einfallswinkel der Laserstrahlung durch die Neigung der Schnittfront, die vom Aspektverhältnis Schnitttiefe zu Fokussdurchmesser bestimmt wird, in einem engen Winkelbereich nahe 90° festgelegt. Generell ist für lineare, parallel zur Vorschubrichtung orientierte Polarisierung höhere Einkopplung als mit zirkularer zu erwarten. Die Wellenlängenabhängigkeit des Brewsterwinkels hat zur Folge, daß bei großen Aspektverhältnissen langwellige, bei kleinen hingegen kurzwellige Strahlen höhere Einkopplung erwarten lassen. Die "Vergleichsauftragung" experimenteller Werte bestätigt diese Tendenzen und zeigt z.B. für das Schneiden von Karosserieblech prinzipielle Vorteile für Nd:YAG-Laser. Sollte es mit innovativen Lasersystemen gelingen, die Intensitätsverteilung im Fokus geeignet zu formen, kann eine beträchtliche Steigerung von Einkopplung und Produktivität erwartet werden.

Beim **Brennschneiden** von Stahl wird der höchste auf die Laserleistung bezogene Prozeßwirkungsgrad bei niedriger Vorschubgeschwindigkeit beobachtet. Oberhalb von 6 m/min scheint der Leistungsbeitrag der Verbrennung absolut konstant zu bleiben und mit steigender Geschwindigkeit relativ an Bedeutung zu verlieren.

Oberflächenrauigkeit, nichtmetallische Schichten (einschließlich im Prozeß entstehender **Oxidschichten**) und **Zusatzwerkstoffe** verstärken im allgemeinen die Einkopplung, ihr Einfluß ist jedoch verfahrensabhängig: So verlieren z.B. fürs Härten nützliche Beschichtungen und Oxidschichten beim Umschmelzen weitgehend ihre Wirkung. Für das Schneiden zeigt die "Vergleichsauftragung", daß bei hohen Geschwindigkeiten entgegen bisherigen Annahmen keine merkliche Einkopplungsverbesserung durch Oxidation auftritt.

Insgesamt erwies sich, daß durch Optimierung des Strahlwerkzeugs Laser dessen Effektivität wesentlich verbessert werden kann. Für eine vollständige Ausnutzung des Steigerungspotential sind Fortschritte hinsichtlich Leistung, Wellenlänge, Polarisierung, Fokussierbarkeit und Strahlformung erforderlich, die von **innovativen Lasersystemen** wie diodengepumpten Festkörperlasern und fraktalen Lasersystemen erwartet werden können.

Literatur

- [1] HÜGEL, H.: *Strahlwerkzeug Laser: Eine Einführung*. Stuttgart: Teubner, 1992 (Teubner Studienbücher Maschinenbau)
- [2] MAISENHÄLDER, F.: *Material processing by CO lasers*. In: Matsunawa, A.; Katayama, S. (Hrsg.): Proc. of International Conference on Laser Advanced Materials Processing - Science and Applications - LAMP'92, Nagaoka, 1992, S. 43
- [3] KURIBAYASHI, S.; MATSUDA, K.; NODA, O.; IMATAKE, S.; TANAKA, Y.; KONDO, M.; SATO, S.; TAKAHASHI, K.; KUSAMA, H.: *Current status of the high power CO laser program*. In: Matsunawa, A.; Katayama, S. (Hrsg.): Proc. of International Conference on Laser Advanced Materials Processing - Science and Applications - LAMP'92, Nagaoka, 1992, S. 51
- [4] MURO, M.; TSUJI, H.; IZUKA, M.; WANI, F.; NAITOU, N.; NAGAI, T.; FUJII, H.; ATSUTA, T.: *Beam analysis for chemical oxygen-iodine laser*. In: Matsunawa, A.; Katayama, S. (Hrsg.): Proc. of International Conference on Laser Advanced Materials Processing - Science and Applications - LAMP'92, Nagaoka, 1992, S. 105
- [5] DAUSINGER, F.: *Lasers with different wave length - implications for various applications*. In: Bergmann, H.W.; Kupfer, R. (Hrsg.): Proc. of 3rd European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'90, Erlangen. Coburg: Sprechsaal, 1990, S. 1
- [6] ARATA, Y.; MARUO, H.; MIYAMOTO, I.: *Application of laser for material processing - Heat flow in laser hardening*, IIW Doc. IV-241-78, IIW Doc. 212-436-78, 1978
- [7] SWIFT-HOOK, D. T.; GICK, A. E. F.: *Penetration welding with lasers*. Welding Research Supplement **493-s** (1973) S. 492
- [8] BURGER, D.: *Beitrag zur Optimierung des Laserhärtens*, Universität Stuttgart, Dissertation, 1988
- [9] BANAS, C.: *High power laser welding*. In: Belforte, D. (Hrsg.): The Industrial Laser Annual Handbook. Tulsa (Oklahoma): Penn Well Books, 1986, S. 69
- [10] RAPP, J.: persönliche Mitteilung
- [11] N.N.: *Wieland-Buch: Kupferwerkstoffe*. Ulm: Wieland-Werke AG, 1986
- [12] VICANEK, M.; SIMON, G.: *Momentum and heat transfer of an inert gas jet to the melt in laser cutting*. J. Phys. D: Appl. Phys. **20** (1987), S. 1191
- [13] SCHULZ, W.; BECKER, D.: *On laser fusion cutting: a closed formulation of the process*, In: Bergmann, H.W. (Hrsg.): Proc. of European Scientific Laser Workshop on Mathematical Simulation, Lisabon, 1989. Coburg: Sprechsaal, S. 178
- [14] PETRING, D.; ABELS, P.; BEYER, E.; HERZIGER, G.: *Werkstoffbearbeitung mit Laserstrahlen, Teil 10: Schneiden von metallischen Werkstoffen mit CO₂-Hochleistungslasern*. Feinwerktechnik & Meßtechnik **96** (1988), S. 364

- [15] MOHR, U.: *Geschwindigkeitsbestimmende Strahleigenschaften und Einkoppelmechanismen beim CO₂-Laserschneiden von Metallen*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1993. Stuttgart: Teubner, 1994 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [16] ROSSMANN, A.; SIMON, G.: *Theorie zum Laserstrahlschneiden*. In: Schneiden mit CO₂-Lasern. Düsseldorf: VDI Verlag, 1993
- [17] SCHULZ, W.; BECKER, D.; FRANKE, J.; KEMMERLING, R.; HERZIGER, G.: *Heat conduction losses in laser cutting of metals*. J. Phys. D: Appl. Phys., in Vorbereitung
- [18] HOFE H. V.: ET AL.: *Neue Erkenntnisse zum Ablauf des Brennschneidvorganges*. Schweißen und Schneiden **19** (1967), S. 213
- [19] ARATA, Y.; MARUO, H.; MIYAMOTO, I.; TAKEUCHI, S.: *Dynamic behavior in laser gas cutting of mild steel*. Transactions of JWRI **8** (1979), S. 15
- [20] DAUSINGER, F.; EDLER, R.; SCHREINER, U.; BÄCHLE, E.; RIEHLE, K.: *Geschwindigkeitsbegrenzende Faktoren beim Laserschneiden von schwer trennbaren metallischen Werkstoffen*, In: Waidelich, W. (Hrsg.): Vorträge des 9. Internationalen Kongresses Laser 89 Optoelektronik, München. Berlin: Springer Verlag, 1989, S. 605
- [21] HACK, R.; FAISST, F.; MEINERS, E.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Schneiden mit fasergeführtem Nd:YAG-Hochleistungslaser - Festkörperlaser dringt in Bereiche des CO₂-Lasers vor*. Laser und Optoelektronik **25** (1993) Nr. 2, S. 62
- [22] PROKHOROV, A.M.; KONOV, V.I.; URSU, I.; MIHAILESCU, I.N.: *Laser Heating of Metals*. Bristol: Adam Hilger, 1990
- [23] DRUDE, P.: *Zur Elektronentheorie der Metalle*. Ann. d. Physik **1** (1900), S. 566
- [24] ASHCROFT, N.W.; STURM, K.: Phys. Rev. **3** (1971), S. 1898
- [25] PALIK, E. D.: *Handbook of Optical Constants of Solids*. Orlando: Academic Press, 1985
- [26] WEAVER, J. H.; KRAFKA, C.; LYNCH, D.W.; KOCH, E.E.: *Physics Data : Optical Properties of Metals*. Karlsruhe: Fachinformationszentrum Energie Physik Mathematik, 1981
- [27] BRÜCKNER, M.; SCHÄFER, J.H.; UHLENBUSCH, J.: *Ellipsometric measurement of the optical constants of solid and molten aluminum and Copper at $\lambda = 10,6 \mu\text{m}$* . J. Appl. Phys. **66**, S. 1326
- [28] SEBAN, R.A.: *The emissivity of transition metals in the infrared*. J. Heat Transfer (1965), S. 173
- [29] SHVAREV, K.M.; GUSHCHIN, V.S.; BAUM, B.A.: High Temp. **16** (1978), S. 441
- [30] MILLER, J.C.: *Optical properties of liquid metals at high temperatures*. Phil. Mag. **20** (1969), S. 1115

- [31] PRICE, D.J.: *The temperature variations of the emissivity of metals in the near infrared*. Proc. Phys. Soc. London **47** (1947), S. 131
- [32] BARNES, B. T.: *Optical constants of incandescent refractory metals*. J. Optical Soc. America **56** (1966), S. 1546
- [33] SEPOLD, G.; JÜPTNER, W.: *Beitrag zur Erwärmung von Metallen durch Absorption von Laserstrahlung*. In: Fiebig, M.; Hügel, H.: Gasdynamic and Chemical Lasers, Proc. of the International Symposium (GCL), Köln, 1976, S. 484
- [34] WIETING, T.J.; SCHRIEMPF, J.T.: *Infrared absorptance of partially ordered alloys at elevated temperature*. J. Appl. Phys. **47** (1976), S. 4009
- [35] STERN, G.: *Absorbtivity of cw CO₂, CO and YAG-lasers beams by different metallic alloys*. In: Bergmann, H.W.; Kupfer, R. (Hrsg.): Proc. of 3rd European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'90, Erlangen. Coburg: Sprechsaal Publ., 1990, S. 25
- [36] WISSENBACH, K.: *Umwandlungshärten mit CO₂-Laserstrahlung*. Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1985
- [37] FUNK, G.; MÜLLER, W.: *Temperaturgeregeltes Laserhärten in der Präzisionsmengenfertigung*. In: Bergmann, H.W.; Kupfer, R. (Hrsg.): Proc. of 3rd European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'90, Erlangen. Coburg: Sprechsaal Publ., 1990, S. 227
- [38] HAGEN, E.; RUBENS, H.: *Über Beziehungen des Reflexions- und Emissionsvermögens der Metalle zu ihrem elektrischen Leitvermögen*. Ann. d. Physik **11** (1903), S. 873
- [39] ORDAL, M.A.; LONG, L.L.; BELL, R.J.; ALEXANDER JR., R.W.; WARD, C.A.: *Optical properties of the metals Al, Co, Cu, Au, Fe, Pb, Pt, Ni, Pd, Pt, Ag, Ti, and W in the infrared an far infrared*. Applied Optics **22** (1983), S. 1039
- [40] ROBERTS, S.: *Interpretation of the optical properties of metal surfaces*. Phys. Rev. **100** (1955), S. 1667
- [41] ROBERTS, S.: *Optical properties of nickel and tungsten and their interpretation according to Drude's formula*. Phys. Rev. **114** (1959), S. 104
- [42] HELLWEGE K.-H. (HRSG.): *Landolt-Börnstein: Zahlenwerte und Funktionen aus Naturwissenschaft und Technik*. Neue Serie, Band 15. Berlin: Springer, 1982
- [43] BRANDES, E.A. (Hrsg.): *Smithells Metals Reference Book*. London: Butterworths, 1983
- [44] MÜLLER-LUFFT, S.: *Temperatur- und wellenlängenabhängige Absorption von Aluminium und Aluminiumlegierungen*. Universität Stuttgart, Diplomarbeit, 1994 (Institut für Strahlwerkzeuge)
- [45] HÜTTNER, B.: *Optical properties of polyvalent metals in solid and liquid state*. Zur Veröffentlichung vorgesehen in: Journal of Physics, Condensed Matter
- [46] BECK, M.: Universität Stuttgart, Dissertation, 1994, in Vorbereitung

- [47] MULSER, P.: *Hydrogen plasma production by giant pulse laser - A theoretical study* -. Institut für Plasmaphysik, Garching bei München, Internal study IPP **3/95**, 1969
- [48] ZEL'DOVICH, Y.B.; RAIZER, Y.P.: *Physics of shock waves and high-temperature hydrodynamic phenomena*. New York: Academic Press, 1967
- [49] WOLFE, W.L. (HRSG.): *Handbook of Military Infrared Technology*. Washington: ONR U.S. Govt. Printing Office, 1965
- [50] GOUFFÉ, A.: *Rev. Optique* **24** (1945), S. 1
- [51] BECK, M.; DAUSINGER F.; HÜGEL H.: *Studie zur Energieeinkopplung beim Tief-schweißen mit Laserstrahlung*. *Laser und Optoelektronik* **21** (1989) Nr. 3, S. 80
- [52] BEYER, E.: *Einfluß des laserinduzierten Plasmas beim Schweißen mit CO₂-Lasern*. Technische Hochschule Darmstadt, Dissertation, 1984. Düsseldorf: Deutscher Verlag für Schweißtechnik, 1985
- [53] SOKOLOWSKI, W.: *Diagnostik des laserinduzierten Plasmas beim Schweißen mit CO₂-Lasern*. Universität Aachen, Dissertation, 1992
- [54] DUCHARME, R.; KAPADIA, P.; DOWDEN, J.; WILLIAMS, K.; STEEN, W.M.: *An integrated mathematical model of the keyhole and weldpool in the laser welding of thin sheets*. In: Farson, D.; Steen, W.; Miyamoto, I. (Hrsg.): *Proc. of Lasers Materials Processing Symposium ICALEO'92*, Orlando. Orlando: Laser Institute of America (LIA), 1992, S. 176
- [55] GLOWACKI, M.H.; DUCHARME, R.; KAPADIA, P.; DOWDEN, J.M.: *The welding of thin sheets with CO₂, CO and pseudo continuous Nd:YAG lasers investigated by means of an integrated mathematical model*. In: Denny, P.; Miyamoto, I.; Mordike, B.L. (Hrsg.): *Proc. of Lasers Materials Processing Symposium ICALEO'93*, Orlando. Orlando: Laser Institute of America (LIA), 1993, in Vorbereitung
- [56] SCHULZ, W.: *Schmelzschnitten mit Laserstrahlung: Hydrodynamik und Stabilität des physikalischen Prozesses*. Rheinisch-Westfälische Technische Hochschule Aachen, Dissertation, 1992. Aachen: Verlag Shaker, 1992
- [57] RIEHLE, K.: *Einfluß der Strahlpolarisation auf das Trennen von Metallen mit CO₂-Hochleistungslasern*. Universität Stuttgart, Studienarbeit, 1989 (Institut für Strahlwerkzeuge: IFSW 89-7)
- [58] BORIK, S.: *Einfluß optischer Komponenten auf die Strahlqualität von Hochleistungslasern*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1992. Stuttgart: Teubner, 1992 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [59] MEINERS, E.: *Approaches in modelling of evaporative and melt removal process in micro machining*. In: Mordike, B.L. (Hrsg.): *Laser Treatment of Materials (Proc. of European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'92)*, Göttingen, 1992. Oberursel: DGM, 1992, S. 705
- [60] ARNOLD, P.; DAUSINGER, F.; MÜLLER, W.: *Verfahren zur thermischen Behandlung der Oberfläche von Werkstücken mittels eines linear polarisierten Laserstrahls*.

- Patentschrift DE 3126953 C2, Anmeldung: 8.7.81., Erteilung: 21.7.83. DAUSINGER, F.; MÜLLER, W.; ARNOLD, P.: *Laser beam surface treatment process for materials of large reflectivity*. United States Patent 4,414,038, 1983
- [61] DAUSINGER, F.; RUDLAFF, TH.: *Novel transformation hardening technique exploiting Brewster absorption*. In: Proc. of International Conference on Laser Advanced Materials Processing - Science and Applications - LAMP'87, Osaka, 1987, S. 323
- [62] SHIBATA, K.; SAKAMOTO, H.; MATSUYAMA, H.: *Absorptivity of polarized beam during laser hardening*. In: Proc. of Laser Materials Processing Symposium ICALEO'91, San José. Orlando: Laser Institute of America (LIA), 1989, S. 409
- [63] RUDLAFF, TH.: *Arbeiten zur Optimierung des Umwandlungshärtens mit Laserstrahlen*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1993. Stuttgart: Teubner, 1993 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [64] SHEN, J.: *Optimierung von Verfahren der Laseroberflächenbehandlung bei gleichzeitiger Pulverzufuhr*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1993. Stuttgart: Teubner, 1994 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [65] SHEN, J.; GRÜNENWALD, B.; DAUSINGER, F.: *Laser surface modification of a low carbon steel with tungsten carbide and carbon*. In: Proc. of Laser Materials Processing Symposium ICALEO'91, San José. Orlando: Laser Institute of America (LIA), 1989, S. 371
- [66] WAHL, TH.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.: *Deep penetration welding with pulsed CO₂-laser radiation*. In: Mordike, B.L. (Hrsg.): *Laser Treatment of Materials* (Proc. of European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'92), Göttingen, 1992. Oberursel: DGM, 1992, S. 137
- [67] WAHL, R.: *Robotergeführtes Laserstrahlschweißen mit Steuerung der Polarisationsrichtung*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1993. Stuttgart: Teubner, 1994 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [68] GÖLLER, E.; HUBER, R.; IFFLÄNDER, R.; SCHÄFER, P.; WALLMEROOTH, K.: *2 kW-CW-Laser*, Ergebnisdarstellung zu einem EUREKA-Projekt. *Laser und Optoelektronik* **25** (1993) Nr. 2, S. 42
- [69] BETHKE, U.; DAUSINGER, F.; PÄTHE, D.; TRÖSKEN, F.; ZOPF, P.: *Schweißtechnischer Vergleich zwischen Hochleistungsfestkörper- und CO₂-Laser*. In: Waidelich, W. (Hrsg.): *Vorträge des 11. Internationalen Kongresses Laser'93 Optoelektronik*, München. Berlin: Springer Verlag, 1993, in Vorbereitung
- [70] BEYER, E.; BEHLER, K.; HERZIGER, G.: *Influence of laser beam polarisation in welding*. In: Hügel, H. (Hrsg.): *Lasers in Manufacturing*, Proc. of the 5th International Conference LIM-5, Stuttgart, 1988, S. 233
- [71] WAHL, R.; DAUSINGER, F.; DALIBOR, E.; KOLB, A.; MENZER, M.: *Gezielte Nachprüfung der linearen Polarisierung beim räumlichen CO₂-Laserstrahlschneiden und -schweißen von Karosserieblech*. In: Waidelich, W. (Hrsg.): *Vorträge des 10. In-*

- ternationalen Kongresses Laser'91 Optoelektronik, München. Berlin: Springer Verlag, 1991, S. 390
- [72] DAUSINGER, F.; GIESEN, A.; HÜGEL, H.; OPOWER, H.: *Leistungsgesteuertes fraktales Lasersystem*. Patentanmeldung, 1993
- [73] GIESEN, A.; HÜGEL, H.; OPOWER, H.: *Phasengesteuertes fraktales Lasersystem*. Patentanmeldung, 1993
- [74] FREDERKING, K.-D.: *Laserlöten kleiner Kupferbauteile mit geregelter Lotdrahtzufuhr*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1993. Stuttgart: Teubner, 1994 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)
- [75] MEINERS, E.: Universität Stuttgart, Dissertation 1995, in Vorbereitung
- [76] WIEDMAIER, M.; MEINERS, E.; DAUSINGER, F.; HÜGEL, H.; RUDLAFF, T.: *Integration of materials processing with YAG-lasers in a turning center*. In: Mordike, B.L. (Hrsg.): *Laser Treatment of Materials (Proc. of European Conference on Laser Treatment of Materials ECLAT'92)*, Göttingen, 1992. Oberursel: DGM, 1992, S. 559
- [77] ARNOLD, J.: *Abtragen metallischer und keramischer Werkstoffe mit Excimerlasern*. Universität Stuttgart, Dissertation, 1994. Stuttgart: Teubner, 1994 (Laser in der Materialbearbeitung Forschungsberichte des IFSW)

Danksagung

Die vorliegende Arbeit basiert größtenteils auf Erfahrungen und Ergebnissen, die im Rahmen von Projekten erzielt wurden, die vom Bundesminister für Forschung und Technologie gefördert wurden (13EU0062, 13EU0076, 13N5433, 13N5505, 13N5599, 13N5623, 13N5661, 13N5747, 13N6055).

Weiterhin konnte aufgebaut werden auf den abgeschlossenen Dissertationen von Dr. Johannes Arnold, Dr. Dieter Burger, Dr. Klaus-Dieter Frederking, Dr. Ursula Mohr, Dr. Thomas Rudlaff, Dr. Jialin Shen und Dr. Roland Wahl, denen ich für vertrauensvolle und engagierte Mitarbeit danke.

Herrn Dipl.-Ing. Markus Beck und Herrn Dipl.-Ing. Jürgen Rapp bin ich für anregende Diskussionen und für das Überlassen von unpublizierten Informationen aus ihren laufenden Arbeiten zu Dank verpflichtet.

Meiner Sekretärin Frau Erika Moore und den Studenten Stefan Müller-Lufft und Silke Hoyler darf ich für tatkräftige Mithilfe bei der Fertigstellung der Arbeit danken.

Bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Dr.h.c.mult. Hans-Jürgen Warnecke bedanke ich mich dafür, daß er trotz der Arbeitsbelastung, die mit der Übernahme des Präsidentenamtes der Fraunhofer-Gesellschaft verbunden ist, den Mitbericht übernommen hat.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Helmut Hügel bin ich dankbar für die freundschaftliche Förderung dieser Arbeit.

Meiner lieben Frau danke ich herzlich für Verständnis und Ermunterung in der für die Familie entbehrungsreichen Zeit der Ausarbeitung.